

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

**Análise numérica da ação do vento sobre *outdoors* considerando
efeitos de vizinhança e topografia**

Ígor Marini Peter

Porto Alegre
2024

ÍGOR MARINI PETER

**ANÁLISE NUMÉRICA DA AÇÃO DO VENTO SOBRE
OUTDOORS CONSIDERANDO EFEITOS DE VIZINHANÇA E
TOPOGRAFIA**

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

Porto Alegre
2024

CIP - Catalogação na Publicação

Peter, Ígor Marini
Análise numérica da ação do vento sobre outdoors
considerando efeitos de vizinhança e topografia / Ígor
Marini Peter. -- 2024.
182 f.
Orientadores: Alexandre Luis Braun, Felipe
Schaedler de Almeida.

Dissertação (Mestrado) -- Universidade Federal do
Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de
Pós-Graduação em Engenharia Civil, Porto Alegre,
BR-RS, 2024.

1. Engenharia do Vento Computacional. 2. Método dos
Elementos Finitos. 3. Simulação de Grandes Escalas. 4.
Outdoors e Painéis. I. Braun, Alexandre Luis, orient.
II. de Almeida, Felipe Schaedler, orient. III.
Título.

ÍGOR MARINI PETER

**ANÁLISE NUMÉRICA DA AÇÃO DO VENTO SOBRE
OUTDOORS CONSIDERANDO EFEITOS DE VIZINHANÇA E
TOPOGRAFIA**

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

Porto Alegre, 26 de julho de 2024

Prof. Alexandre Luis Braun
Dr. pela Universidade Federal do Rio Grande
do Sul
Orientador

Prof. Felipe Schaedler de Almeida
Dr. pela Universidade Federal do Rio Grande
do Sul
Orientador

Nilo Consoli
Ph.D pela Concordia University, Canadá
Coordenador do PPGEC/UFRGS

BANCA EXAMINADORA

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

Prof. Guilherme Henrique Fiorot (UFRGS)
Dr. pela Universidade Estadual Paulista Júlio de Mesquita Filho, Brasil

Prof. José Luis Vital de Brito (UnB)
Dr. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

Prof. Renato Vaz Linn (UFRGS)
Dr. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

Dedico este trabalho a minha avó Dely Peter, cuja saudade
não pode ser expressa em palavras.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a minha família pelo suporte contínuo, aos meus pais Antônio e Liliana, cujo amor, cuidado, suporte e educação me permitiram ser quem eu sou e chegar onde estou, ao meu irmão Yuri pelo apoio nos momentos de necessidade, aos meus tios e primos Andréia, Henrique, Luigi e Marina pelo acolhimento em Porto Alegre durante a pós graduação e ao meu tio Marco Aurélio pelo suporte fornecido.

Agradeço aos professores que tive ao longo da vida pelos ensinamentos, ao professor Paulo cujos ensinamentos na área de Matemática expandiram meus horizontes a distâncias inimagináveis, aos professores Letícia, Aline e Hebert pelos ensinamentos, mentoria e inspiração durante a graduação.

Agradeço aos professores Alexandre e Felipe pelo conhecimento, orientação, dedicação, confiança e suporte, sem os quais este trabalho não seria possível e aos demais professores do PPGEC pelo conhecimento transferido.

Agradeço aos meus colegas de mestrado, José e Mário pela parceria nos trabalhos e durante a confecção da dissertação, aos colegas Eric e Gabriel pela parceria durante esse período, ao grupo de pesquisa do CEMACOM e aos demais colegas de pós-graduação do PPGEC pela motivação, inspiração e aconselhamento, ao PPGEC e à UFRGS por me possibilitarem realizar o mestrado acadêmico e à CAPES pela bolsa de estudos que possibilitou a minha total dedicação à produção desta dissertação.

Agradeço ao Centro Nacional de Supercomputação (CESUP) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS) e ao Centro Nacional de Processamento de Alto Desempenho em São Paulo (CENAPAD-SP) pela disponibilização dos recursos computacionais que permitiram a elaboração deste trabalho.

Agradeço à Victoria pelas conversas diárias, pelos bom dias e boa noites, pelas tardes de estudo e descontração e pelo suporte nos momentos difíceis, ao Adrian pela amizade e pelas conversas descontraídas que sempre ajudaram a seguir em frente, ao Vinicius por sempre estar ali quando precisei e pela amizade que já dura quase duas décadas, as minhas colegas de profissão Mozzara e Rafaela pela parceria e compartilhamento de experiências nos últimos anos e aos meus demais amigos.

Não deve haver nenhuma barreira à liberdade de investigação. Não há lugar para o dogma na ciência. O cientista é livre, e deve ser livre de fazer qualquer pergunta, de duvidar de qualquer asserção, de procurar toda a evidência, de corrigir quaisquer erros.

Julius Robert Oppenheimer

RESUMO

PETER, Í. M. **Análise numérica da ação do vento sobre *outdoors* considerando efeitos de vizinhança e topografia.** 2024. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

O uso de *outdoors* como uma forma de publicidade é uma prática comum ao redor do mundo. Com o aumento no número destes dispositivos em zonas urbanas e rodovias, registrou-se também um aumento no número de acidentes, usualmente durante a ocorrência de eventos climáticos com ventos de grande intensidade. Estudos recentes apontam que as normas de projeto subestimam carga de vento para este tipo de estrutura, o que levanta interesse em novas investigações na área. Tradicionalmente, pesquisas na área de Engenharia do Vento são realizadas através de métodos experimentais em túneis de vento. Contudo, as simulações numéricas em computadores com alta capacidade de processamento têm ganhado espaço como uma abordagem auxiliar na análise destes problemas. Neste trabalho, utiliza-se uma formulação numérica baseada no Método dos Elementos Finitos e no modelo explícito de dois passos de Taylor-Galerkin para a solução do sistema de equações fundamentais da dinâmica de fluidos, considerando escoamento incompressível e isotérmico. As malhas de elementos finitos são constituídas de elementos hexaédricos lineares com integração reduzida e controle de modos espúrios. A turbulência no escoamento é tratada numericamente através de Simulação de Grandes Escalas (*Large Eddy Simulation* - LES) com modelo submalha dinâmico de Smagorinsky, sendo que flutuações na corrente incidente são inseridas através de um algoritmo de geração de turbulência sintética utilizando a técnica CDRFG (*Consistent Discrete Random Flow Generation*). Painéis e *outdoors* do tipo *box* são analisados considerando escoamentos sinóticos com e sem turbulência na corrente incidente. Efeitos da topografia e da vizinhança sobre a carga gerada pelo vento neste tipo de estrutura são investigados em situações de talude e cânion urbano. Os resultados foram condizentes com estudos experimentais. Observou-se que as pressões na coluna do *outdoor* são diferentes de situações idealizadas devido à presença da placa, enquanto que os resultados para *outdoor* em talude estão em boa concordância com a NBR 6123. Os *outdoors* em cânion urbano apresentaram sucções mais elevadas que em casos sem efeitos de vizinhança.

Palavras-chave: *Engenharia do Vento Computacional; Método dos Elementos Finitos; Simulação de Grandes Escalas; Outdoors e Painéis.*

ABSTRACT

PETER, Í. M. **Numerical analysis of the wind action on billboards considering neighborhood and topography effects.** 2024. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

The use of billboard advertising is a common marketing practice worldwide. With the rise in the number of billboards, there has been a rise in the number of accidents, usually during weather events with high intensity winds. Recent studies indicate that design codes underestimate wind loads for this type of structure, which raises interest in further investigations in this field. Traditionally, research in the field of Wind Engineering has been carried out through experimental methods in wind tunnels. However, numerical simulations on computers with high processing capacity has gained ground as an auxiliary approach in the analysis of these problems. In this work, a numerical formulation based on the Finite Element Method and the explicit two-step Taylor-Galerkin model is used to solve the system of fundamental equations of fluid dynamics, considering incompressible and isothermal flow. Finite element meshes are made with linear hexahedral elements with reduced integration and spurious mode control. Turbulence is treated through Large Eddy Simulation (LES) with the dynamic Smagorinsky subgrid model, and fluctuations in the incident stream are inserted through a synthetic turbulence generation algorithm using the Consistent Discrete Random Flow Generation (CDRFG) technique. Panels and box-type billboards are analyzed considering synoptic flows with and without turbulence in the incident stream. Effects of topography and neighborhood on the load generated by wind in this type of structure are investigated in slope and urban canyon situations. The results matched experimental studies. The pressures in the billboard's column are observed to be different from idealized scenarios due to the presence of the box panel, while simulation results with *outdoor* on slope are in agreement with the NBR 6123 design code. The billboards inside the urban canyon have stronger negative pressures than in situations without neighborhood effects.

Key-words: *Computational Wind Engineering; Finite Element Method; Large Eddy Simulation; Billboards and Panels.*

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Exemplo típico de <i>outdoor</i> próximo à rodovia (fonte: Wikimedia)	19
Figura 2 – Configurações de <i>outdoors</i> com painéis múltiplos (adaptado de North Carolina Department of Revenue, 2019).....	20
Figura 3 – Modelo em escala reduzida de placa elevada usado para análises em túnel de vento (Moura, 1981).....	34
Figura 4 – Modelos de <i>outdoors</i> em túneis de vento feitos por (a) Zuo, Smith e Mehta (2014) e (b) Li <i>et al.</i> (2018).....	36
Figura 5 – Exemplos de falhas em <i>outdoors</i> (adaptado de WANG; CHEN; LI; CHENG, 2016)	38
Figura 6 – Localização dos <i>outdoors</i> derrubados pelo tufão Mujigae (Wen e Xie, 2020)	39
Figura 7 – Fotos dos <i>outdoors</i> atingidos pelo tufão Mujigae (Wen e Xie, 2020)	39
Figura 8 – Modos de falha típicos de <i>outdoors</i> sobre pilar metálico (adaptado de Wen e Xie, 2020)	40
Figura 9 – Caracterização do modo de colapso por flambagem da coluna (a) no lado tracionado e (b) no lado comprimido da coluna próximo à base (adaptado de Wen e Xie, 2020)	41
Figura 10 – Tipos de <i>outdoors</i> de acordo com o Guia de Avaliação de Estruturas de <i>Outdoors</i> da Carolina do Norte (adaptado de <i>North Carolina Department of Revenue</i> , 2019)	49
Figura 11 – <i>Outdoor</i> do tipo caixa investigado por Smith, Zuo e Mehta (2014).....	50
Figura 12 – Momento do colapso do <i>outdoor</i> em Porto Belo, Santa Catarina (Nova Era FM 97.5, 2022).....	51
Figura 13 – <i>Outdoor</i> colapsado em Dongguan, China.....	51
Figura 14 – Alteração nas linhas de corrente próximo de um morro (Blessmann, 2013)	53
Figura 15 – Topografia típica de rodovia.....	53
Figura 16 – Esquema de cânion urbano	54
Figura 17 – Exemplo de histórico de velocidades (adaptado de Blessmann, 2011).....	57
Figura 18 – Função de autocorrelação, (a) representação gráfica da autocorrelação e (b) curva de autocorrelação (adaptado de Blessmann, 2011).....	58
Figura 19 – Representação gráfica do elipsoide dos vórtices médios do escoamento (Blessmann, 1988)	60

Figura 20 – Perfil de velocidade média da CLA (adaptado de Loredou-Souza, Schettini e Paluch, 2004).....	61
Figura 21 – Mapa de isopleias (ABNT, 2023)	66
Figura 22 – Coeficiente de arrasto em função do número de Reynolds para (a) um prisma com arestas vivas, (b) um prisma com arestas arredondadas e (c) um cilindro circular (Scruton e Rogers, 1971 apud Simiu e Yeo, 2019)	67
Figura 23 – Parametrização de um elemento hexaédrico (Chandrupatla e Belegundu, 2012)	80
Figura 24 – Geometria e condições de contorno para simulação de painel elevado	89
Figura 25 – Visualização da malha para simulação de painel elevado	90
Figura 26 – Coeficiente de arrasto da simulação de painel elevado	91
Figura 27 – Geometria e condições de contorno para simulação de paredes paralelas em terreno plano	92
Figura 28 – Visualização da malha para simulação de paredes paralelas em terreno plano....	93
Figura 29 – Coeficiente de arrasto da simulação de paredes paralelas em terreno plano	93
Figura 30 – Coeficientes de pressão médios a barlavento (esquerda) e sotavento (direita) da parede (a) exposta e (b) protegida da simulação de paredes paralelas em terreno plano	94
Figura 31 – Geometria e condições de contorno para simulação de paredes paralelas em talude	95
Figura 32 – Visualização da malha para simulação de paredes paralelas em talude.....	96
Figura 33 – Coeficiente de arrasto da simulação de paredes paralelas em talude.....	96
Figura 34 – Históricos das componentes turbulentas das velocidades (a) u , (b) v e (c) w gerados pelo algoritmo CDRFG com os dados de Aboshosha <i>et al.</i> (2015).....	99
Figura 35 – Espectros de potência das componentes turbulentas das velocidades (a) u , (b) v e (c) w gerados pelo algoritmo CDRFG com os dados de Aboshosha <i>et al.</i> (2015).....	101
Figura 36 – Geometria e condições de contorno para teste do algoritmo CDRFG na aplicação em domínio hexaédrico	101
Figura 37 – Visualização da malha para teste do algoritmo CDRFG em domínio hexaédrico	103
Figura 38 – Históricos das velocidades (a) u , (b) v e (c) w na entrada do domínio hexaédrico para simulação com $L_u = 10$ m.....	104
Figura 39 - Históricos das velocidades (a) u , (b) v e (c) w 10 metros após a entrada do domínio hexaédrico para simulação com $L_u = 10$ m	105
Figura 40 – Valores de intensidade do vento para diferentes valores de escala integral da turbulência	105

Figura 41 – Espectro de potência (a) S_u , (b) S_v e (c) S_w do teste do algoritmo CDRFG com domínio hexaédrico para $Lu = 10 m$	107
Figura 42 – Históricos das velocidades (a) u , (b) v e (c) w na entrada do domínio hexaédrico com intensidade ajustada para simulação com $Lu = 10 m$	110
Figura 43 – Históricos das velocidades (a) u , (b) v e (c) w 10 metros após a entrada do domínio hexaédrico com intensidade ajustada para simulação com $Lu = 10 m$	111
Figura 44 – Valores de intensidade do vento para diferentes valores de escala integral da turbulência na simulação com intensidade ajustada	111
Figura 45 - Espectro de potência (a) S_u , (b) S_v e (c) S_w do teste do algoritmo CDRFG com domínio hexaédrico e intensidade ajustada para $Lu = 10 m$	113
Figura 46 – Disposições do <i>outdoor</i> para a simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano.....	114
Figura 47 – Geometria e condições de contorno para simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano	115
Figura 48 – Visualização da malha (a) do domínio M3 e do <i>outdoor</i> nos domínios (b) M1 a 90°, (c) M2 a 90°, (d) M3 a 90°, (e) M2 a 70° e (f) M2 a 50°	118
Figura 49 – Coeficiente de (a) força normal, (b) força tangencial e (c) torção da simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano	121
Figura 50 – Coeficiente de força normal de acordo com a incidência do vento (adaptado de Zuo, Smith e Mehta, 2014).....	123
Figura 51 – Excentricidade vertical da força normal à placa da simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano	124
Figura 52 – Coeficiente de arrasto da coluna da simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano	126
Figura 53 – Força resultante média distribuída ao longo da altura da coluna na simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano	127
Figura 54 – Diagramas de coeficiente de pressão médio, para diferentes alturas, na coluna da simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano	127
Figura 55 – Diagrama de pressões em um cilindro (a) por Blessmann (2011) e (b) adaptado da Tabela 13 da NBR 6123 (ABNT, 2023) para cilindro de superfície lisa.....	128
Figura 56 – Coeficientes de pressão na face a barlavento (esquerda) e a sotavento (direita) da placa da simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano com vento a (a) 90°, (b) 70° e (c) 50°	129
Figura 57 – Corte horizontal em $z = 5,625 m$ (à esquerda) e vertical no centroide do <i>outdoor</i> (à direita) do campo de pressões médias da simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano com o <i>outdoor</i> a (a) 90°, (b) 70° e (c) 50°	131

Figura 58 – Linhas de corrente instantâneas ao redor do <i>outdoor</i> da simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano geradas a partir de (a) uma nuvem de pontos em frente ao <i>outdoor</i> , (b) uma nuvem de pontos em volta do <i>outdoor</i> , (c) uma linha horizontal em $x = -7,5$ m e $z = 4,0$ m e (d) uma linha vertical em $x = -7,5$ m e $y = -1,0$ m	132
Figura 59 – Localização do ponto R para medição dos parâmetros estatísticos da simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano com turbulência na entrada	134
Figura 60 – Velocidades (a) u , (b) v e (c) w no ponto R nas simulações com o domínio M1 do <i>outdoor</i> em terreno plano com turbulência na entrada	136
Figura 61 – Velocidades (a) u , (b) v e (c) w no ponto R nas simulações com o domínio M2 do <i>outdoor</i> em terreno plano com turbulência na entrada	137
Figura 62 – Intensidades da turbulência (a) I_u , (b) I_v e (c) I_w no ponto R e alvo nas simulações do <i>outdoor</i> em terreno plano com turbulência na entrada.....	138
Figura 63 – Espectros de potência (a) S_u , (b) S_v e (c) S_w do no ponto R das simulações do <i>outdoor</i> em terreno plano com turbulência na entrada	139
Figura 64 – Coeficientes de (a) força normal e (b) torção na placa do <i>outdoor</i> nas simulações com domínio M1 do <i>outdoor</i> em terreno plano com turbulência	140
Figura 65 – Coeficientes de (a) força normal e (b) torção na placa do <i>outdoor</i> nas simulações com domínio M2 do <i>outdoor</i> em terreno plano com turbulência	141
Figura 66 – Geometria e condições de contorno para simulação de <i>outdoor</i> no topo de talude	143
Figura 67 – Visualização da malha para simulação do <i>outdoor</i> no topo de talude	144
Figura 68 – Diagrama do acréscimo da velocidade do vento em taludes (ABNT, 2023)	146
Figura 69 – Coeficiente de força normal da simulação de <i>outdoor</i> no topo de talude	147
Figura 70 – Excentricidade vertical da força normal à placa da simulação de <i>outdoor</i> no topo de talude	148
Figura 71 – Coeficiente de sustentação da placa do <i>outdoor</i> no topo de talude	148
Figura 72 – Coeficiente de arrasto da coluna do <i>outdoor</i> no topo de talude.....	149
Figura 73 – Força de arrasto média distribuída ao longo da altura da coluna do <i>outdoor</i> no topo de talude.....	149
Figura 74 – Diagramas de coeficiente de pressão na coluna do <i>outdoor</i> no topo de talude ..	150
Figura 75 – Campos instantâneos de pressão na face a (a) barlavento e (b) sotavento da placa do <i>outdoor</i> da simulação de <i>outdoor</i> no topo de talude.....	150
Figura 76 – Corte (a) horizontal e (b) vertical do campo de pressões instantâneas da simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano.....	151

Figura 77 – Linhas de corrente instantâneas ao redor do <i>outdoor</i> da simulação de <i>outdoor</i> no topo de talude geradas a partir de (a) uma linha horizontal em $x = 0$ e $z = 5,0$ m, (b) uma linha em $x = 30$ m e $z = 12,5$ m, (c) uma linha horizontal em $x = 0$ e $z = 10,0$ m e (d) uma linha vertical em $x = 0$ e $y = -2,5$ m	152
Figura 78 – Geometria e condições de contorno para simulação de cânion urbano.....	153
Figura 79 – Geometria dos <i>outdoors</i> para simulação de cânion urbano	154
Figura 80 – Malha de elementos finitos para simulações de <i>outdoor</i> em cânion urbano	155
Figura 81 – Corte (a) horizontal em $z = 2,5$ m, (b) vertical e (c) obtido por Madalozzo <i>et al.</i> (2014) no centro do campo médio de pressões da simulação de cânion urbano	157
Figura 82 – Corte do campo médio da magnitude da velocidade em $z = 2,5$ m da simulação de cânion urbano	157
Figura 83 – Linhas de corrente em um corte central da simulação de cânion urbano obtidas por (a) Madalozzo <i>et al.</i> (2014) e (b) este trabalho	158
Figura 84 – Campo médio de velocidades w normalizadas obtidas por (a) este trabalho e (b) adaptado de Salim, Cheah e Chan (2011) no centro da cavidade entre prédios da simulação de cânion urbano	159
Figura 85 – Campo médio de velocidade transversal v obtidas por (a) este trabalho e (b) adaptado de Gromke e Ruck (2007) na extremidade do cânion urbano entre prédios da simulação de cânion urbano	160
Figura 86 - Linhas de corrente do campo médio de velocidades ao redor do cânion urbano da simulação de cânion urbano geradas a partir de (a) uma linha horizontal em $x = 12,5$ m e $z = 2,0$ m, (b) uma linha horizontal em $x = 20,0$ m e $z = 3,0$ m, (c) uma linha vertical em $x = 12,5$ m e $y = -20,0$ m e (d) uma linha horizontal em $x = 32,5$ m e $z = 2,5$ m.....	161
Figura 87 – Coeficiente de (a) força normal, (b) força tangencial, (c) torção e (d) sustentação do <i>outdoor</i> no cânion urbano.....	163
Figura 88 – Campo médio de pressões nas faces esquerda e direita da placa do <i>outdoor</i> no (a) domínio M2 e (b) domínio M3 das simulações de cânion urbano	164
Figura 89 – Corte horizontal em $z = 2,5$ m do campo médio de pressões na simulação do <i>outdoor</i> no (a) domínio M2 e (b) domínio M3 das simulações de cânion urbano	165
Figura 90 – Corte horizontal em $z = 2,5$ m do campo médio do módulo das velocidades na simulação de <i>outdoor</i> no (a) domínio M2 e (b) domínio M3 das simulações de cânion urbano	166

Figura 91 – Corte vertical do campo médio de pressões no *outdoor* no (a) domínio M2 e (b) domínio M3 da simulação de cânion urbano..... 166

Figura 92 – Corte vertical do campo médio do módulo das velocidades ao redor do *outdoor* no (a) domínio M2 e (b) domínio M3 das simulações de cânion urbano 167

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Coeficiente de força C_f para muros e placas retangulares (ABNT, 2023).....	69
Tabela 2 – Coeficientes de arrasto C_a para corpos de seção circular constante (adaptado de ABNT, 2023).....	70
Tabela 3 – Valores de entrada para o algoritmo CDRFG na simulação de teste	97
Tabela 4 – Parâmetros para cálculo da turbulência na simulação de teste do algoritmo CDRFG em $z = 0,3$ m.....	98
Tabela 5 – Propriedades estatísticas do histórico gerado no teste do algoritmo CDRFG	99
Tabela 6 – Valores de entrada para o algoritmo CDRFG na aplicação em domínio hexaédrico	102
Tabela 7 – Intensidades do vento para diferentes valores de escala integral da turbulência .	106
Tabela 8 – Função de calibração e intensidades ajustadas para o domínio hexaédrico	109
Tabela 9 - Valores de intensidades do vento para diferentes valores de escala integral da turbulência na simulação com intensidade ajustada	112
Tabela 10 – Propriedades das malhas para simulações do <i>outdoor</i> em terreno plano.....	117
Tabela 11 – Pressão dinâmica na simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano	119
Tabela 12 – Coeficientes de força normal e de torção médios da simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano	122
Tabela 13 – Coeficientes de força normal e de torção para <i>outdoor</i> em terreno plano de acordo com a NBR 6123:2023.....	124
Tabela 14 – Excentricidade vertical média da força normal à placa da simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano	125
Tabela 15 – Coeficiente de força tangencial da simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano	125
Tabela 16 – Coeficiente de arrasto na coluna da simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano....	126
Tabela 17 - Valores de entrada para a turbulência na simulação de <i>outdoor</i> em terreno plano	133
Tabela 18 – Parâmetros estatístico no ponto de registro R das simulações de <i>outdoor</i> em terreno plano com turbulência na entrada	134
Tabela 19 – Valores de intensidade da turbulência no ponto R para as simulações de <i>outdoor</i> em terreno plano com turbulência na entrada.....	135
Tabela 20 – Velocidade média e intensidades da turbulência no ponto R nas simulações com <i>outdoor</i> em terreno plano com turbulência na entrada	138

Tabela 21 – Parâmetros estatísticos dos coeficientes de força normal e de torção para simulação do <i>outdoor</i> em terreno plano com turbulência na entrada	142
Tabela 22 – Coeficiente de força normal (C_n) da placa da simulação de <i>outdoor</i> no topo de talude	147
Tabela 23 – Propriedades das malhas para simulações de cânion urbano	155
Tabela 24 – Coeficientes de força médios e máximos dos <i>outdoors</i> em cânion urbano	163

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	19
1.1	TEMA DE PESQUISA E JUSTIFICATIVAS	19
1.2	VENTO EM OUTDOORS.....	21
1.2.1	Ação do Vento em Zonas Urbanas	22
1.2.2	Inadequação das Normas.....	23
1.3	ENGENHARIA DO VENTO COMPUTACIONAL.....	25
1.3.1	Ensaios em Túnel de Vento e Simulações Numéricas em CFD	26
1.3.2	Trabalhos Anteriores no PPGEC.....	28
1.4	OBJETIVOS	30
1.5	METODOLOGIA.....	31
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	34
2.1	EFEITOS AERODINÂMICOS EM PLACAS, PAINÉIS E <i>OUTDOORS</i> 34	
2.2	MECANISMOS DE FALHA DE <i>OUTDOORS</i> SOBRE FORÇAS DO VENTO	37
2.3	GERAÇÃO DE TURBULÊNCIA ARTIFICIAL NO ESCOAMENTO INCIDENTE.....	41
2.4	EFEITOS DE VIZINHANÇA E TOPOGRAFIA.....	43
2.5	OCORRÊNCIA DE VENTOS EXTREMOS	44
2.6	RESUMO DAS CONCLUSÕES DE OUTROS ESTUDOS	45
3	ESTRUTURAS DE <i>OUTDOORS</i> E CONDIÇÕES TÍPICAS	48
3.1	CONCEPÇÕES ARQUITETÔNICAS E ESTRUTURAIS	48
3.2	EXEMPLOS DE FALHAS DE <i>OUTDOORS</i>	50

3.3	CONDIÇÕES TOPOGRÁFICAS E DE VIZINHANÇA	52
3.4	CARACTERÍSTICAS DO VENTO INCIDENTE.....	54
4	ASPECTOS TEÓRICOS DE MODELAGEM DO VENTO	56
4.1	CARACTERIZAÇÃO DO VENTO NA CAMADA LIMITE ATMOSFÉRICA.....	56
4.1.1	Natureza Aleatória do Vento Natural	56
4.1.2	Modelagem do Vento na Camada Limite Atmosférica.....	60
4.2	CARGA DE VENTO EM OUTDOORS – RECOMENDAÇÕES DA NBR 6123 – FORÇAS DEVIDAS AO VENTO EM EDIFICAÇÕES	64
4.2.1	Forças em Estruturas de Comportamento Quase-Estático	64
4.2.2	Coefficientes Aerodinâmicos para Estruturas de <i>Outdoors</i>	68
5	MODELO NUMÉRICO	71
5.1	EQUAÇÕES FUNDAMENTAIS DO ESCOAMENTO	71
5.2	TRATAMENTO NUMÉRICO DA TURBULÊNCIA	73
5.3	MÉTODO EXPLÍCITO DE DOIS PASSOS DE TAYLOR-GALERKIN 77	
5.3.1	Discretização Temporal	77
5.3.2	Discretização Espacial	79
5.4	TURBULÊNCIA ARTIFICIAL NA ENTRADA DO DOMÍNIO.....	82
5.4.1	Geração de escoamento Aleatório Discreto (DRFG)	82
5.4.2	Geração de escoamento Aleatório Discreto Consistente (CDRFG)	83
5.5	ALGORITMO PARA ANÁLISE DO ESCOAMENTO	85
6	RESULTADOS	87
6.1	PAREDES E PAINÉIS	87

6.1.1	Painel Elevado	88
6.1.2	Paredes Paralelas em Terreno Plano.....	91
6.1.3	Paredes Paralelas em Talude	94
6.2	VERIFICAÇÃO DO ALGORITMO CDRFG.....	97
6.2.1	Verificação com o Trabalho de Aboshosha <i>et al.</i> (2015).....	97
6.2.2	Aplicação em Domínio Hexaédrico	101
6.2.3	Calibração da Intensidade	108
6.3	<i>OUTDOOR</i> EM TERRENO PLANO.....	113
6.3.1	Escoamento Incidente Laminar	120
6.3.2	Escoamento Incidente Turbulento	132
6.4	<i>OUTDOOR</i> NO TOPO DE TALUDE.....	142
6.5	CÂNION URBANO	152
6.5.1	Cânion Urbano sem <i>Outdoor</i>	156
6.5.2	Cânion Urbano com <i>Outdoor</i>	161
7	CONCLUSÕES	168
7.1	SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS.....	170
	REFERÊNCIAS	172

1 INTRODUÇÃO

Painéis publicitários (*outdoors*), como ilustrado na Figura 1, são comuns em regiões urbanas e junto a rodovias, ferrovias e aeroportos, onde geralmente há maior circulação de pessoas e veículos. As falhas estruturais desses dispositivos são frequentes, principalmente durante eventos climáticos mais severos, com ventos de grande intensidade. Embora as perdas econômicas sejam relativamente baixas, o colapso dessas estruturas ameaça a segurança dos pedestres e de veículos que trafegam nas proximidades. Assim, evidencia-se a necessidade de compreender melhor a ação do vento em estruturas de *outdoors* a fim de tornar as práticas de projeto mais confiáveis. Além da tradicional abordagem experimental em túneis de vento, há um crescente interesse nas abordagens baseadas em Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD - *Computational Fluid Dynamics*), empregando técnicas numéricas e ferramentas avançadas de processamento de alto desempenho (HPC – *High Performance Computing*).



Figura 1 – Exemplo típico de *outdoor* próximo à rodovia (fonte: Wikimedia)

1.1 TEMA DE PESQUISA E JUSTIFICATIVAS

Com o processo de urbanização a partir da Revolução Industrial, a utilização de anúncios comerciais ao ar livre tornou-se um fator crucial para o desenvolvimento do ambiente de negócios nas cidades em geral. Mesmo com o advento de novas tecnologias, observa-se que esta forma de divulgação permanece bastante ativa, tornando-se já parte da arquitetura urbana contemporânea. Uma das formas mais usadas para a divulgação de uma marca, produto ou

mensagem nos grandes centros urbanos é através de painéis publicitários, popularmente conhecidos como *outdoors*.

Os *outdoors* são estruturas de grandes dimensões, colocadas em locais de tráfego intenso e grande circulação de pedestres. A sua segurança estrutural deve ser verificada cuidadosamente, já que os painéis costumam ser fixados a grandes alturas e em coberturas. Se danificados pelo vento, podem gerar destroços que ameaçam a segurança de estruturas vizinhas e das pessoas em locais próximos. Quando instalados em vias públicas e em terrenos, a determinação de seu posicionamento em relação à disposição das edificações e a topografia do local é crítica (Paulotto, Ciampoli e Augusti, 2006).

A estrutura dos *outdoors* mais recentes é composta basicamente por grandes painéis de exibição retangulares fixados sobre treliças ou armações metálicas fechadas, passarelas para manutenção e um suporte vertical. Os *outdoors* mais simples são os *outdoors* de painel único, porém as configurações com dois e três painéis também são comuns, conforme apresentados na Figura 2.

CONFIGURAÇÕES DE OUTDOORS



FACE DUPLA COM MASTRO ÚNICO TIPO BANDEIRA



FACE DUPLA COM MASTRO ÚNICO CENTRADO



FACE "V" COM MASTRO ÚNICO CENTRADO



FACE TRIPLA COM MASTRO ÚNICO CENTRADO

Figura 2 – Configurações de *outdoors* com painéis múltiplos (adaptado de North Carolina Department of Revenue, 2019)

Os *outdoors* podem ter laterais abertas ou fechadas. No segundo caso é também chamado de *outdoor* do tipo *box* ou “caixa”. Apesar da relativa simplicidade do sistema estrutural e da geometria, os painéis de exibição apresentam uma área de exposição considerável, estando sujeitos a grandes cargas de vento. A distribuição das forças aerodinâmicas pode ser complexa dependendo do tamanho do painel, da relação entre largura, altura e profundidade, e se o painel está assentado sobre o solo ou elevado, caso no qual a distância entre o painel e o solo é importante. Como a altura de elevação sobre o solo é geralmente grande, o momento de tombamento induzido pelo vento sobre a fundação durante tempestades é também significativa.

Danos e falhas nas estruturas de *outdoors* sob ventos fortes têm sido frequentemente relatados, a exemplo dos trabalhos de An (2009), Tamura e Cao (2009), dentre outros. Wen e Xie (2020) atribuem essa recorrência a uma abordagem de projeto que toma os *outdoors* como construções menos importantes que edifícios, por exemplo. Devido a considerações econômicas, o colapso é tratado como algo inevitável em certas situações, limitando-se a condicionar um modo de falha específico para minimizar o risco associado. Neste caso, é de extrema importância conhecer corretamente as características da carga de vento e seus efeitos na estrutura.

De um modo geral, as falhas e danos que ocorrem em *outdoors* pela ação do vento podem ser categorizados em cinco tipos principais: a) dano nos parafusos que fixam o revestimento do painel em sua estrutura de suporte, b) danos no revestimento da placa de exibição, c) falha na estrutura de suporte dos painéis, d) falha na estrutura de suporte do *outdoor* (coluna ou pórtico) e e) falha nos parafusos de ancoragem da fundação (Wang *et al.*, 2016).

1.2 VENTO EM OUTDOORS

O vento é um fenômeno natural de grande complexidade cuja consideração em projeto requer várias simplificações de modelo. Nessa seção são discutidos alguns aspectos dos efeitos do vento nas zonas urbanas e apresentados relatos de autores apontando que as normas de projeto vigentes estão inadequadas para esse caso.

1.2.1 Ação do Vento em Zonas Urbanas

Eventos climáticos severos como ciclones, microexplosões e tornados tendem a causar grandes prejuízos em zonas urbanizadas. Ciclones são eventos de grande extensão e duração, gerando perfis de camada limite atmosférica, enquanto microexplosões e tornados são eventos localizados, de menor duração e que apresentam características próprias para o escoamento. A Confederação Nacional de Municípios estimou que a passagem de um ciclone extratropical em setembro de 2023 ocasionou mais de 40 mortes e causou um prejuízo financeiro de R\$ 1,3 bilhão, o que inclui mais de 8 mil casas danificadas ou destruídas, apenas no Rio Grande do Sul (RBS TV, 2023).

Um tipo de estrutura que costuma sofrer danos com a ocorrência de ventos de grande magnitude são os chamados elementos de “arquitetura de rua”, tais como *outdoors*, sinais de trânsito, semáforos, postes etc., aos quais pouca atenção é dada no que se refere à ação e efeitos causados pelo vento (Paulotto, Ciampoli e Augusti, 2006). No entanto, se reconhece atualmente que estes elementos podem levar a situações de alto risco para a segurança das pessoas e dos veículos que transitam pelas vias de transporte em grandes cidades, além de causarem danos indiretos pela obstrução de vias e rompimento de linhas de transmissão de energia. Neste sentido, pesquisas envolvendo os efeitos do vento sobre as vias e elementos de arquitetura urbana se fazem necessárias.

Para calcular a ação do vento em estruturas é necessário considerar a topografia da região. Regiões urbanas estão sujeitas a uma grande variedade de configurações topográficas, tanto naturais quanto artificiais. Uma das configurações mais comuns na prática é a de taludes, sendo uma das configurações presentes na NBR 6123. A presença de um talude na direção do escoamento causa um aumento na velocidade do vento devido ao efeito Venturi, o qual precisa ser considerado na análise (Blessmann, 2013).

Zonas urbanas contam também com vários obstáculos, como prédios, muros, postes, placas e outras estruturas, que podem influenciar no escoamento. Quando a força do vento em uma estrutura é afetada pela presença de outras estruturas nas proximidades, isso é chamado de efeito de vizinhança. Uma situação típica do meio urbano são os cânions urbanos, onde dois prédios afastados entre si criam uma zona de afunilamento e recirculação do ar. A presença dos prédios causa um efeito de vizinhança nas estruturas próximas.

Embora configurações topográficas e obstáculos tenham um efeito na carga de vento em estruturas localizadas em suas imediações, em escalas maiores, os efeitos acumulados de um grande número de obstáculos têm uma grande influência na determinação da turbulência do vento na camada limite atmosférica, sendo tratados de forma estatística. Essa turbulência de natureza mecânica é preponderante no escoamento e suas características devem ser consideradas no projeto de estruturas submetidas a cargas de vento (Blessmann, 2013).

1.2.2 Inadequação das Normas

As normas técnicas para o projeto de estruturas sujeitas à ação do vento fornecem coeficientes de força e pressão baseados em dados obtidos em túneis de vento, considerando as edificações isoladas e em condições de terreno e exposição idealizadas. No entanto, as condições encontradas no ambiente urbano são complexas, especialmente para edifícios baixos e elementos de arquitetura de rua. Isso ocorre pela presença de edifícios com configurações, dimensões e espaçamentos variados, formando cânions urbanos e inúmeras situações de interferência. A avaliação sistemática dos efeitos de vizinhança nas cargas de vento que efetivamente atuam nas edificações mais baixas ainda é um problema em aberto (Paulotto, Ciampoli e Augusto, 2006; Stathopoulos, 2003; Hu *et al.*, 2020).

Outdoors são considerados bastante vulneráveis às cargas de vento, muitos sendo severamente danificados e alguns desabando durante vendavais. Wen e Xie (2020) atribuem essas falhas à frequente adoção de métodos excessivamente simplificados e desatualizados para a avaliação das forças de vento sobre estruturas. As verificações em estruturas são feitas usualmente adotando-se uma abordagem estática equivalente, o que muitas vezes subestima demasiadamente a resposta dinâmica em *outdoors* (Wen e Xie, 2020).

Há também uma percepção de inadequação das indicações dos códigos utilizados para cálculo da carga de vento ao redor do mundo. Conforme relatado por Quinn, Baker e Wright (2001), as normas britânicas mais relevantes, por exemplo, especificam velocidades de vento de projeto que são consideradas irrealistas, as quais acabam por ser amplamente ignoradas.

A especificação técnica chinesa para painéis publicitários ao ar livre, por exemplo, fornece apenas um coeficiente de pressão do vento para o *outdoor* como um todo, o que é impreciso e pode resultar em discrepâncias entre as condições de projeto e a situação real. Warnitchai, Sinthuwong e Poemsantitham (2009) já relatavam que as cargas do vento dadas pela norma

tailandesa eram representadas por uma pressão estática equivalente definida em função da altura acima do solo e utilizada para qualquer configuração estrutural e localidade, criando uma força de arrasto no centro geométrico do *outdoor*. Na realidade, a pressão induzida pelo vento na estrutura apresenta flutuações ao longo do tempo que dependem não apenas da altura em relação ao solo, mas também da configuração estrutural, do ângulo de ataque e da turbulência do vento, além de outros fatores. A distribuição de pressão sobre painéis de *outdoors* não é uniforme devido a não uniformidade do vento incidente e ao desenvolvimento da camada limite. Como resultado, a força de arrasto resultante estará geralmente deslocada em relação ao centro geométrico do painel. Este deslocamento horizontal (excentricidade horizontal) resulta em torção, o que pode produzir alterações significativas no comportamento da estrutura, enquanto que um deslocamento vertical (excentricidade vertical) pode influenciar o momento fletor ao longo da estrutura.

As normas técnicas AS/NZS 1170.2 (Standards New Zealand, 2021), a Eurocode 1 – partes 1 a 4 (European Committee for Standardization, 2010) e a ASCE/SEI 7-22 (ASCE, 2022) também utilizam configurações de carga de vento idealizadas para aplicação no projeto de estruturas obtidas a partir de dados experimentais em túnel de vento. As características de terreno e condições de exposição da estrutura nestas normas são simplificadas, sendo compatíveis com as condições encontradas em seus países. As recomendações para cálculo da força de arrasto em *outdoors* não consideram o ângulo de ataque do vento explicitamente. A AS/NZS 1170.2 (2021) traz procedimentos para a determinação da distribuição de pressão do vento sobre *outdoors* de placa única, mas ignora *outdoors* com duas ou mais placas, embora a carga de vento possa ser alterada significativamente pela interferência entre os painéis (Buddika, Weerasinghe e Rodrigo, 2022).

Grande parte dos colapsos de *outdoors* se deve a ventos de grande intensidade associados a eventos extremos, como tornados e microexplosões (*downbursts*), cujos perfis de velocidade gerados diferenciam-se significativamente daqueles relacionados a ciclones extratropicais (ventos sinóticos). A norma brasileira NBR 6123 – Forças devidas ao vento em edificações (ABNT, 2023), por exemplo, usa um mapa de isopleias para definição da velocidade do vento elaborado a partir de valores extremos de velocidade registrados em estações meteorológicas, mas sem a distinção do tipo de evento que os originaram. Além disso, os fatores de ajuste (S_1 , S_2 e S_3) e os coeficientes aerodinâmicos foram determinados considerando ventos sinóticos,

admitindo que estes valores podem ser também empregados a ventos não sinóticos até uma altura de 150 m.

No que se refere ao projeto de *outdoors*, a NBR 6123 (ABNT, 2023) apresenta apenas recomendações para o cálculo de coeficientes de força referentes a placas retangulares de tamanhos variados e diferentes condições de exposição, possibilitando uma análise estática equivalente. Métodos simplificados de análise dinâmica são apresentados nos capítulos finais da norma, porém, devido à grande variabilidade geométrica, aos efeitos de vizinhança e à dificuldade de modelar escoamentos turbulentos, é difícil garantir a precisão dos resultados sem ensaios em túnel de vento. No melhor dos casos, a aplicação de coeficientes de segurança pode levar a estruturas mais caras que o necessário. No outro extremo, *outdoors* projetados considerando cargas mal avaliadas podem sofrer colapso e ocasionar graves acidentes.

Wen e Xie (2020) investigaram falhas de *outdoors* e realizaram uma comparação com os códigos de projeto chinês (CECS 148-2003) e europeu (EN 1993-1-6: Eurocode 3), concluindo que o primeiro apresenta deficiências, principalmente na análise dos efeitos dinâmicos em *outdoors*. Farooqui e Yadav (2022) compararam as prescrições dos códigos vietnamita (TCVN 2737:1995), europeu (EN 1991-1-4: Eurocode 1) e americano (ASCE/SEI 7-05) para carregamento de vento em *outdoors*, concluindo que os códigos analisados apresentam resultados distintos entre si. A observação de problemas e a falta de concordância entre códigos reforçam a necessidade de mais pesquisas nesta área.

Assim, verifica-se que a avaliação correta das condições de *outdoors* submetidos a efeitos do vento em meios urbanos depende de aspectos fundamentais como: a) efeitos de vizinhança em zonas urbanas e ao longo de rodovias, b) a topografia no local e c) o tipo de vento, sinótico e não sinótico.

1.3 ENGENHARIA DO VENTO COMPUTACIONAL

A Engenharia do Vento Computacional (EVC) trata da solução dos problemas da Engenharia do Vento empregando ferramentas numéricas. A EVC é um campo de pesquisa cujo início se deu na década de 80 e cresceu rapidamente nas décadas seguintes devido ao amadurecimento dos modelos numéricos e dos avanços na tecnologia dos computadores e processamento de alto desempenho (Braun, 2007). Nesta seção são discutidos aspectos teóricos da EVC, como

suas principais áreas de investigação, tratamento da turbulência e uso de processamento paralelo. É realizado também um levantamento de estudos de EVC realizados no PPGEC.

1.3.1 Ensaios em Túnel de Vento e Simulações Numéricas em CFD

O vento é um fenômeno atmosférico ocasionado por diferenças de pressão e temperatura na atmosfera terrestre, além do movimento de rotação da terra. Com exceção de circunstâncias específicas, o vento é um escoamento de alta turbulência (Simiu e Yeo, 2019). As equações fundamentais que descrevem o escoamento não têm solução analítica para grande maioria dos escoamentos. Devido a isso, é comum o uso de técnicas experimentais em túneis de vento, onde modelos em escala reduzida do protótipo a ser investigado são analisados considerando escoamentos de camada limite que reproduzem as condições atmosféricas do local, tais como a variação da velocidade média do vento com a altitude, a variação das intensidades da turbulência e os comprimentos de escala integral com a altura e espectros de potência referentes à turbulência nas direções longitudinal, transversal e vertical.

Em tempos mais recentes, os avanços tecnológicos em computadores e o desenvolvimento de técnicas de processamento de alto desempenho possibilitaram o uso de simulações a partir de técnicas numéricas desenvolvidas para a Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD – *Computational Fluid Dynamics*). Técnicas numéricas vêm ganhando espaço entre pesquisadores da Engenharia do Vento como uma ferramenta adicional em pesquisas na área. Desde a década de 1980, ferramentas numéricas têm sido desenvolvidas e aplicadas em vários problemas envolvendo a ação do vento em meio-ambientes e estruturas em geral, como pode ser observado em trabalhos como os de Chu (1979), Hussaini e Zang (1987) e Jespersen e Levit (1989), construindo um importante campo de pesquisa, conhecido hoje por Engenharia do Vento Computacional (EVC). Entre as principais áreas de investigação da EVC encontram-se: vibrações induzidas pelo vento, ventilação, conforto de pedestres, dispersão de poluentes, aerodinâmica de pontes e edifícios e modelagem da turbulência.

Um dos aspectos mais importantes de um modelo numérico para a análise da ação do vento em estruturas é a turbulência. A simulação direta de todas as escalas do escoamento só é possível atualmente para alguns problemas simples com números de Reynolds moderados. Simiu e Yeo (2019) estimam que a Simulação Numérica Direta (DNS – *Direct Numerical Simulation*) se torne viável para problemas comuns da EVC em algum momento entre os anos

de 2050 e 2080. Até lá, problemas de EVC só podem ser investigados com a introdução de modelos de turbulência nas equações fundamentais do escoamento. Até poucos anos, metodologias baseadas na média de Reynolds, as equações *Reynolds-Averaged Navier-Stokes* (RANS), eram predominantes nesta área, sendo utilizadas em conjunto com modelos de turbulência κ - ϵ e seus derivados. A razão para isso é uma menor exigência de refinamento das malhas computacionais empregadas nesta abordagem (Blocken, 2014).

No entanto, com o avanço na capacidade de processamento, metodologias mais precisas, como a Simulação de Grandes Escalas (LES – *Large Eddy Simulation*), já podem ser aplicadas utilizando malhas mais refinadas na camada limite junto às superfícies sólidas. Baker (2007) prevê que as metodologias LES e suas variações serão mais utilizadas e que metodologias RANS irão perder popularidade com o tempo, aumentando significativamente a precisão das simulações. As simulações baseadas em modelos LES reproduzem efeitos turbulentos no interior do domínio, porém não afetam o escoamento incidente, que dependem das condições de contorno do problema. Dessa forma, a fim de melhor replicar o vento natural, pode ser de interesse a aplicação de condições de contorno que reproduzam as flutuações de velocidade do vento natural no escoamento incidente na região de entrada do escoamento. Essas condições podem ser implementadas por modelos, conforme Aboshosha *et al* (2015).

Outro aspecto que tem ajudado bastante o desenvolvimento das simulações numéricas para a análise da ação do vento em estruturas é o avanço significativo nas tecnologias de processamento paralelo em placas gráficas, onde milhares de processadores são empregados ordenadamente a fim de realizar as operações necessárias para a solução do sistema de equações fundamentais da dinâmica de fluidos. Em particular, a Arquitetura de Dispositivo Unificado de Computação (CUDA – *Compute Unified Device Architecture*) é uma tecnologia desenvolvida em 2006 e de uso exclusivo de placas gráficas da fabricante Nvidia™. Isso permite o uso de computação paralela de forma eficiente e fácil por meio de linguagens que a suportem, como a linguagem CUDA-FORTRAN utilizada neste trabalho. O processamento paralelo via placas gráficas tem sido investigado por autores como Thibault e Senocak (2012), Oyarzun *et al.* (2013), Couto (2016), Lai *et al.* (2018) e Davis *et al.* (2023), que observaram reduções no tempo de computação que variam de 4 até 50 vezes em relação a códigos sem o uso de placas gráficas. O exato ganho de performance varia de acordo com a natureza do problema estudado e com o nível de otimização dos códigos utilizados, porém é possível

observar vantagens computacionais consideráveis ao utilizar processamento paralelo em placas gráficas.

1.3.2 Trabalhos Anteriores no PPGEC

A Engenharia do Vento Computacional é uma linha de pesquisa bem consolidada no Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (PPGEC) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS). Os principais trabalhos empregam o Método dos Elementos Finitos e modelos de turbulência baseados na metodologia LES.

Braun (2002) analisou a ação do vento em seções de pontes de grande vão via simulação bidimensional, incluindo análises aerodinâmicas e aeroelásticas, além de utilizar um modelo de corpo rígido com uma formulação Arbitrária Lagrangiana-Euleriana (ALE) a fim de representar o movimento da malha mediante deslocamentos da estrutura da ponte. Foi utilizado pelo autor o modelo clássico de Smagorinsky para a turbulência e elementos quadriláteros lineares.

Braun (2007) desenvolveu um modelo numérico em elementos finitos para análises de problemas da Engenharia do Vento via simulação tridimensional, incluindo efeitos de interação fluido-estrutura com estrutura elástica e não linearidade geométrica. O autor utilizou os modelos clássico e dinâmico de Smagorinsky para simulação da turbulência e elementos hexaédricos lineares isoparamétricos com integração reduzida. Para discretização temporal, o autor comparou o método explícito de dois passos de Taylor-Galerkin com uma versão explícito-iterativa do método. O modelo apresentado pelo autor foi utilizado como base para as simulações efetuadas neste trabalho.

Madalozzo (2012) realizou análises numéricas de problemas de dispersão de poluentes com efeitos térmicos em zonas urbanas. A autora utilizou os modelos clássico e dinâmico de Smagorinsky para simulação da turbulência e explorou exemplos tridimensionais com elementos hexaédricos lineares. Foram analisadas situações de cânion urbano e um bloco de edifícios. A autora deu destaque ao uso de técnicas de paralelização com memória compartilhada através de diretivas OpenMP.

Aguirre (2017) explorou o problema de tornados móveis e estacionários atuando sobre corpos imersos através do Modelo de Vórtice Combinado de Rankine (RCVM). Neste trabalho foi

utilizado o modelo clássico de Smagorinsky para simulação da turbulência e uma formulação com movimento de malha para avaliação do movimento relativo entre o vórtice de tornado e a estrutura analisada.

Alminhana (2017) realizou um estudo comparativo numérico-experimental das características aerodinâmicas de um modelo de edifício alto estabelecido pelo *Commonwealth Advisory Aeronautical Research Council* (CAARC) em 1969, o qual foi submetido a análises numéricas e experimentais pelo autor. Além do modelo original do prédio, diferentes modificações em suas arestas foram testadas a fim de analisar a sua influência na distribuição de pressões e na carga aerodinâmica no edifício. O trabalho conta ainda com um modelo de geração sintética de turbulência simplificado, proposto por Davidson (2007).

Funez (2019) realizou análises de vibração do edifício CAARC através de um modelo numérico de Interação Fluido-Estrutura com movimentos 3D de corpo rígido. Foram utilizados os modelos clássico e dinâmico de Smagorinsky para simulação da turbulência e técnicas de paralelização através de diretivas OpenMP.

Barroso (2019) implementou um modelo numérico em elementos finitos baseado no método CBS (*Characteristic Based Split*) para problemas da EVC. Utilizou-se o modelo clássico de Smagorinsky para simulação da turbulência e elementos triangulares e tetraédricos lineares.

Sangalli (2019) realizou análises de vibrações empregando um modelo de interação fluido-estrutura em pontes suspensas de grandes vãos com sistemas de controle de vibrações via acoplamento de apêndices aerodinâmicos. Utilizaram-se elementos finitos hexaédricos lineares com integração reduzida e o modelo clássico de Smagorinsky para simulação da turbulência.

Bianchin (2021) estudou o efeito do acoplamento de apêndices aerodinâmicos com sistemas de controle Proporcional Integral Derivativo (PID) em edificações baixas a fim de diminuir as cargas na cobertura. Foi utilizado um modelo numérico baseado no método CBS para simulação do escoamento e elementos tetraédricos lineares para a discretização espacial.

Visintainer (2022) desenvolveu um modelo numérico para simulação de problemas de interação fluido-estrutura-solo na Engenharia do Vento através de um esquema de acoplamento fluido-estrutura particionado. Foram utilizados elementos hexaédricos lineares

com integração reduzida e controle dos modos espúrios. A estrutura e o solo são modelados como meios deformáveis elastoplásticos com uma abordagem corrotacional e efeitos de contato e atrito. O autor utilizou ainda programação CUDA-FORTRAN para processamento paralelo em placa gráfica.

Aguirre (2023) realizou simulações de escoamentos de tornado usando formulações numéricas baseadas nos métodos explícito de Taylor-Galerkin e CBS quase-implícito, além de técnicas de adaptação de malha anisotrópica. Elementos finitos hexaédricos de oito nós com integração reduzida e tetraédricos lineares foram empregados na discretização espacial. O autor investigou uma série de modelos de geração de escoamentos de tornado, adotando o modelo algébrico de Vattistas para reprodução do campo de velocidades do vórtice nas simulações. Foram utilizadas técnicas de paralelização com abordagens OpenMP e CUDA.

1.4 OBJETIVOS

Este trabalho tem como objetivo principal investigar forças aerodinâmicas causadas por ventos sinóticos em painéis e *outdoors* do tipo caixa. A influência da turbulência no escoamento incidente, de aspectos topográficos e das condições de vizinhança no carregamento é também avaliada, buscando aqui algumas das condições tipicamente encontradas em meios urbanos e ao longo de rodovias.

Destaca-se que o uso de modelo de turbulência baseado na metodologia LES, a aplicação de turbulência no escoamento incidente, efeitos de topografia e efeitos de vizinhança em simulações numéricas de *outdoors* são aspectos que ainda não foram explorados no meio acadêmico.

A pesquisa foi desenvolvida em etapas segundo os seguintes objetivos específicos:

- a) validação do modelo computacional para simulações de escoamentos em torno de *outdoors*: comparação dos resultados das simulações com medições em escala real;
- b) modelagem das condições de contorno de entrada: implementação de um algoritmo de geração de turbulência sintética para simular as condições naturais de vento sinótico na corrente incidente;

- c) avaliação crítica da distribuição de pressões e cargas nas diferentes partes da estrutura;
- d) estudos de caso: realização de simulações de problemas com topografia e vizinhança para avaliar a influência destes parâmetros na ação do vento em *outdoors*, focando em situações tipicamente observadas em rodovias e zonas urbanas;
- e) avaliação crítica dos resultados: identificação de potenciais pontos de interesse para pesquisas futuras;
- f) aceleração da solução por processamento em placas gráficas: desenvolvimento de técnicas de programação em CUDA-FORTRAN para o processamento paralelo com placas gráficas das operações necessárias para a solução das equações fundamentais do escoamento, bem como de operações auxiliares para a obtenção de dados e parâmetros para a modelagem da turbulência e para obtenção de resultados.

1.5 METODOLOGIA

Neste trabalho é empregado um modelo numérico em elementos finitos baseado no esquema explícito de dois passos de Taylor-Galerkin para a simulação de escoamentos incompressíveis de fluidos viscosos com precisão simples. Modelos similares foram usados previamente em trabalhos realizados no PPGEC/UFRGS envolvendo a simulação de escoamentos compressíveis e incompressíveis, além de problemas de interação fluido-estrutura, como pode ser visto em Gonzáles (1993), Teixeira (2001), Popiolek (2005), Bono (2008) e Almeida (2012). Será utilizada aqui, particularmente, a versão do código desenvolvida no trabalho de Alminhana e Braun (2021) baseado no algoritmo apresentado por Braun (2007) e aprimorado no trabalho de Alminhana (2017) para aplicações diversas no campo da Engenharia do Vento Computacional (EVC). Durante esse trabalho foram também adaptados trechos do código utilizado por Aguirre (2023), além de realizadas novas implementações específicas para este trabalho.

O modelo numérico aqui empregado adota elementos hexaédricos lineares para a discretização espacial das equações de Navier-Stokes e conservação de massa do escoamento, onde técnicas de integração reduzida e um algoritmo para controle de modos espúrios são empregados. Para o tratamento da turbulência, utiliza-se a Simulação de Grandes Escalas (LES – *Large Eddy Simulation*) com o modelo submalha dinâmico de Smagorinsky, conforme a formulação inicialmente proposta por Germano et al. (1991) e modificada por Lilly (1992).

Neste trabalho é implementado um algoritmo de geração de turbulência artificial na entrada do domínio computacional para a reprodução de perfis de velocidade de vento com características de camada limite atmosférica, limitando-se à simulação de ventos sinóticos. Para isso, adota-se o método CDRFG (*Consistent Discrete Random Inflow Generation*), proposto por Aboshosha *et al.* (2015). Esse modelo gera campos de velocidade com as características de correlação, coerência e espectro-alvo do escoamento simulado, além de satisfazer a condição de continuidade (divergente nulo) para o campo de velocidades gerado.

Para confecção das malhas de elemento finitos foi utilizado o gerador de malha Gmsh. Foi implementado um algoritmo de pré-processamento que transforma os dados da malha de elementos hexaedricos em formato “.msh” em arquivos compatíveis com a entrada de dados do código CFD utilizado. A análise dos dados e pós-processamento foi feito com auxílio do programa de visualização Paraview.

As simulações foram feitas utilizando os recursos computacionais do Centro Nacional de Supercomputação (CESUP) e do Centro Nacional de Processamento de Alto Desempenho em São Paulo (CENAPAD SP).

Todos os algoritmos desenvolvidos e implementados foram escritos na linguagem FORTRAN com processamento de alto desempenho em mente. Para tal, utiliza-se neste trabalho programação com diretivas CUDA-FORTRAN (Ruetsch e Fatica, 2013) para processamento paralelo em placas gráficas com núcleos em plataforma CUDA-NVIDIA, acompanhada de eventuais rotinas seriais.

Alguns testes são realizados para a validação do modelo na obtenção de coeficientes aerodinâmicos e distribuição de pressão do vento sobre painéis elevados e apoiados diretamente sobre um terreno plano e com efeitos de topografia, seguindo os trabalhos de Letchford (2001), Letchford e Holmes (1994) e Holmes (2001). Coeficientes de força em painéis isolados são comumente aplicados para o dimensionamento de *outdoors*.

O algoritmo de geração artificial de turbulência é inicialmente testado utilizando os dados de Aboshosha *et al.* (2015). Em seguida o mesmo é implementado no algoritmo de CFD e testado em um domínio computacional simplificado a fim de verificar as características do algoritmo e da dissipação numérica da turbulência gerada.

Um modelo típico de *outdoor* utilizado em estudos de campo (Smith, Zuo e Mehta, 2014) é aqui analisado numericamente levando em conta diferentes condições de escoamento, procurando reproduzir campos de velocidade característicos de camada limite atmosférica sobre terreno plano. A comparação com dados de campo é usada como validação, dando relevância e confiança aos estudos complementares. São realizadas simulações com aplicação da turbulência na corrente incidente, a fim de observar o efeito da turbulência no *outdoor* e comparar os resultados com os dados de campo. São analisadas também uma situação de *outdoor* no topo de talude e outra em cânion urbano para verificar a influência da topografia e efeitos de vizinhança nas cargas sobre o *outdoor*. Neste trabalho se dá atenção exclusivamente às cargas de vento, sendo essa uma fonte recorrente de falhas estruturais em *outdoors* no Brasil.

O modelo adotado neste trabalho desconsiderou a presença de passarelas, escadas, iluminação, bloco de fundação e outras saliências e rugosidades presentes no *outdoor*. A estrutura interna do *outdoor* não foi modelada, somente sua geometria externa. Os materiais empregados e a estrutura interna do *outdoor* não são relevantes para este trabalho, pois as análises realizadas são exclusivamente aerodinâmicas, com o *outdoor* tratado como corpo rígido.

Os resultados, quando possível, são comparados com dados de campo, resultados de ensaios experimentais em túneis de vento e com prescrições normativas atuais.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Esse capítulo traz uma revisão bibliográfica sobre efeitos aerodinâmicos em *outdoors*, os principais mecanismos de falha, a influência dos efeitos de vizinhança e as condições de ventos extremos. Por fim, são traçadas conclusões a respeito dos estudos realizados nessa área.

2.1 EFEITOS AERODINÂMICOS EM PLACAS, PAINÉIS E *OUTDOORS*

Uma das primeiras investigações sobre a ação do vento em painéis e paredes retangulares se deu no estudo experimental de Flachbart (1932), que obteve coeficientes de arrasto considerando vento suave e uniforme. Posteriormente, Bearman (1971) estudou experimentalmente problemas similares, mas considerando escoamento turbulento homogêneo. Na sequência, Moura (1981), Cook (1990), Letchford e Holmes (1994), Holmes (2001), Letchford (2001), Fox e Levitan (2005) e Zuo, Smith e Mehta (2014) estudaram efeitos aerodinâmicos sobre placas retangulares sob as condições de escoamento mais elaboradas, utilizando escoamento turbulento de camada limite.

Moura (1981) realizou um estudo experimental dos esforços do vento em placas retangulares afastadas do solo em túnel de vento, conforme o modelo apresentado na Figura 3.

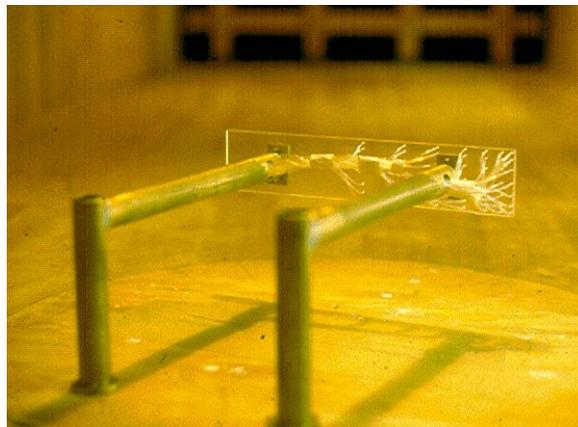


Figura 3 – Modelo em escala reduzida de placa elevada usado para análises em túnel de vento (Moura, 1981)

Letchford e Holmes (1994) e Holmes (2001) realizaram testes em túnel de vento para investigar os coeficientes de pressão e força de arrasto em paredes independentes infinitas (comprimento se estende de uma parede à outra do túnel de vento), semi-infinitas (comprimento se estende de uma parede do túnel de vento até um ponto central), bem como paredes finitas (ambas as extremidades da parede afastadas das paredes do túnel de vento) com diferentes proporções. Esses resultados ajudaram no desenvolvimento de padrões de carga de vento para orientar o projeto de estruturas de sinalização, como os fornecidos pelos códigos ASCE (2022) e AS/NZS (2021).

Fox e Levitan (2005) realizaram uma revisão da literatura disponível sobre a ação do vento em paredes e painéis obtidos via estudos experimentais. Os resultados de diferentes autores foram resumidos e comparados a fim de realizar procedimentos de ajuste de curvas para elaboração de tabelas e equações a serem adotadas em códigos normativos.

Paulotto, Ciampoli e Augusti (2006) investigaram experimentalmente a pressão induzida pelo vento em um *outdoor* de painel único, incluindo a influência dos edifícios circundantes. Warnitchai, Sinthuwong e Poemsantitham (2009) estudaram experimentalmente a ação do vento em *outdoors* usando configurações de painel único e duplo.

A *International Sign Association* (ISA) e a *Outdoor Advertising Association of America* (OAAA) patrocinaram um estudo abrangente sobre a força do vento e efeitos de torção em painéis fechados no *Wind Science and Engineering (WISE) Center* na *Texas Tech University* (TTU). O estudo inclui medições em escala real e modelos experimentais em escala reduzida. Os dados em escala real são usados para fornecer validação dos testes em túnel de vento, realizados por Zuo, Smith e Mehta (2014), que pesquisaram sobre os coeficientes de força do vento para *outdoors* em forma de caixa em escala real e em escala reduzida em túnel de vento, além de modelos de duas placas paralelas e sinais em forma de “V”, conforme a Figura 4a. Smith, Zuo e Mehta (2014) realizaram estudos em *outdoors* em escala real, enquanto que testes em túneis de vento para *outdoors* de painel duplo e painel triplo foram realizados por Wang *et al.* (2016) e Li *et al.* (2018), conforme a Figura 4b, incluindo o levantamento das características de distribuição de pressões nas placas. Giannoulis, Mistriotis e Briassoulis (2010), Zuo, Letchford e Wayne (2011) e Giannoulis *et al.* (2012) incluíram o efeito da porosidade do painel do *outdoor* nos seus estudos.

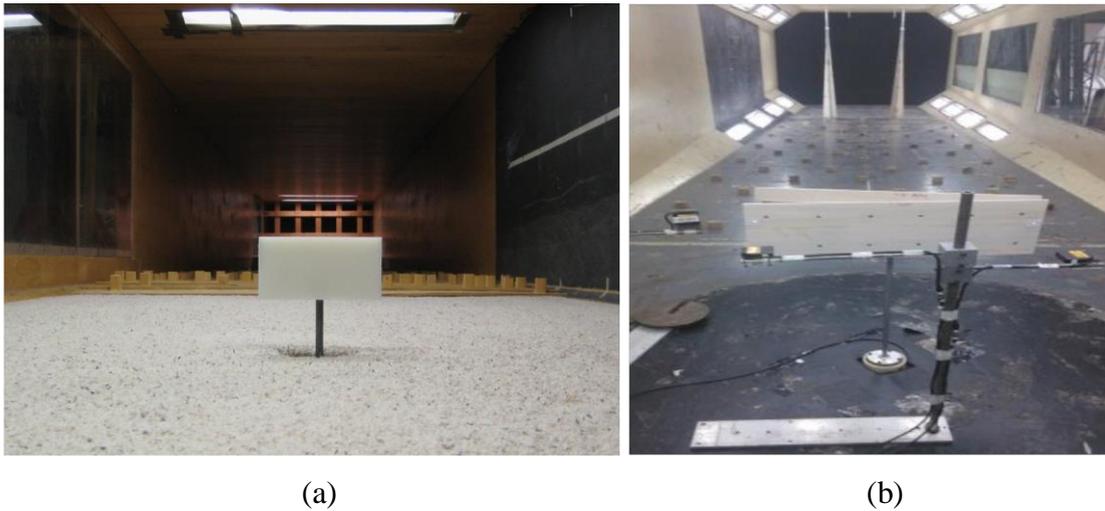


Figura 4 – Modelos de *outdoors* em túneis de vento feitos por (a) Zuo, Smith e Mehta (2014) e (b) Li *et al.* (2018)

Os primeiros trabalhos sobre aplicação de técnicas de CFD na análise da ação do vento em placas suspensas devem-se a Robertson, Hoxey e Richards (1995) e Robertson *et al.* (1997). Posteriormente, Briassoulis, Mistriotis e Giannoulis (2010) obtiveram coeficientes de força induzidos pela ação do vento em um painel elevado via simulação numérica e compararam os resultados com medições de campo. Giannoulis, Mistriotis e Briassoulis (2010) estudaram uma configuração de painel em túnel de vento e um modelo numérico baseado em técnicas de CFD.

Dawood, Rkaby e Sangoor (2020) realizaram simulações numéricas de *outdoors* de placa única utilizando o Método dos Volumes Finitos e um modelo de turbulência $k - \epsilon$. Os resultados foram comparados com as recomendações das normas de projeto ASCE7-05, UBC97, IS 875-Part III, GB 5763.2 e IQS301, chegando à conclusão de que a norma IQS301 é inadequada para projeto de *outdoors*, enquanto que as demais normas fornecem valores maiores que os encontrados pela simulação numérica.

Buddika, Weerasinghe e Rodrigo (2022) avaliaram a carga de vento em modelos de *outdoors* usando simulação numérica, através do *software* Midas NFX. Os autores destacam que normas de projeto só podem ser usadas de maneira satisfatória para prever cargas quando o vento atua perpendicularmente no *outdoor* e não oferecem prescrições para *outdoors* com múltiplas placas. Os autores afirmaram também que a excentricidade máxima para *outdoors* com placa única é de $0,18b$ e para *outdoors* com duas placas é de $0,21b$, onde b é a largura da placa.

Salgado-Estrada *et al.* (2023) avaliaram a vulnerabilidade de *outdoors* flexíveis com coluna central utilizando simulações numéricas de CFD e dinâmica das estruturas. As análises de CFD foram feitas utilizando o programa ANSYS CFX 16.2 e os resultados utilizados para gerar as cargas em um modelo dinâmico do *outdoor* no programa ANSYS. A simulação numérica do fluido utilizou um modelo de turbulência *Shear Stress Transport* (SST). Os autores concluíram que há uma interação dinâmica elevada entre a estrutura e o vento. A estrutura analisada apresenta um período fundamental de 0,96s e 0,95s nas direções paralela e perpendicular à placa, o que indica que a estrutura pode ser suscetível a efeitos dinâmicos.

A quantidade de trabalhos dedicados à simulação numérica da ação do vento em *outdoors* ainda é escassa em comparação a outras áreas da Engenharia do Vento Computacional. Até onde alcança a revisão realizada neste trabalho, as pesquisas até aqui realizadas apresentaram as seguintes limitações:

- a) não são considerados efeitos de interação fluido-estrutura;
- b) são utilizados somente modelos de turbulência baseados na metodologia RANS;
- c) não são considerados efeitos da turbulência no escoamento incidente;
- d) não há considerações de efeitos de vizinhança;
- e) não há considerações de efeitos de topografia.

2.2 MECANISMOS DE FALHA DE *OUTDOORS* SOBRE FORÇAS DO VENTO

Além do peso próprio da estrutura, as principais ações e cargas a serem consideradas em um projeto de *outdoor* são: peso próprio dos elementos não estruturais, cargas associadas ao processo de montagem da estrutura, cargas devidas à dilatação térmica, cargas de vento, ações sísmicas e impactos veiculares.

Wang *et al.* (2016) relatam danos e falhas de grandes *outdoors* devidos a tufões, furacões ou outros tipos de ventos fortes, como por exemplo nas investigações de Tamura e Cao (2009), Song e Ou (2009) e An (2009). Os principais mecanismos de falha de *outdoors* por ação do

vento são caracterizados por (Wang *et al.*, 2016): a) danos locais nos parafusos de conexão entre a placa de revestimento e a estrutura de suporte, b) danos na própria superfície da placa devidos às intensas pressões locais do vento, c) danos na estrutura de suporte da placa, d) arqueamento da coluna de suporte e e) falha em seus elementos de conexão (parafusos) com a fundação. Alguns exemplos são ilustrados na Figura 5.



(a) Dano no revestimento da placa



(b) Falha da estrutura de suporte da placa



(c) Falha da fundação

Figura 5 – Exemplos de falhas em *outdoors* (adaptado de WANG; CHEN; LI; CHENG, 2016)

Wen e Xie (2020) analisaram três *outdoors* no aeroporto de Zhanjiang, China, devido ao tufão Mujigae, que passou pelas Filipinas e pela China em outubro de 2015. O autor notou que houve grandes danos à infraestrutura nos locais por onde o tufão passou, incluindo falhas e colapso frequente de *outdoors*. Dos *outdoors* analisados, um era formado por duas placas e os outros dois por três placas. A localização dos *outdoors* pode ser vista na Figura 6.

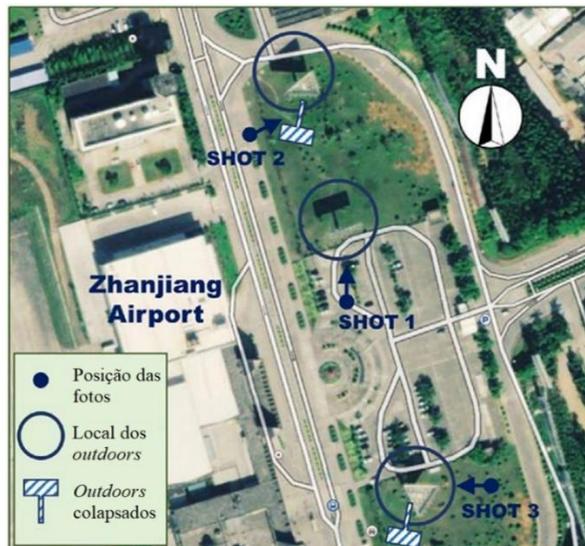


Figura 6 – Localização dos *outdoors* derrubados pelo tufão Mujigae (Wen e Xie, 2020)

O autor observou a ocorrência de arrancamento das placas do painel, flambagem local da coluna e deformação excessiva dos parafusos de ancoragem do *outdoor* com duas placas. O *outdoor* teve sua estrutura comprometida, mas não chegou a colapsar. No *outdoor* com três placas localizado mais ao norte no aeroporto, foi observada a flambagem da coluna e ruptura dos parafusos de ancoragem, o que levou ao colapso da estrutura. No *outdoor* com três placas localizado mais ao sul no aeroporto, uma flambagem local levou à perda total da capacidade estrutural da coluna, que fraturou completamente na base, levando ao colapso. Os danos podem ser vistos nas fotos da Figura 7.



Figura 7 – Fotos dos *outdoors* atingidos pelo tufão Mujigae (Wen e Xie, 2020)

Esta análise mostra as diferentes maneiras nas quais um *outdoor* pode falhar estruturalmente e a importância de conhecer não somente a força total no *outdoor* para evitar o colapso próximo à base, mas também de conhecer a distribuição de pressões na placa a fim de evitar o arrancamento dos painéis, dado que é raramente fornecido por normativas ao redor do mundo. Os autores também concluíram que o principal fator que contribuiu para a falha dos *outdoors*

analisados é a inadequação das normas de dimensionamento. Considerando *outdoors* metálicos fixados a uma coluna metálica tubular, Wen e Xie (2020) também identificam quatro tipos predominantes de falha: arrancamento do revestimento da placa (Figura 8a), falha da estrutura de aço que sustenta a placa (Figura 8b), falha por instabilidade local ou global (Figura 8c) e danos nos parafusos de ancoragem (Figura 8d).



(a) Arrancamento do revestimento do painel (b) Falha da estrutura que sustenta a placa



(c) Falha por instabilidade local ou global (d) Danos nos parafusos de ancoragem

Figura 8 – Modos de falha típicos de *outdoors* sobre pilar metálico (adaptado de Wen e Xie, 2020)

O arrancamento do revestimento da placa costuma ocorrer de forma repentina na face à sotavento da placa, onde há elevadas cargas de sucção. Ele não ocasiona o colapso da estrutura, mas pode alterar a intensidade e a distribuição do carregamento devido a mudanças aerodinâmicas e causar acidentes devidos à liberação de destroços.

Geralmente a falha da estrutura que sustenta a placa ocorre em locais com pressões elevadas, como nas extremidades da placa. Tipicamente não ocasiona o colapso do *outdoor*, mas pode ter consequências similares à do arrancamento do revestimento.

A falha da coluna leva ao colapso global da estrutura, que normalmente ocorre de forma progressiva. O carregamento aerodinâmico provoca esforços elevados no segmento inferior da coluna, que pode falhar por instabilidade global do tubo ou por plastificação da seção, como ilustrado na Figura 9.



Figura 9 – Caracterização do modo de colapso por flambagem da coluna (a) no lado tracionado e (b) no lado comprimido da coluna próximo à base (adaptado de Wen e Xie, 2020)

O dano nos parafusos de ancoragem da coluna ocorre inicialmente como um alongamento dos parafusos por plastificação. Sob cargas elevadas pode ocorrer o estreitamento da seção transversal dos parafusos e sua resistência ser degradada de forma rápida, levando ao colapso. A fratura dos parafusos ocorre de maneira mais repentina, apresentando maior possibilidade de fatalidades (Wen e Xie, 2020).

2.3 GERAÇÃO DE TURBULÊNCIA ARTIFICIAL NO ESCOAMENTO INCIDENTE

Conforme Aboshosha *et al.* (2015), é possível classificar as técnicas de simulação de turbulência na entrada do domínio para análises LES em três: banco de dados precursor, método da reciclagem e turbulência sintética. O método do banco de dados precursor consiste em simular o escoamento na região a barlavento da zona de interesse a fim de armazenar em um banco de dados os campos de velocidades a serem aplicados na entrada do domínio da simulação principal. De forma geral, esse método é custoso e usualmente não recomendado, a não ser que se tenha acesso a um banco de dados preexistente.

No método de reciclagem, o escoamento é reciclado ao longo de um domínio curto até que o escoamento se torne estatisticamente estável. Depois, as características do escoamento em uma seção transversal do domínio são armazenadas e usadas como condição de entrada para o domínio principal. Este método requer que a forma e distribuição de rugosidade para gerar o tipo de escoamento desejado sejam conhecidos, além de ser computacionalmente custoso.

Já o método de turbulência sintética não requer que simulações auxiliares sejam realizadas para se obter o perfil de turbulência do escoamento. De acordo com as técnicas empregadas, dois grandes grupos podem ser identificados: Superposição de Ondas de Amplitude Ponderada (*Weighted Amplitude Wave Superposition – WAWS*) e Geração de Escoamento Aleatório (*Random Flow Generation – RFG*).

O primeiro grupo utiliza um espectro de potência e correlação cruzada obtidas através de uma Transformada Rápida de Fourier em um histórico real de velocidades para construir uma série trigonométrica com coeficientes aleatórios gaussianos. Porém, esse método não garante a condição de divergente nulo e o escoamento gerado precisa ser modificado para satisfazer a condição de continuidade do escoamento, perdendo algumas de suas características turbulentas no processo. (Huang, Li e Wu, 2010)

O segundo grupo é uma modificação de um método espectral para geração de um escoamento contínuo, onde as escalas de turbulência e de tempo são incorporadas no modelo, que gera um campo de velocidades com divergente nulo. A principal desvantagem desse grupo de métodos é que a densidade espectral da turbulência gerada segue apenas um espectro Gaussiano, o que é diferente do espectro do vento encontrado em locais mais baixos da camada limite atmosférica, não sendo adequados para aplicações na Engenharia do Vento. (Huang, Li e Wu, 2010)

Modificações do método propostas inicialmente por Huang, Li e Wu (2010) levaram à criação do método de Geração de Escoamento Aleatório Discreto (*Discrete Random Flow Generation – DRFG*) com o objetivo de simular campos de velocidade turbulentos com espectro próximo aos encontrados nas regiões de interesse. Modificações adicionais ao DRFG foram propostas por Aboshosha *et al.* (2015) a fim de corrigir problemas no método DRFG apontados pelo autor, levando ao método DRFG consistente (*Consistent Discrete Random Flow Generation – CDRFG*), o qual será utilizado neste trabalho.

2.4 EFEITOS DE VIZINHANÇA E TOPOGRAFIA

A consideração de efeitos de vizinhança é um tópico de considerável debate e pesquisa no meio acadêmico. Davenport, por exemplo, observou que a grande maioria dos edifícios baixos está em exposição de terreno suburbano, o que impede o vento de incidir diretamente na estrutura. Davenport argumentou ainda que no caso de uma edificação baixa em terreno suburbano, seria improvável que a velocidade de vento mais crítica venha da direção mais crítica para uma determinada orientação da estrutura (Stathopoulos, 2003).

Com base nisso, Davenport recomendou a adoção de um fator de 0,8 em coeficientes de arrasto para construções baixas em terrenos suburbanos, que é adotada por normas ao redor do mundo. Esse fator, ainda que controverso (Stathopoulos, 2003), busca representar o fato de que uma construção baixa em ambiente suburbano apresenta pressões menores do que construções em terreno aberto tipicamente estudadas.

Estudos iniciais sobre efeitos de vizinhança em zonas urbanas foram realizados em túnel de vento usando prismas retangulares de mesmo tamanho, dispostos em padrão de grade regular e escalonados para representar as edificações vizinhas (Husain e Lee, 1980; Lee, 1980). Os testes mostraram que a intensidade da força do vento diminui à medida que aumenta a densidade da vizinhança modelada pelos prismas. No entanto, as diferenças em relação à edificação isolada não são relevantes abaixo de certas densidades de prismas. Estas constatações foram confirmadas por Jia e Sill (1998), que mostraram uma tendência assintótica da força do vento para densidades maiores de vizinhança.

Ho, Surry e Davenport (1991) e Kiefer e Plate (1998) estudaram modelos mais realistas de complexos urbanos, levando em conta um vento de aproximação modificado pela interação com edifícios localizados na periferia da zona de análise, que de outra forma deveriam ser incluídos como parte do modelo. Em ambientes urbanos, isso normalmente exigiria a reprodução em escala de todos os principais edifícios e estruturas dentro de uma zona com cerca de 300-800 metros de extensão. A representação da vizinhança da região de teste é definida pelo chamado modelo de proximidade (ASCE, 1999).

Em Plate e Kiefer (2001) encontra-se uma primeira tentativa de estabelecer uma estrutura conceitual para levar em conta os efeitos de características urbanas de terreno nas prescrições de norma. Com este objetivo, os autores sugerem introduzir, além do clássico coeficiente de

exposição de Davenport, um segundo fator de exposição, definido como uma razão entre as cargas de vento avaliadas em uma condição imersa em um ambiente urbano e na condição isolada.

Paulotto, Ciampoli e Augusti (2006) descrevem os resultados de uma série de testes em túnel de vento focados no estudo da ação do vento em uma placa de sinalização colocada no interior de uma rede de edificações idênticas representando as características típicas de zonas urbanas, chegando à conclusão de que as forças são menores e menos dependentes do ângulo de ataque do vento do que em situações de terreno livre.

O efeito da topografia foi abordado por Hauf e Neumann-Hauf (1982), que realizaram um trabalho experimental para medição das características do vento acima de um talude em tamanho real, enquanto Deaves (1980) realizou um estudo numérico com taludes e morros bidimensionais. Estes são apenas alguns exemplos do estudo de topografia ao longo dos anos, uma área de estudo bem comum, tanto experimentalmente quanto numericamente.

Holmes (2001) estudou o efeito de morros e taludes sobre as forças aerodinâmicas em placas e paredes por métodos numéricos. O autor concluiu que quando as pressões são normalizadas utilizando a velocidade não perturbada na altura do topo da parede, os coeficientes de pressão são próximos aos referentes à paredes em terrenos planos.

Kim, You e You (2014) investigaram as mudanças na velocidade do vento e na temperatura do ar devido à construção de taludes próximos a rodovias através de ensaios em túnel de vento. Avila-Sanchez *et al.* (2014) investigaram cargas aerodinâmicas em veículos ferroviários (locomotivas e vagões) sobre taludes ferroviários e o efeito de corta-ventos nas laterais da ferrovia via ensaios em túnel de vento. Li *et al.* (2022) realizaram simulações numéricas para investigar o efeito de diferentes configurações de taludes ferroviários nas cargas aerodinâmicas em veículos ferroviários.

2.5 OCORRÊNCIA DE VENTOS EXTREMOS

O vento natural pode ser dividido em ventos sinóticos e não-sinóticos. Os ventos sinóticos são associados a eventos de grande extensão, como ciclones, e ventos não sinóticos são de extensão localizada, como tempestades e tornados.

Loredo-Souza (2012) faz um apanhado de eventos meteorológicos extremos que ocorreram em território brasileiros nas décadas anteriores, incluindo tornados, *dowbursts*, ciclones, furacões e tempestades tropicais que causaram grandes danos às cidades brasileiras. O autor destaca ainda a previsão de que eventos desta natureza se tornem mais comuns com o passar do tempo e a inadequação da norma brasileira ao fornecer dados de velocidade sem discriminar o fenômeno meteorológico de origem. Isso mostra que fenômenos extremos tipicamente associados a outras regiões do mundo ocorrem também em território brasileiro e devem ser considerados.

Um estudo realizado por Pes *et al.* (2017) utilizando registros históricos de velocidade do vento em território brasileiros concluiu que a velocidade máxima do vento tem aumentado nas últimas décadas. Reboita, Rocha e Oliveira (2019) analisaram o comportamento e as características de seis ciclones subtropicais em território brasileiro entre os anos de 2010 e 2016, com ventos de grande intensidade por longos períodos de tempo e precipitações de até 350 mm. Os autores destacam a necessidade de um monitoramento contínuo para identificação e previsão de fenômenos climáticos extremos.

2.6 RESUMO DAS CONCLUSÕES DE OUTROS ESTUDOS

Nesta seção é apresentado um levantamento sobre conclusões obtidas em trabalhos anteriores que pesquisaram os efeitos do vento em estruturas de *outdoors* de maior relevância:

- a) Ziauddin (2016) verificou que *outdoors* tipicamente apresentam uma frequência natural de 1 Hz ou maior. Eles também apresentam valores de amortecimento pequenos o suficiente para estarem sujeitos a uma resposta ressonante significativa. Carregamentos dinâmicos podem levar a oscilações na direção do vento e torções significativas;
- b) Wang *et al.* (2016) investigaram configurações de *outdoors* com duas e três placas, chegando à conclusão que as características de carregamento do vento na placa de

barlavento é similar para os *outdoors* estudados. Os autores identificaram ainda que os maiores coeficientes de pressão negativos que regularmente causam o arrancamento das placas do *outdoor* podem chegar a valores que variam entre -2,4 e -2,8 para um ângulo de ataque de 60° em relação à perpendicular do painel;

- c) Wen e Xie (2020), que investigaram as falhas estruturais em *outdoors* devido ao tufão Mujigae, destacaram que o código chinês pode estar subestimando consideravelmente os carregamentos reais e fenômenos dinâmicos em *outdoors*. Os autores identificaram também dois principais modos de falha, um modo abrupto pela falha dos parafusos de ancoragem e um modo progressivo, ocorrendo principalmente pela flambagem local da coluna. Os autores concluem que a força de arrasto global em *outdoors* com duas e três placas é menor do que aquele para *outdoors* com uma placa. Para *outdoors* com três placas, a força transversal é significativa e a força resultante no *outdoor* apresenta pouca variação com a mudança do ângulo de incidência do vento. Por fim, os torques observados são menores que os valores fornecidos em códigos internacionais;
- d) Warnitchai, Sinthuwong e Poemsantitham (2009) realizaram testes em túnel de vento de grandes *outdoors*. Os autores concluíram que os maiores valores de torção em relação ao eixo vertical do *outdoor* ocorrem para um ângulo do vento de aproximadamente 45°. Dentro desta faixa de ângulos de incidência, o coeficiente de arrasto para todas as configurações testadas fica entre 1,3 e 1,5. O coeficiente de força total para uma configuração de *outdoor* de dois painéis também atinge o valor mais alto dentro do mesmo intervalo crítico de ângulos de incidência. O valor máximo de coeficiente de força obtido para todos os *outdoors* de dois painéis testados é ligeiramente superior ao valor obtido para um único painel para o mesmo ângulo. Estes resultados são semelhantes aos obtidos por Letchford (2001), estando de acordo com as recomendações da AS/NZS 1170.2 (2002). O momento de torção em *outdoors* de painel único aumenta à medida que o ângulo de incidência do vento aumenta, atingindo seu máximo para ângulos entre 45° e 60°. O momento máximo de torção para todas as configurações de painel único testadas pode ser estimado aproximadamente multiplicando a força de arrasto máxima por uma excentricidade horizontal de pico $e_p = 0,15b$. Este valor de excentricidade é significativamente menor que $0,20b$, recomendado pela AS/NZS 1170.2 (2002), e $0,25b$, conforme indicado por

Cook (1990). Para *outdoors* de dois painéis, a torção máxima aumenta significativamente à medida que o ângulo entre os painéis aumenta. A excentricidade horizontal de pico pode chegar a $e_p = 0,24b$ para um ângulo de 30° . Os autores concluíram também que para todas as configurações de *outdoors* testadas a admitância aerodinâmica corresponde bem com a fórmula de admitância de Vickery.

- e) Zuo, Smith e Mehta (2014) realizaram ensaios em túnel de vento para *outdoors* com uma placa, duas placas e *outdoors* do tipo *box*. Além disso, Smith, Zuo e Mehta (2014) realizaram medições em um *outdoor* do tipo caixa em escala real. Os autores concluíram que *outdoors* com duas placas com as laterais abertas apresentam torques maiores que *outdoor* com uma placa ou *outdoors* do tipo caixa. Além disso, as forças no *outdoor* do tipo caixa são menores que em *outdoors* de uma placa. Devido a isso, é sugerido que *outdoors* do tipo caixa talvez sejam superdimensionados por códigos que normalmente são elaborados para *outdoors* com uma placa. Os autores apontam que resultados obtidos em túnel de vento configuram um limite superior para os resultados em escala real. Valores de excentricidade em escala real se mantiveram abaixo de $0,15b$ para todos os ângulos de incidência do vento. Os autores destacam ainda que os valores máximos de força e torção raramente acontecem simultaneamente.

É possível observar a escassez de trabalhos sobre *outdoors* em situações mais complexas de topografia, vizinhança e ventos extremos, o que justifica novas pesquisas na área. De forma geral, projetos de *outdoors* utilizam como base considerações desenvolvidas a partir de resultados isolados, necessitando de modificações para se adequar às condições de terreno e vizinhança. Trabalhos que modelem o terreno ou vizinhança em conjunto com *outdoors* podem fornecer valores que não necessitam de (ou minimizam) ajustes.

3 ESTRUTURAS DE *OUTDOORS* E CONDIÇÕES TÍPICAS

A seguir são identificados os tipos de *outdoors* mais utilizados, considerando sua geometria e as diferentes concepções estruturais empregadas. Em seguida são apontadas as principais ações e cargas consideradas e os modos de falha observados. Exemplos de falhas em *outdoors* são analisados com base em registros recentes. Considerações a respeito da influência das características do vento incidente e das condições de topografia e vizinhança sobre o desempenho aerodinâmico de *outdoors* são também apresentadas.

3.1 CONCEPÇÕES ARQUITETÔNICAS E ESTRUTURAIS

Outdoors podem ser encontrados pelo Brasil e em várias partes do mundo com uma grande variedade de tamanhos, de acordo com a necessidade, localização e espaço disponível. Os painéis são geralmente fabricados em formato retangular, mas podem apresentar formatos variáveis de acordo com a sua finalidade. O *North Carolina Department of Revenue* (2019) apresenta uma lista de dimensões encontradas na prática, indo de 3,66 x 1,83 m até 15,24 x 6,10 m.

No Brasil a regulamentação de *outdoors* é feita por estados e municípios. Na maioria dos casos ela busca limitar os locais onde *outdoors* podem ser posicionados e o tipo de conteúdo para o qual eles podem ser utilizados. Não há legislações tratando da forma ou estrutura do *outdoor*.

Outdoors podem ser construídos em uma variedade de materiais e com diferentes tipos de estrutura de suporte. O *North Carolina Department of Revenue* (2019) classifica os *outdoors* para fins de taxaço em quatro categorias, baseadas em sua estrutura e material utilizado:

- a) estrutura *A-Frame* (Figura 10a) formada por barras de madeira;
- b) estrutura *A-Frame* (Figura 10a) formada por barras de aço;
- c) estrutura formada por múltiplas colunas verticais sem suportes diagonais (Figura 10b);

d) estrutura sustentada por uma única coluna, pode ser centrada (Figura 10c) ou do tipo bandeira (*flag* – Figura 10d).

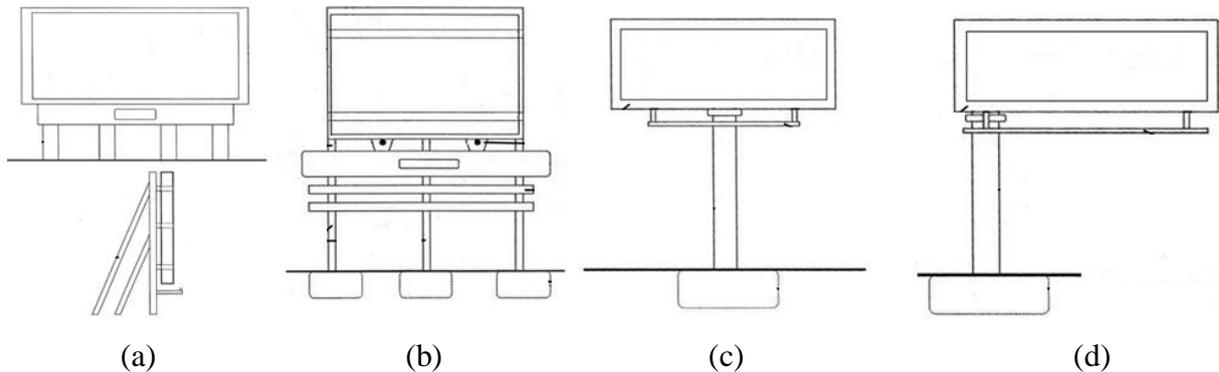


Figura 10 – Tipos de *outdoors* de acordo com o Guia de Avaliação de Estruturas de *Outdoors* da Carolina do Norte (adaptado de *North Carolina Department of Revenue*, 2019)

A seguinte classificação é definida pelo número de placas e sua disposição no *outdoor*:

- a) *outdoors* de face única;
- b) *outdoors* de face dupla;
- c) *outdoors* de face dupla em “V”;
- d) *outdoors* de face tripla.

Os *outdoors* de face única são os mais simples, com somente um único painel. Os *outdoors* de face dupla contêm dois painéis, sendo ideais em rodovias, onde a publicidade pode ser vista por pessoas trafegando em ambos os sentidos. Os *outdoors* de face tripla apresentam três painéis, sendo utilizados em local onde a publicidade possa ser visualizada de várias direções, como praças públicas e estacionamentos. As configurações de *outdoors* de face dupla e tripla são exemplificadas na Figura 2.

É comum o uso de caixas no lugar de painéis, onde as laterais do *outdoor* são vedadas (Zuo, Smith e Mehta, 2014). Estes *outdoors* do tipo “caixa” ou “*box*” desempenham a mesma função dos *outdoors* de face dupla, permitindo a colocação de propagandas em ambos os lados da caixa, porém sem permitir o escoamento do ar entre as faces.

Cabe notar que não há uma padronização da classificação de *outdoors*, sendo esta apenas uma forma de classificação. Muitos aspectos do *outdoor* podem ser alterados, como o tipo de estrutura de sustentação, o material utilizado, o perfil transversal das barras, a presença de passarelas, iluminação e escadas, o tipo de fundação, dentre outros. A escolha da concepção

estrutural é ditada pelas necessidades técnicas do *outdoor* que se deseja construir, bem como por fatores econômicos. Os formatos e concepções apresentadas formam uma lista não exaustiva, porém abordam as tipologias mais comumente adotadas.

Neste trabalho são analisados *outdoors* de placa dupla do tipo caixa, onde as laterais são fechadas, não permitindo o escoamento do vento dentro do *outdoor*. A estrutura é feita de mastro único com seção circular. Esta é uma configuração típica de *outdoors* localizados próximos a rodovias e em estacionamentos ao ar livre. A principal razão para a escolha deste tipo de *outdoor* é a existência de dados de campo, seguindo os estudos realizados por Zuo, Smith e Mehta (2014) em túnel de vento e por Smith, Zuo e Mehta (2014) em escala real (Figura 11). A disponibilidade de dados de campo permite validar os resultados do estudo numérico.



Figura 11 – *Outdoor* do tipo caixa investigado por Smith, Zuo e Mehta (2014)

3.2 EXEMPLOS DE FALHAS DE *OUTDOORS*

Registros de colapso de *outdoors* após ventos de grande velocidade podem ser encontrados facilmente em notícias e reportagens, que comumente incluem imagens do *outdoor* colapsado. Em alguns casos podem haver vídeos do momento do colapso, que ajudam a elucidar os motivos que levaram à falha estrutural, embora uma conclusão exata só seja possível via uma análise mais detalhada da estrutura danificada.

O colapso do *outdoor* triplo mostrado na Figura 12 ocorreu em agosto de 2022 na cidade de Porto Belo – Santa Catarina, por consequência da passagem de um ciclone na região (G1, 2022). Embora as imagens não permitam precisar o mecanismo de ruína, é evidente que ocorreu uma falha da coluna tubular de sustentação do *outdoor*. Esse acidente envolveu grande risco pela localização do *outdoor* em um estacionamento de supermercado, onde pode haver concentração de pessoas, mas as consequências se limitaram a danos à rede elétrica local e prejuízo econômico.

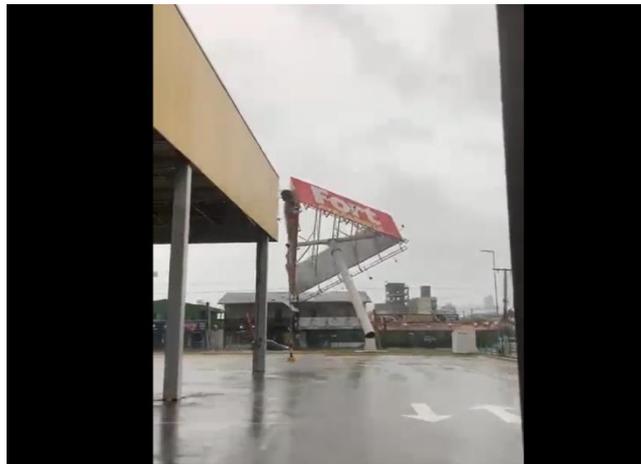


Figura 12 – Momento do colapso do *outdoor* em Porto Belo, Santa Catarina (Nova Era FM 97.5, 2022)

O colapso do *outdoor* de face tripla mostrado na Figura 13 ocorreu em 2017 em um estacionamento na cidade de Dongguan – China (China Global Television Network, 2017), causando grandes danos aos veículos estacionados e à edificação vizinha, além de levar risco aos pedestres. O acidente foi atribuído à falta de conservação do *outdoor*.



(a) NDTV News Desk, 2017



(b) China Global Television Network, 2017

Figura 13 – *Outdoor* colapsado em Dongguan, China

Uma matéria realizada pelo site de notícias NDTV indica que a falha ocorreu em razão dos parafusos de ancoragem da estrutura estarem frouxos, não tendo sido capazes de manter a estrutura estável mediante a carga de vento observada. As imagens da base metálica ainda presa ao *outdoor* (Figura 13b) também indicam que a falha ocorreu nos parafusos de ancoragem.

A maioria dos casos de falha estrutural em *outdoors* só são registrados após o fato, com fotos e vídeos dos destroços. Essa falta de registros no momento do acidente torna mais difícil analisar as causas dos eventos. Além disso, há uma tendência de serem feitas mais reportagens de falhas em locais urbanos devido à maior concentração de pessoas, embora o colapso de *outdoors* em rodovias também seja relevante. As razões que levam ao colapso são variadas, podendo ser atribuídas a erros de projeto, erros de montagem, falta de manutenção e até mesmo devido a limitações nos métodos empregados no dimensionamento.

3.3 CONDIÇÕES TOPOGRÁFICAS E DE VIZINHANÇA

A identificação correta das condições de exposição do *outdoor* é importante para o projeto dessas estruturas. Aspectos como a rugosidade do terreno, a topografia local e a presença de edificações próximas podem mudar drasticamente o escoamento e, por consequência, a carga de vento. Neste trabalho são exploradas condições bastante recorrentes, com *outdoors* no topo de talude e em cânion urbano.

Taludes são configurações topográficas onde ocorre uma mudança gradual do nível do solo. Quando o vento incide de uma local mais baixo para um mais alto, há um incremento de velocidade no escoamento devido ao efeito Venturi, como ilustra a Figura 14. Com isso, tende a ocorrer uma carga de vento maior a estruturas localizadas próximas à crista do talude. Além disso, o talude gera componentes verticais de velocidade no escoamento, podendo levar a efeitos e esforços não previstos. A situação de talude é considerada pela NBR 6123 (ABNT, 2023) como um fator de multiplicação na velocidade do vento.

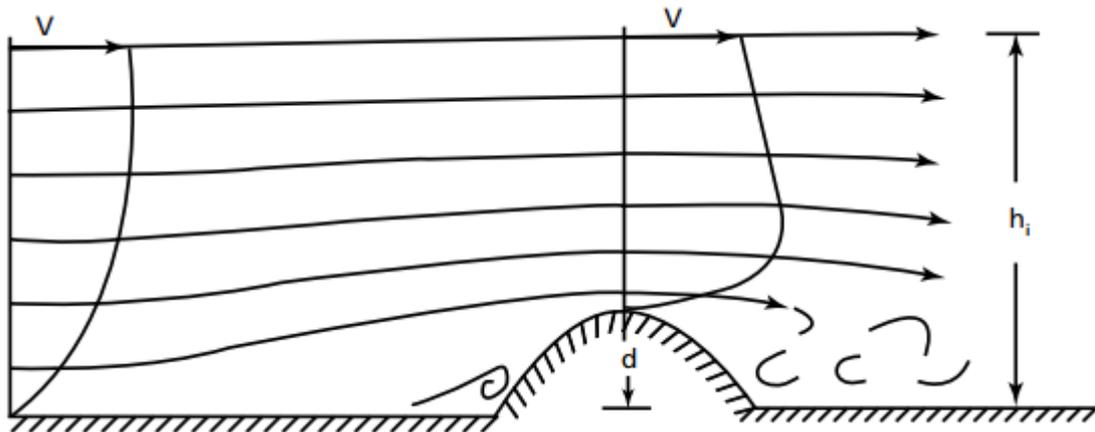


Figura 14 – Alteração nas linhas de corrente próximo de um morro (Blessmann, 2013)

É comum a construção de *outdoors* em locais próximos a rodovias, por serem locais de grande visibilidade. Enquanto algumas rodovias são essencialmente planas, locais com topografia mais irregular necessitam trabalhos de terraplanagem para que a rodovia possa ser construída. Isso leva a perfis topográficos típicos com a inclusão de taludes, como a ilustrada na Figura 15.

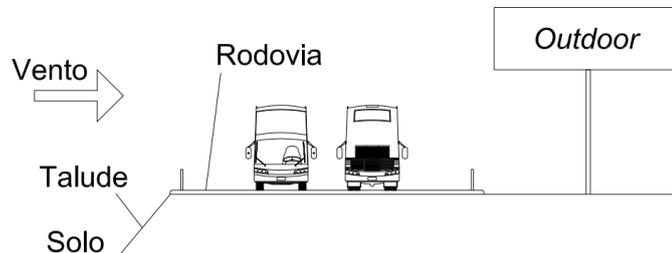


Figura 15 – Topografia típica de rodovia

Um cânion urbano é uma configuração encontrada em grandes cidades, onde dois prédios altos formam um canal entre si, resultando uma geometria similar à de um cânion natural, conforme exemplificado na Figura 16. Esta configuração pode gerar zonas de recirculação entre os prédios ou até mesmo um aumento da velocidade do vento, dependendo do ângulo de incidência. Por ser uma geometria comum em regiões urbanas, é importante que o escoamento a ela associado seja bem compreendido.

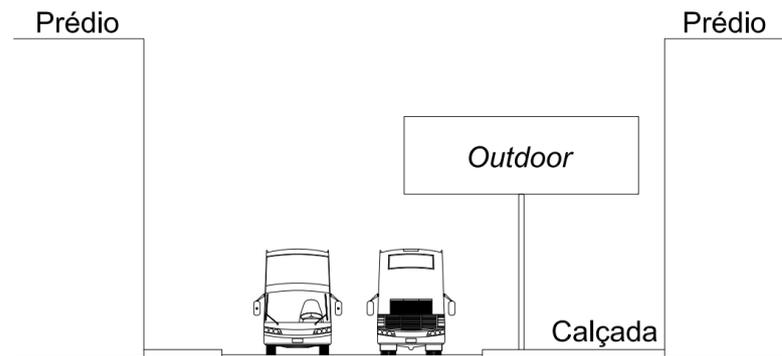


Figura 16 – Esquema de cânion urbano

3.4 CARACTERÍSTICAS DO VENTO INCIDENTE

Além de conhecer as condições da geometria ao redor da estrutura, é necessário também conhecer o tipo de vento que estará atuando na estrutura. De uma forma geral, ventos extremos são entendidos como aqueles que geram cargas significativas nas estruturas, podendo ser divididos em dois tipos, de acordo com a escala espacial-temporal do sistema atmosférico ao qual está associado: ventos sinóticos, associados a eventos de grande extensão, como os ciclones, e ventos não sinóticos, associados a eventos de extensão localizada, como as tempestades ou tormentas TS (*thunderstorms*).

A norma brasileira NBR 6123 (ABNT, 2023) não faz distinção dos diferentes tipos de vento, apresentando somente um único mapa de velocidades. Esse mapa foi elaborado a partir do histórico da velocidade do vento de estações espalhadas pelo território brasileiro. Devido à natureza localizada de ventos não sinóticos é possível afirmar que as velocidades fornecidas pela norma brasileira estão baseadas principalmente em ventos sinóticos, que são os fenômenos mais fáceis de captar regularmente. Isso é uma realidade que acomete não apenas a norma brasileira, mas também códigos internacionais (Loredou-Souza, 2012).

Ciclones são fenômenos de grande escala que ocorrem devido a movimentos globais de massas de ar, podendo ser classificados em tropicais, subtropicais ou extratropicais, dependendo do local de formação. Do ponto de vista da Engenharia do Vento, os ciclones são sistemas atmosféricos bem estudados e conhecidos ao redor do mundo, caracterizando-se por apresentar efeitos de grande intensidade e enorme relevância para projetos de engenharia estrutural. Os perfis de velocidade de vento gerados são aqueles típicos de camada limite, sendo geralmente expressos por lei logarítmica ou de potência.

Por outro lado, os ventos não sinóticos ocorrem de maneira mais localizada devido a fenômenos locais e pontuais, sendo sua extensão e duração tipicamente menores que os de ciclones, mas que podem produzir velocidades de vento maiores. Os tornados, por exemplo, são um caso extremo de vento não sinótico, podendo ser mais destrutivos que os próprios furacões. Além de tornados, um fenômeno mais recorrente de ventos não sinóticos relacionado a tempestades severas são as chamadas microexplosões ou *downbursts*.

4 ASPECTOS TEÓRICOS DE MODELAGEM DO VENTO

Esse capítulo aborda aspectos teóricos relevantes para a modelagem do vento e avaliação de carregamentos em estruturas. Na Seção 4.1 são apresentados aspectos gerais e modelos para caracterização do vento natural dentro da camada limite atmosférica e o fenômeno de turbulência. Na Seção 4.2 é feita uma revisão dos métodos e técnicas recomendadas pela norma brasileira NBR 6123 – 2023, dando ênfase às seções relevantes para o dimensionamento de *outdoors*.

4.1 CARACTERIZAÇÃO DO VENTO NA CAMADA LIMITE ATMOSFÉRICA

O vento natural é um fenômeno essencialmente aleatório, que só pode ser caracterizado satisfatoriamente de forma estatística, através de conceitos como média, desvio padrão e correlação.

4.1.1 Natureza Aleatória do Vento Natural

O vento natural é turbulento, apresentando flutuações de velocidade aleatórias no espaço e no tempo, como ilustrado na Figura 17, onde t é o tempo, u é a velocidade longitudinal do vento, v é a velocidade transversal do vento e w é a velocidade vertical do vento. A turbulência do vento tem origem principalmente em dois fenômenos: movimentos circulatorios da atmosfera e rugosidade superficial. A movimentação de massas de ar na atmosfera ocorre devido a gradientes de pressão e temperatura, além da movimentação do planeta Terra, gerando turbilhões que podem ter dimensões de até centenas de quilômetros. A rugosidade superficial, associada à altura e densidade de obstáculos na superfície terrestre, gera turbilhões que vão da escala do milímetro até a altura da CLA (Blessmann, 2011).

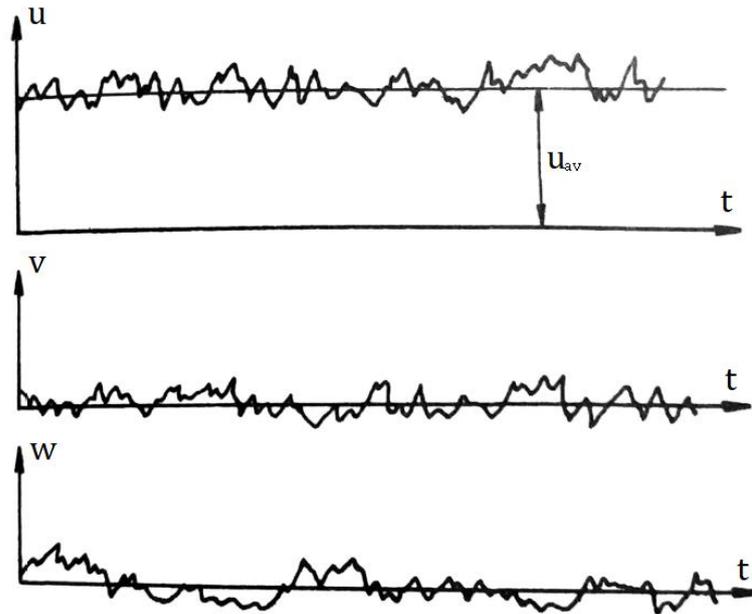


Figura 17 – Exemplo de histórico de velocidades (adaptado de Blessmann, 2011)

A natureza aleatória da turbulência inviabiliza sua descrição por abordagem determinística. Os modelos matemáticos mais representativos desses fenômenos se baseiam em medidas estatísticas extraídas de séries temporais, como as representadas na Figura 17, dentre as quais se destacam a média, desvio padrão, autocorrelação, correlação cruzada, escala integral e espectro de potência (Blessmann, 2011). A média e desvio padrão da velocidade u no tempo são dados conforme as equações abaixo:

$$u_{av} = \frac{1}{T} \int_0^T u(t) dt \quad (4.1)$$

$$\sigma_u = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T [u(t) - u_{av}]^2 dt} \quad (4.2)$$

onde u_{av} e σ_u são as notações adotadas neste trabalho para velocidade média e desvio padrão, respectivamente. As intensidades da turbulência I_u , I_v e I_w são definidas pela razão entre o desvio padrão das velocidades u , v e w , respectivamente, e por um valor de referência u_{ref} , conforme as equações a seguir:

$$I_u = \frac{\sigma_u}{u_{ref}}; \quad I_v = \frac{\sigma_v}{u_{ref}}; \quad I_w = \frac{\sigma_w}{u_{ref}} \quad (4.3)$$

A intensidade pode ser local, quando u_{ref} é a velocidade média no ponto, ou normalizada, quando outro valor é empregado (Blessmann, 2011). Esse trabalho adota a intensidade turbulenta normalizada, tomando a velocidade média do escoamento incidente (na entrada do domínio computacional) como valor de referência.

A função de autocorrelação, correlação temporal ou ainda função de autocovariância, descreve a relação entre as flutuações turbulentas em um instante t e as flutuações em um instante $t + \tau$. Esta função pode ser interpretada como uma “memória do processo aleatório”, e nos dá uma indicação de previsibilidade e evolução temporal da turbulência (Blessmann, 2011). Para uma variável qualquer $\phi(t)$, a autocorrelação ao longo de um tempo T , representado por R_ϕ , é dada por:

$$R_\phi(\tau) = \frac{1}{T} \int_0^T \phi(t)\phi(t + \tau)dt \quad (4.4)$$

A Equação 4.4 é apresentada graficamente na Figura 18a. É possível notar que o valor da autocorrelação depende do valor de τ escolhido. Dessa forma, é possível traçar uma curva comparando R_ϕ com τ . Esta curva é conhecida como curva de autocorrelação e nos dá informações sobre a autocorrelação da variável ao longo de várias escalas de tempo. Um exemplo de curva de autocorrelação é apresentado na Figura 18b.

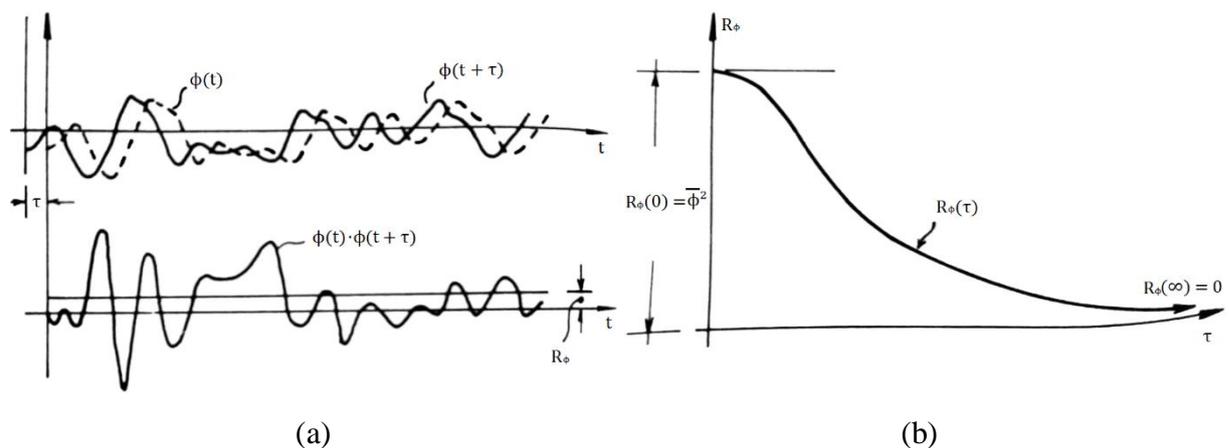


Figura 18 – Função de autocorrelação, (a) representação gráfica da autocorrelação e (b) curva de autocorrelação (adaptado de Blessmann, 2011)

Vale destacar que a curva de autocorrelação é uma curva par em relação a τ , ou seja, ela obedece a equação a seguir:

$$R_\phi(\tau) = R_\phi(-\tau) \quad (4.5)$$

A correlação cruzada ou espacial, de forma análoga à autocorrelação, mede a relação entre velocidades em diferentes pontos do escoamento. Para uma variável qualquer $\phi(t, x)$ em dois pontos distintos, P_1 e P_2 , a correlação cruzada $R_{\phi_1\phi_2}$ pode ser calculada por:

$$R_{\phi_1\phi_2}(\xi) = \frac{1}{T} \int_0^T \phi(t, x) \phi(t, x + \xi) dt \quad (4.6)$$

A partir da correlação cruzada, é possível definir uma quantidade chamada de escala integral da turbulência. Ao considerar a velocidade longitudinal do vento u e analisar a correlação na direção x , pode-se definir a escala integral da turbulência L_u^x através de:

$$L_u^x = \int_0^\infty \frac{1}{(u^2)_{av}} R_{u_1u_2}(\xi) d\xi \quad (4.7)$$

De acordo com Simiu e Yeo (2019), a escala integral da turbulência L_u^x é uma medida do tamanho das componentes longitudinais dos vórtices turbulentos do escoamento. Se a escala integral for maior do que o comprimento do objeto imerso no escoamento, os vórtices turbulentos e as rajadas de ar vão ser capazes de engolfar a estrutura na direção longitudinal, afetando a distribuição de pressões na estrutura. Ao considerar que ξ varia ao longo das direções y e z , pode-se definir duas outras escalas L_u^y e L_u^z , que indicam o tamanho transversal e vertical dos vórtices, respectivamente. Pode-se ainda utilizar a Equação 4.7 com as componentes transversal (v) e vertical (w) da velocidade, resultando um total de 9 valores de escala, que podem ser sintetizados em forma de matriz, conforme abaixo:

$$\mathbf{L} = \begin{bmatrix} L_u^x & L_u^y & L_u^z \\ L_v^x & L_v^y & L_v^z \\ L_w^x & L_w^y & L_w^z \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

Os valores de escala mais relevantes são os valores da diagonal principal (L_u^x , L_v^y e L_w^z), que muitas vezes recebem os símbolos L_u , L_v e L_w , respectivamente. A escala integral é uma representação do tamanho do elipsoide dos vórtices médios do escoamento, representado na Figura 19.

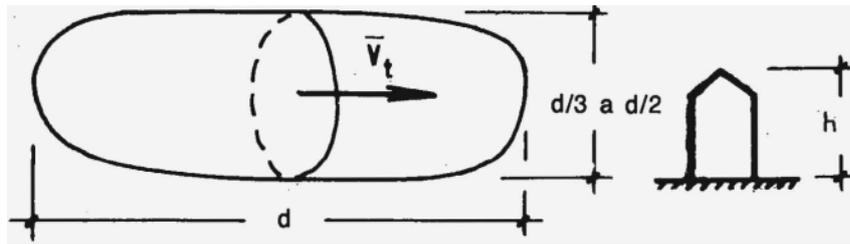


Figura 19 – Representação gráfica do elipsoide dos vórtices médios do escoamento (Blessmann, 1988)

Por fim, o espectro de potência do vento fornece a relação entre a intensidade do vento e as diferentes faixas de frequência. Este parâmetro é essencial para capturar potenciais efeitos dinâmicos sobre a estrutura, que dependem de suas frequências naturais de vibração. Blessmann (2005) define o espectro de potência S_ϕ como a transformada de Fourier da função de autocorrelação, dada pela seguinte equação:

$$S_\phi(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} R_\phi(\tau) e^{-i\omega\tau} d\tau \quad (4.9)$$

Para um sinal discretizado, pode-se utilizar a Transformada Rápida de Fourier (FFT – *Fast Fourier Transform*) para calcular o espectro de potência de forma mais eficiente.

4.1.2 Modelagem do Vento na Camada Limite Atmosférica

Como apresentado na Seção 4.1.1, há muitas características importantes para caracterização do vento na CLA, porém valores exatos para essas características são de difícil determinação. Com isso em mente, são empregados modelos aproximados para determinação de velocidade média, intensidade da turbulência, escala de comprimento integral e espectro de potência.

Uma das características fundamentais dos ventos na CLA é que sua velocidade média varia com a altura, sendo pequena junto ao solo em função da influência dos obstáculos, mas aumentando gradualmente com a altitude. O escoamento é mais localizado e dependente das características geométricas em pontos abaixo da altura média dos obstáculos. Nessas regiões não é possível estabelecer um padrão geral para o escoamento. Com o aumento da altitude, a influência dos obstáculos se torna reduzida e o vento ganha características mais regulares. Assim, torna-se necessário incluir no modelo matemático representativo da velocidade de vento parâmetros que levem em conta as características de relevo do terreno onde se encontra a estrutura investigada (Loredou-Souza, Schettini e Paluch, 2004).

De acordo com Loredou-Souza, Schettini e Paluch (2004), há dois principais modelos utilizados na prática da Engenharia do Vento para representação do perfil de velocidade média: o perfil em lei de potência e o perfil logarítmico. O perfil em lei de potência é dado pela seguinte equação:

$$\frac{u(z)}{u(z_{ref})} = \left(\frac{z - z_d}{z_{ref}} \right)^p \quad (4.10)$$

onde z é a altura em relação ao solo, $u(z)$ é o valor da velocidade longitudinal do vento na altura z , z_{ref} é uma altura de referência, $u(z_{ref})$ é a velocidade longitudinal do vento na altura de referência, z_d é a altura da subcamada interfacial e p é um valor que caracteriza o tipo de terreno sendo modelado.

A subcamada interfacial, também conhecida como “deslocamento do plano zero”, é a altura até a qual o transporte molecular no escoamento domina em relação ao transporte turbulento. A altura dessa camada depende da altura média e densidade dos obstáculos na superfície terrestre e representa o ponto a partir do qual o modelo matemático para velocidade média pode ser adotado (ver Figura 20) (Loredou-Souza, Schettini e Paluch, 2004).

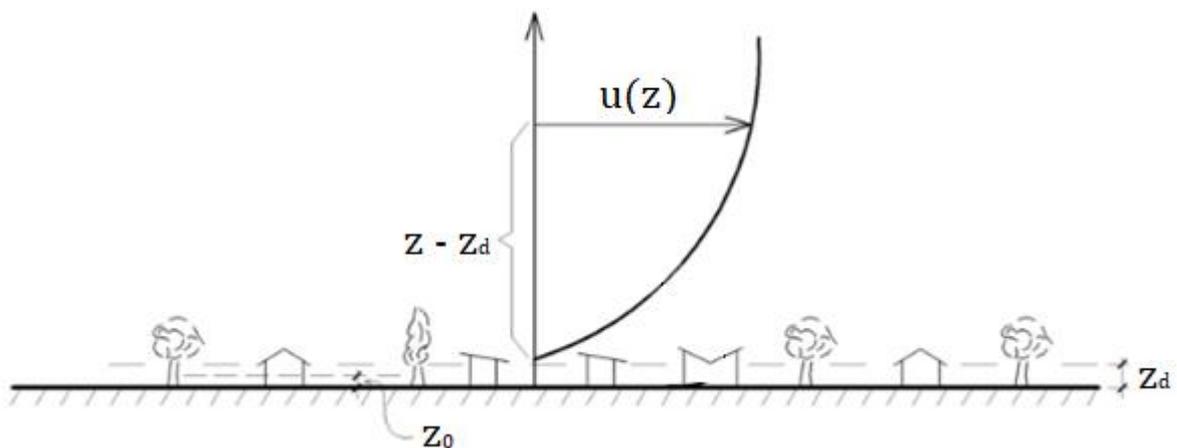


Figura 20 – Perfil de velocidade média da CLA (adaptado de Loredou-Souza, Schettini e Paluch, 2004)

A lei logarítmica para o perfil de velocidade média pode ser expressa por:

$$\frac{u(z)}{u_*} = \frac{1}{\kappa} \ln \left(\frac{z - z_d}{z_0} \right) \quad (4.11)$$

onde u_* é a velocidade de fricção, κ a constante de von Kármán e z_0 a rugosidade aerodinâmica. A constante de von Kármán é tipicamente adotada como sendo igual 0,4, enquanto que os parâmetros u_* e z_0 dependem das características físicas do terreno e do vento.

Ao contrário da lei de potência, a lei logarítmica é uma lei teórica, podendo ser derivada a partir do conceito da espiral de Ekman, porém abordagens mais modernas utilizando uma metodologia assintótica podem ser adotadas, conforme explicado por Simiu e Yeo (2019). A dedução matemática da lei logarítmica está além do escopo deste trabalho e pode ser encontrada na literatura específica.

Ao analisar as equações para o cálculo da velocidade característica pela NBR 6123 (ABNT, 2023), observa-se que o fator S_2 é dado por uma expressão análoga à Equação 4.10, conforme pode ser observado na Seção 5.3.3 da NBR 6123 ou na Seção 4.2.1 deste trabalho.

Há debate na literatura sobre a aplicabilidade de cada modelo, bem como suas vantagens e desvantagens. Simiu e Yeo (2019) afirmam, por exemplo, que o perfil em lei de potência é um modelo ultrapassado e que o perfil logaritmo é mais correto devido à sua justificativa teórica. Em contraponto, alguns autores adotam uma posição menos rígida:

Do exposto, parece-nos que, em parte a escolha entre as leis logarítmica e potencial é semelhante a opção entre automóveis de duas marcas, ambos de boa qualidade, cada um representando características boas, não tão boas e algumas inconveniências (Blessmann, 2013).

Blessmann (2013) afirma que a lei de potência apresenta “aproximação mais que o suficiente para fins de engenharia”, apesar de ser uma lei empírica. Além disso, ele destaca o fato de a lei ser de fácil aplicação como sua principal vantagem, enquanto que a lei logarítmica é de mais difícil medição e aplicação. O autor comenta também que a lei logarítmica, apesar de ter um embasamento teórico, depende de valores (u_* e z_0), que não podem ser obtidos matematicamente e dependem de resultados experimentais, assim como a lei de potência.

Claramente não há um consenso na literatura sobre a aplicação da lei de potência ou da lei logarítmica, sendo ambas consideradas de boa aplicação prática. Neste trabalho optou-se por utilizar a lei de potência, seguindo o exemplo de outros autores usados como referência.

De forma similar à lei de potência para a velocidade média, os valores de intensidade e escala integral também variam com a altura acima do solo, podendo ser modelados por lei de potência, conforme as seguintes equações:

$$I_j = I_{refj} \left(\frac{z}{z_{ref}} \right)^{-d_j} \quad (j = u, v, w) \quad (4.12)$$

$$L_j = L_{refj} \left(\frac{z}{z_{ref}} \right)^{\varepsilon_j} \quad (j = u, v, w) \quad (4.13)$$

onde os valores de I_{refj} , d_j , L_{refj} , ε_j e z_{ref} são dados em função do tipo de terreno e condições de exposição (Aboshosha *et al.*, 2015).

Várias funções para o espectro de potência do vento natural foram propostas na literatura ao longo das décadas, como os espectros de Kaimal, Davenport, von Kármán, dentre outros (Simiu e Yeo, 2019). Entre os vários modelos de espectro disponíveis, é comum a utilização do espectro de von Kármán, cuja forma original foi adaptada posteriormente para aplicações na Engenharia do Vento. A expressão para o espectro de potência da componente longitudinal da velocidade do vento (S_u) em sua forma adimensional, é geralmente dada pela seguinte equação, em função da frequência f :

$$\frac{f S_u(f)}{\sigma_u^2} = \frac{4 \left(\frac{f L_u}{u_{av}} \right)}{\left[1 + 70,8 \left(\frac{f L_u}{u_{av}} \right)^2 \right]^{\frac{5}{6}}} \quad (4.14)$$

Se a Equação 4.14 for utilizada também para as componentes v e w da velocidade, se dá origem a um espectro isotrópico, as vezes utilizado por simplicidade. Porém, na realidade, a turbulência não costuma ser isotrópica nas grandes escalas e as outras componentes ortogonais da turbulência atmosférica têm densidades espectrais com características diferentes. Nas equações abaixo são apresentados os espectros nas direções de v e w , respectivamente (Aboshosha *et al.*, 2015).

$$\frac{fS_v(f)}{\sigma_v^2} = \frac{4 \left(\frac{fL_v}{u_{av}} \right) \left[1 + 188,4 \left(\frac{2fL_v}{u_{av}} \right)^2 \right]}{\left[1 + 70,8 \left(\frac{fL_u}{u_{av}} \right)^2 \right]^{\frac{11}{6}}} \quad (4.15)$$

$$\frac{fS_w(f)}{\sigma_w^2} = \frac{4 \left(\frac{fL_w}{u_{av}} \right) \left[1 + 188,4 \left(\frac{2fL_w}{u_{av}} \right)^2 \right]}{\left[1 + 70,8 \left(\frac{fL_w}{u_{av}} \right)^2 \right]^{\frac{11}{6}}} \quad (4.16)$$

4.2 CARGA DE VENTO EM OUTDOORS – RECOMENDAÇÕES DA NBR 6123 – FORÇAS DEVIDAS AO VENTO EM EDIFICAÇÕES

O levantamento da força devida ao vento em edificações é normatizado pela NBR 6123 (ABNT, 2023), conforme seu parágrafo introdutório:

Esta Norma fixa as condições exigíveis na consideração das forças devidas às ações estática e dinâmica do vento, para efeitos de projeto de edificações, incluindo a estrutura como um todo e em partes, componentes estruturais e acessórios como revestimentos e vedações. O termo edificações é aplicado em sentido amplo, abrangendo edifícios, torres, chaminés, ginásios, pontes e outras obras de engenharia civil. (ABNT, 2023)

Entre as seções 4 e 5 da norma é apresentada uma metodologia de carga estática para determinação das forças em estruturas de comportamento quase-estático. Entre as seções 6 e 8, e na Seção 11, são apresentados parâmetros aerodinâmicos para edificações e elementos estruturais. O comportamento dinâmico de edificações e torres é abordado nas seções 9 e 10, e de pontes na Seção 11. Os métodos apresentados são amplamente aplicados na prática de engenharia estrutural no Brasil, sendo empregados para a avaliação das forças devidas ao vento sobre uma edificação, estrutura ou seus componentes.

4.2.1 Forças em Estruturas de Comportamento Quase-Estático

De forma geral, a norma estabelece a força do vento F por uma equação na forma:

$$F = qCAf_v \quad (4.17)$$

em que q é a pressão dinâmica da corrente incidente, C é um coeficiente aerodinâmico de força ou pressão, A é uma área de referência e f_V é o fator de vizinhança.

Coefficientes para uma variedade de geometrias, características e escoamentos são apresentados na NBR 6123 (ABNT, 2023) para situações encontradas tipicamente em edificações e estruturas civis. A pressão dinâmica é dada por:

$$q = \frac{1}{2} \rho V_k^2 \quad (4.18)$$

em que ρ é a massa específica do ar e V_k é a velocidade característica do vento.

A norma recomenda utilizar uma massa específica de $1,226 \text{ kg/m}^3$, o que resulta na fórmula simplificada:

$$q = 0,613 V_k^2 \quad (4.19)$$

A velocidade característica é dada pela por:

$$V_k = V_0 S_1 S_2 S_3 \quad (4.20)$$

onde V_0 é a velocidade básica do vento, obtido pelo mapa de isopletras (Figura 21), S_1 é um fator topográfico, S_2 é um fator que combina a rugosidade do terreno, as dimensões da edificação e a altura do escoamento e S_3 é um fator estatístico calculado com base na vida útil da estrutura e na probabilidade aceitável da velocidade do vento ser excedida durante a vida útil. Neste trabalho adotou-se $S_3 = 1,0$ nos cálculos de velocidade característica.

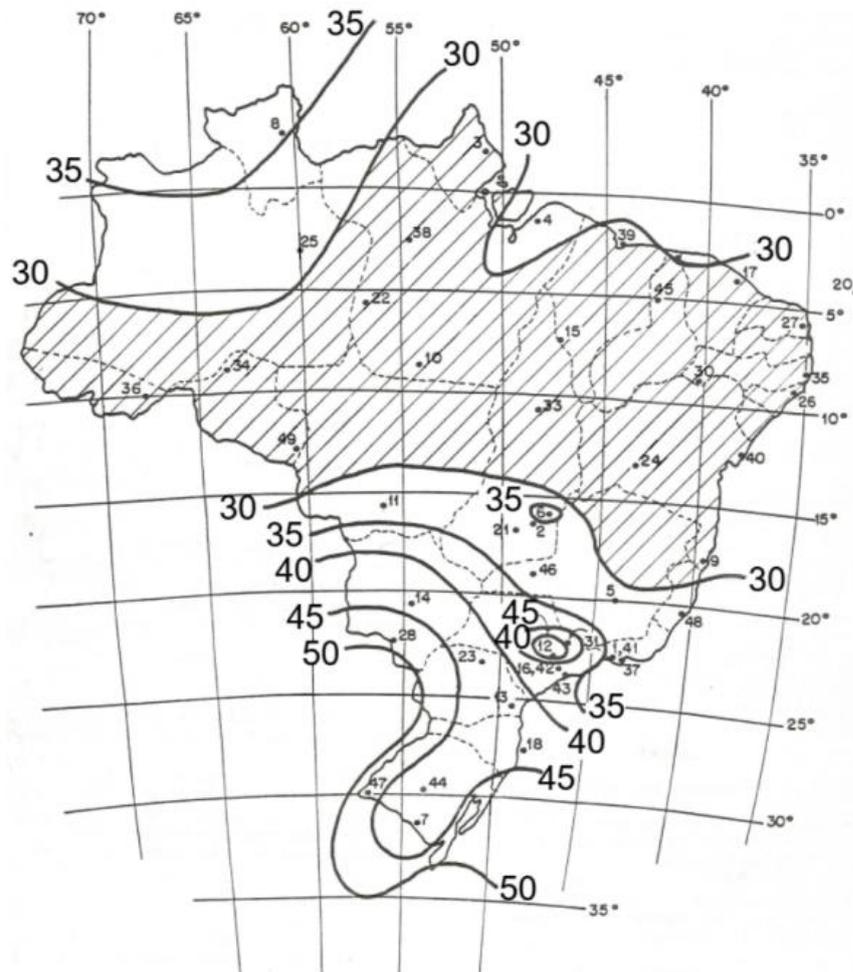


Figura 21 – Mapa de isopletas (ABNT, 2023)

A norma apresenta para o cálculo do fator S_2 a seguinte equação, em função da altura acima do solo z :

$$S_2 = b_m F_r \left(\frac{z}{10} \right)^p \quad (4.21)$$

onde b_m e p são parâmetros meteorológicos e F_r é o fator de rajada. A norma fornece valores tabelados para situações típicas. O fator S_2 fornece um perfil de velocidade do vento análogo a um perfil de potência, como dado pela Equação 4.10.

A velocidade básica é dada como a velocidade de uma rajada de 3 segundos, a 10 metros acima do terreno, em campo aberto e plano, excedida em média uma vez em 50 anos (ABNT, 2023). O mapa de isopletas foi elaborado a partir de valores registrados em estações meteorológicas, para os quais não há distinção do tipo de fenômeno que o originou. Além

disso, os fatores S_1 , S_2 e S_3 foram determinados considerando vento sinótico, assumindo que estes sejam válidos também para ventos não sinóticos até uma altura de 150 metros.

A NBR 6123 fornece ainda uma equação simplificada para o número de Reynolds, já aplicando as propriedades do ar, resultando na seguinte expressão:

$$Re = 70000V_k d \quad (4.22)$$

onde d é a dimensão de referência da edificação ou estrutura analisada.

O número de Reynolds é importante para a determinação de coeficientes aerodinâmicos, especialmente para objetos com superfície curva, onde a localização do ponto de separação do escoamento pode variar significativamente, alterando assim a distribuição de pressões. A Figura 22 mostra a grande variabilidade dos valores de coeficiente de arrasto em uma ampla faixa de números de Reynolds para o caso de escoamento sobre um prisma de arestas arredondadas e sobre um cilindro, onde k/h representa o tamanho relativo da rugosidade superficial. O número de Reynolds é um fator menos importante na previsão do escoamento sobre corpos com arestas vivas ou levemente arredondadas.

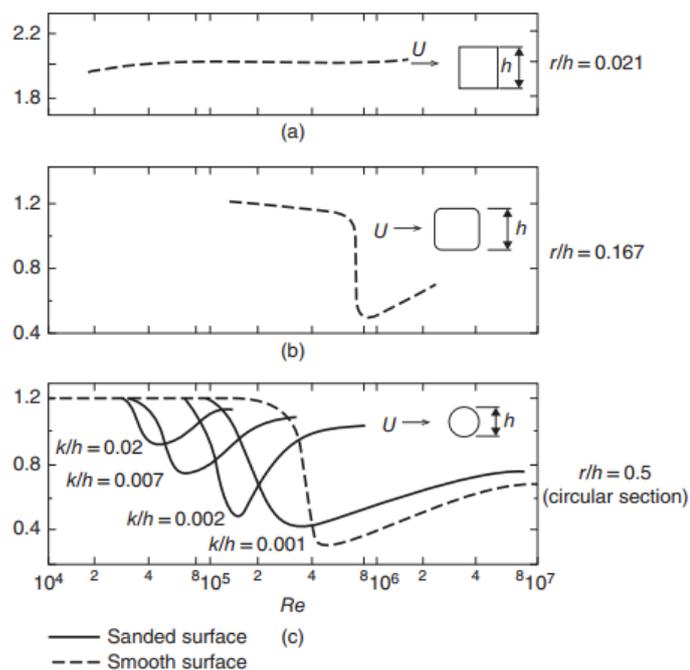


Figura 22 – Coeficiente de arrasto em função do número de Reynolds para (a) um prisma com arestas vivas, (b) um prisma com arestas arredondadas e (c) um cilindro circular (Scruton e Rogers, 1971 apud Simiu e Yeo, 2019)

Por fim, o fator de vizinhança é aplicado para consideração de potenciais efeitos de vizinhança devido às edificações próximas, sendo válido para todos os coeficientes aerodinâmicos, com exceção do coeficiente de torção, que apresenta considerações próprias para sua determinação. Este fator pode variar entre 1,0 e 1,3, dependendo da proximidade de edificações vizinhas. É importante observar que a NBR 6123 destaca a dificuldade de estabelecer fatores normativos para efeitos de vizinhança, os quais, em alguns casos, podem levar fatores “superiores aos indicados” (ABNT, 2023). Devido a estas considerações e às limitações inerentes de uma norma, a mesma permite que velocidades do vento, coeficientes aerodinâmicos e fatores de vizinhança sejam obtidos através de estudos especiais de natureza técnico-científica, incluindo ensaios em túneis de vento.

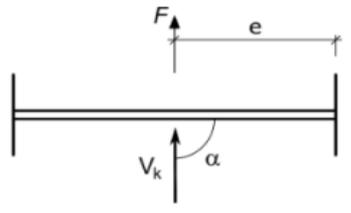
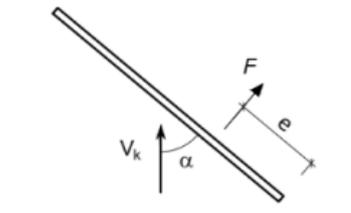
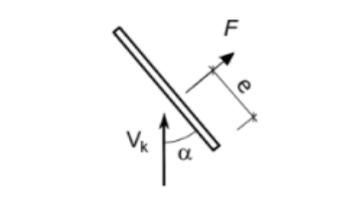
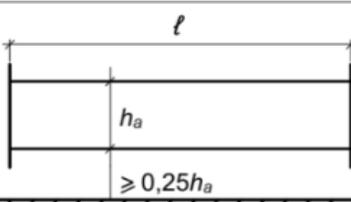
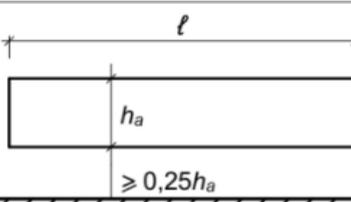
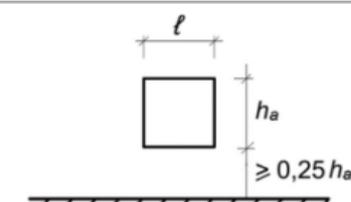
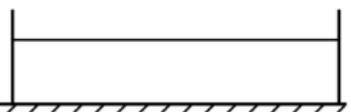
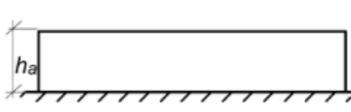
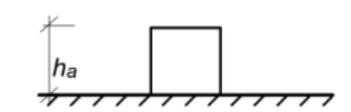
De acordo com a NBR 6123, para estruturas ou elementos estruturais com período fundamental superior à 1 s, especialmente quando o amortecimento estrutural é fraco, os efeitos dinâmicos podem ser importantes. Neste caso, devem ser adotados os procedimentos indicados nas seções 9, 10 e 11 da norma.

4.2.2 Coeficientes Aerodinâmicos para Estruturas de *Outdoors*

Embora a NBR 6123 (ABNT, 2023) não apresente coeficientes aerodinâmicos específicos para *outdoors*, a mesma apresenta uma variedade de coeficientes que podem ser utilizados para as diferentes partes da estrutura. Considerando um *outdoor* típico com coluna de seção circular, destacam-se duas formas geométricas de interesse: placas retangulares e cilindros.

Devido a sua grande área frontal onde o vento pode atuar, as placas de *outdoor* tendem a ser o fator mais determinante para a carga total de vento. A norma define coeficientes de força para placas retangulares no Capítulo 7.1, conforme apresentado na Tabela 1.

Tabela 1 – Coeficiente de força C_f para muros e placas retangulares (ABNT, 2023)

$l / h_a \geq 60$ (sem placas de extremidade) $l / h_a \geq 10$ (com placas de extremidade)	$l / h_a = 10$	$l / h_a = 1$
 <p>$\alpha = 90^\circ$ $e = 0,5 \ell$</p>	 <p>$\alpha = 50^\circ$ $e = 0,3 \ell$</p>	 <p>$\alpha = 40^\circ$ $e = 0,4 \ell$</p>
 <p>$\alpha = 90^\circ$ $C_f = 2,0$</p>	 <p>$\alpha = 90^\circ$ $C_f = 1,3$ $\alpha = 50^\circ$ $C_f = 1,6$</p>	 <p>$\alpha = 90^\circ$ $C_f = 1,15$ $\alpha = 40^\circ$ $C_f = 1,8$</p>
 <p>$\alpha = 90^\circ$ $C_f = 1,2$</p>	 <p>$\alpha = 90^\circ$ $C_f = 1,2$ $\alpha = 50^\circ$ $C_f = 1,5$</p>	 <p>$\alpha = 90^\circ$ $C_f = 1,1$ $\alpha = 40^\circ$ $C_f = 1,5$</p>

Além dos coeficientes de força em um ângulo de incidência de 90° , é importante observar a presença de um coeficiente de força maior para ângulos críticos, sendo estes 40° para placas quadradas, 50° para placas com proporção $l/h_a = 10$ e 90° para $l/h_a \geq 60$. Para proporções intermediárias, valores de coeficiente de força e ângulo de incidência devem ser obtidos por interpolação linear. Além disso, a norma apresenta ainda valores de excentricidade da força para diferentes direções, aspecto importante para o cálculo do momento torçor na coluna de sustentação.

Para a força de arrasto na coluna cilíndrica, a norma apresenta considerações na Seção 6.2.2. Um recorte da tabela fornecida pela norma, especificamente para o caso de cilindros, é apresentado na Tabela 2.

Tabela 2 – Coeficientes de arrasto C_a para corpos de seção circular constante (adaptado de ABNT, 2023)

Seção transversal		$Re \times 10^{-5}$ ^a	h / ℓ_1						
			1/2	1	2	5	10	20	∞
	Liso (metal, concreto, alvenaria rebocada)	$\leq 3,5$	0,7	0,7	0,7	0,8	0,9	1,0	1,2
		$\geq 4,2$	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,6	0,6
	Com rugosidades ou saliências = $0,02 \ell_1$	Todos valores	0,7	0,7	0,8	0,8	0,9	1,0	1,2
	Com rugosidades ou saliências = $0,08 \ell_1$	Todos valores	0,8	0,8	0,9	1,0	1,1	1,2	1,4

^a Interpolar linearmente para valores intermediários de Re : $Re = 70\,000 V_k \ell_1$ (V_k em m/s; ℓ_1 em m)

Como se pode observar, devido à natureza curva dos corpos cilíndricos, o coeficiente de arrasto depende não apenas da relação altura/diâmetro, mas também do número de Reynolds do escoamento e da rugosidade da superfície do cilindro. As forças do vento atuando na coluna circular do *outdoor* devem ser levadas em consideração conjuntamente às forças atuantes nas placas do *outdoor* para uma correta previsão das cargas globais. Deve-se também avaliar diferentes ângulos de incidência do vento, já que a direção crítica para a placa pode não ser a mesma para a carga combinada na fundação, onde incide também a carga sobre a coluna.

5 MODELO NUMÉRICO

As equações apresentadas nesse capítulo empregam notação indicial, onde as direções dos eixos cartesianos retangulares x , y e z são representadas por x_1 , x_2 e x_3 , respectivamente, e v_1 , v_2 e v_3 são, respectivamente, as componentes cartesianas da velocidade do escoamento na direção desses eixos. Além disso, é adotada a convenção de somatório de Einstein.

5.1 EQUAÇÕES FUNDAMENTAIS DO ESCOAMENTO

Para as análises aqui realizadas são adotadas as hipóteses de escoamento isotérmico, fluido newtoniano, forças de corpo desprezíveis e a condição de quase-incompressibilidade, proposta por Chorin (1967).

Assim, para uma descrição euleriana em coordenadas cartesianas retangulares, o sistema de equações fundamentais do escoamento pode expresso pelas seguintes equações (Schlichting e Gersten, 2017):

- a) Equações de conservação da quantidade de movimento:

$$\frac{\partial(\rho v_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v_i v_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_j} \delta_{ij} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (5.1)$$

- b) Equação de conservação da massa:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v_j)}{\partial x_j} = 0 \quad (5.2)$$

- c) Equações constitutivas:

$$\tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) + \lambda \frac{\partial v_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \quad (5.3)$$

onde:

$v_i(x_i, t)$: componentes do vetor velocidade.

$\rho(x_i, t)$: massa específica.

$p(x_i, t)$: pressão.

$\tau_{ij}(x_i, t)$: componentes do tensor de tensões viscosas.

μ : coeficiente de viscosidade dinâmica.

λ : coeficiente de viscosidade volumétrica.

δ_{ij} : componentes do delta de Kroenecker.

A hipótese de escoamento isotérmico significa que não há variações de temperatura no espaço e no tempo, eliminando qualquer dependência das propriedades do fluido quanto à esta variável. Desta forma, a equação de conservação de energia é trivialmente satisfeita e não precisa ser considerada nos cálculos. O escoamento de vento, se mantido com um número de Mach abaixo de 0,3, pode ser tratado como um escoamento incompressível, porém um escoamento incompressível leva a equações em que o campo de pressões fica desacoplado do restante do sistema. Desta forma, adota-se a hipótese de quase-incompressibilidade, proposta originalmente por Chorin (1967), na qual verifica-se a equação a seguir:

$$\frac{\partial p}{\partial \rho} = c^2 \rightarrow \frac{\partial p}{\partial t} = c^2 \frac{\partial \rho}{\partial t} \quad e \quad \frac{\partial p}{\partial x_j} = c^2 \frac{\partial \rho}{\partial x_j} \quad (5.4)$$

sendo c a velocidade de propagação do som no fluido, onde a escrita cursiva é adotada para diferenciar dos coeficientes de força utilizados durante o trabalho.

Esta hipótese, quando aplicada à equação de conservação de massa (Equação 5.2), torna possível a obtenção de uma versão da equação da continuidade na qual a pressão pode ser determinada diretamente, apresentada na seguinte equação:

$$\frac{1}{c^2} \frac{\partial p}{\partial t} + \rho \frac{\partial v_j}{\partial x_j} + \frac{v_j}{c^2} \frac{\partial p}{\partial x_j} = 0 \quad (5.5)$$

Pela hipótese Stokes (1845), a viscosidade dinâmica e a viscosidade volumétrica ficam ligadas por uma relação linear, dada por:

$$\mu = -\frac{3}{2}\lambda \quad (5.6)$$

Vale notar que apesar da hipótese de Stokes não ser verificada de um modo geral, os erros gerados por esta aproximação tendem a ser desprezíveis (White, 2006).

A hipótese de forças de corpo desprezíveis é justificada pelo fato de o vento ser constituído de ar, sendo analisado em uma faixa estreita da camada limite atmosférica. Assim, a força gravitacional e outras forças de campo, como aquelas oriundas de campos eletromagnéticos, não são aqui consideradas.

Para resolução das equações diferenciais do escoamento é necessário definir as condições iniciais e de contorno do problema. As condições iniciais são os valores de velocidade e pressão em cada ponto do domínio computacional. Já as condições de contorno são definidas de acordo com o domínio de simulação. As condições de contorno adotadas neste trabalho podem ser divididas em: entrada do escoamento (vento incidente dado por um perfil de velocidade média e podendo ou não incluir componente turbulenta), pressão nula, não deslizamento (velocidade nula) e simetria (velocidade nula na direção normal ao plano). A condição de pressão nula é adotada na saída do domínio, a condição de não-deslizamento é adotada nos contornos sólidos e a condição de simetria é adotada nas laterais não solidas do domínio.

5.2 TRATAMENTO NUMÉRICO DA TURBULÊNCIA

Neste trabalho adota-se a Simulação de Grandes Escalas (*Large Eddy Simulation – LES*) para a análise de escoamentos turbulentos. A abordagem LES é baseada no princípio da cascata de energia, no qual os maiores vórtices do escoamento vão transferindo continuamente sua energia para vórtices de escala imediatamente inferior, até as menores escalas, onde a energia é dissipada pela viscosidade (Hinze, 1975).

O método permite que a simulação direta seja feita apenas nas maiores escalas de vórtices, aquelas que podem ser captadas pela malha computacional empregada, a partir da solução das equações de Navier-Stokes filtradas. Os vórtices menores do que a resolução da malha são representados através de modelos de turbulência, que buscam reproduzir nas grandes escalas

os efeitos produzidos pelas pequenas escalas. Esta simplificação se justifica pelo fato de que em pequenas escalas as estruturas turbulentas tendem a ser mais homogêneas e isotrópicas, fazendo com que a formulação dos modelos de turbulência seja mais consistente. A dedução matemática das equações é dada por Lesieur (2008).

Para separação das diferentes escalas do escoamento é utilizado uma função filtro, normalmente utilizando o tamanho dos elementos da malha como a dimensão característica do filtro. Após a filtragem, os campos de velocidade e pressão do escoamento ficam decompostos como a seguir:

$$v_i = \bar{v} + v'_i \quad (5.7)$$

$$p = \bar{p} + p' \quad (5.8)$$

sendo que v_i e p são velocidade e pressão, respectivamente.

A parcela referente às grandes escalas é indicada pela barra acima da variável ($\bar{\phi}$) e a parcela associada às pequenas escalas é indicada pelo apóstrofo (ϕ'). A parcela das grandes escalas de uma variável genérica ϕ é obtida por um processo de convolução entre ϕ e uma função filtro G , conforme a expressão abaixo:

$$\bar{\phi}(x_i) = \int G(x_i - \xi) \phi(\xi) d\xi \quad (i = 1, 2, 3) \quad (5.9)$$

Neste trabalho adotou-se uma função filtro do tipo “box”, dada por:

$$G(x_i - \xi) = \begin{pmatrix} \prod_{i=1}^n \frac{1}{\Delta_i} & \text{para } |x_i - \xi| < \frac{\Delta_i}{2} \\ 0 & \text{para } |x_i - \xi| > \frac{\Delta_i}{2} \end{pmatrix} \quad (i = 1, 2, 3) \quad (5.10)$$

onde Δ_i é a dimensão característica do filtro na direção de análise, adotada neste trabalho como sendo o tamanho do próprio elemento da malha de elementos finitos. Como o filtro é uniforme, o processo de filtragem constitui uma operação de média espacial.

Aplicando esta decomposição às equações fundamentais do escoamento e aplicando as propriedades de uma operação de média espacial, surge um termo adicional associado com o

tensor de tensões submalha $\bar{\tau}_{ij}^{SGS}$. Mais detalhes do procedimento matemático para obtenção das equações finais é dado por Braun (2007).

As componentes do tensor de tensões submalha originado pelo processo de filtragem precisam ser modeladas por meio de um modelo de fechamento. Usualmente os modelos de fechamento são baseados na hipótese de viscosidade turbulenta de Boussinesq, ou seja:

$$\bar{\tau}_{ij}^{SGS} = \rho(\bar{v}_i' \bar{v}_j') = 2\mu_t \bar{S}_{ij} \quad (5.11)$$

onde μ_t é a viscosidade turbulenta e \bar{S}_{ij} é o tensor taxa de deformação.

A viscosidade turbulenta precisa então ser determinada por meio de um modelo submalha. Dentre os modelos existentes, o mais empregado é o modelo submalha clássico de Smagorinsky (1963), onde a viscosidade turbulenta é obtida da seguinte forma:

$$\mu_t = \rho(C_s \bar{\Delta})^2 |\bar{S}| \quad (5.12)$$

onde C_s é a constante de Smagorinsky, com valores usuais entre 0,1 e 0,25, $\bar{\Delta}$ é a dimensão característica do filtro (neste trabalho adota-se $\bar{\Delta} = (\Omega_e)^{1/3}$, onde Ω_e é o volume do elemento finito e) e $|\bar{S}|$ é o módulo do tensor taxa de deformação, expresso em termos de variáveis de grandes escalas, dado por:

$$|\bar{S}| = (2\bar{S}_{ij}\bar{S}_{ij})^{1/2} \quad (5.13)$$

Uma das limitações do modelo clássico é a dificuldade de escolher um único valor apropriado de C_s para escoamentos com fenômenos mais complexos, onde as características do escoamento podem variar drasticamente dentro do domínio. Devido a isso, surgiram os métodos dinâmicos de Smagorinsky, onde ao invés da constante C_s é adotado um coeficiente dinâmico $C(\mathbf{x}, t)$ que pode variar no espaço e no tempo. Para este tipo de modelo, destaca-se o método proposto por Germano *et al.* (1991) e revisto por Lilly (1992), que propuseram o cálculo do coeficiente por meio de um procedimento de dupla filtragem. Neste caso a viscosidade turbulenta (μ_t) fica definida pela seguinte expressão:

$$\mu_t = \rho C(\mathbf{x}, t) \bar{\Delta}^2 |\bar{S}| \quad (5.14)$$

onde o coeficiente dinâmico $C(\mathbf{x}, t)$ é dado por:

$$C(\mathbf{x}, t) = -\frac{1}{2} \frac{\mathcal{L}_{ij} \mathcal{M}_{ij}}{\mathcal{M}_{ij} \mathcal{M}_{ij}} \quad (5.15)$$

sendo o \mathcal{L}_{ij} as componentes do tensor de *Leonard Global*, que representa as tensões associadas às escalas de turbulência entre os filtros do processo de dupla filtragem, e \mathcal{M}_{ij} são as componentes de um tensor que representa a parte anisotrópica das tensões submalha do segundo filtro, expressas por:

$$\mathcal{L}_{ij} = \langle \bar{v}_i \bar{v}_j \rangle - \langle \bar{v}_i \rangle \langle \bar{v}_j \rangle \quad (5.16)$$

$$\mathcal{M}_{ij} = \langle \bar{\Delta} \rangle^2 \langle \bar{S} \rangle \langle \bar{S}_{ij} \rangle - \langle \bar{\Delta}^2 \rangle \langle \bar{S} \rangle \langle \bar{S}_{ij} \rangle \quad (5.17)$$

O coeficiente dinâmico é calculado para todos os nós da malha e o valor adotado para um elemento é a média dos coeficientes dos nós que compõem o elemento. Além disso, se o denominador no cálculo do coeficiente for nulo adota-se $C(\mathbf{x}, t) = 0$.

Nas Equações 5.16 e 5.17, as variáveis indicadas por $\langle \cdot \rangle$ estão associadas ao processo de segunda filtragem, calculada, para uma variável genérica $\bar{\phi}$, pela seguinte forma:

$$\langle \bar{\phi} \rangle^i = \frac{\sum_{j=1}^n \left(\frac{\bar{\phi}^j}{d_i^j} \right)}{\sum_{j=1}^n \left(\frac{1}{d_i^j} \right)} \quad (5.18)$$

sendo n o número de nós conectados diretamente ao nó i , d_i^j é a distância euclidiana entre os nós i e j , e $\bar{\phi}^j$ é a variável associada ao primeiro filtro no nó j . O segundo filtro é definido aqui como sendo $\langle \bar{\Delta} \rangle = 2\bar{\Delta}$.

É adotada uma condição de viscosidade positiva, onde a soma da viscosidade do fluido e da viscosidade turbulenta não pode ser menor que zero, conforme a seguinte equação:

$$\mu + \mu_t \geq 0 \quad (5.19)$$

Os modelos dinâmicos de Smagorinsky apresentam melhores resultados que o modelo clássico, porém apresentam a desvantagem de ser mais instáveis numericamente. Neste

trabalho, adota-se o modelo dinâmico empregado por Braun (2007), o qual fornece mais detalhes e dedução matemática do modelo de turbulência adotado.

5.3 MÉTODO EXPLÍCITO DE DOIS PASSOS DE TAYLOR-GALERKIN

O método explícito de dois passos de Taylor-Galerkin é obtido a partir da discretização temporal do sistema de equações usando expansões em série de Taylor, seguida da aplicação do Método de Galerkin na forma convencional, aqui empregado no contexto do Método dos Elementos Finitos.

5.3.1 Discretização Temporal

Uma aproximação para a variação no tempo de uma variável qualquer do escoamento (ϕ) pode ser obtida através de uma expansão em série de Taylor de segunda ordem, como mostrado abaixo:

$$\begin{aligned}\phi(\mathbf{x}, t + \Delta t) &= \phi(\mathbf{x}, t) + \Delta t \frac{\partial \phi(\mathbf{x}, t)}{\partial t} + \frac{\Delta t^2}{2} \frac{\partial^2 \phi(\mathbf{x}, t)}{\partial t^2} \\ &= \phi(\mathbf{x}, t) + \Delta t \frac{\partial}{\partial t} \left(\phi(\mathbf{x}, t) + \frac{\Delta t}{2} \frac{\partial \phi(\mathbf{x}, t)}{\partial t} \right)\end{aligned}\quad (5.20)$$

onde $\mathbf{x} = (x_1, x_2, x_3)$ é o vetor de coordenadas de um ponto no interior do domínio espacial Ω e Δt é o incremento de tempo.

A Equação 5.20 pode ser resolvida em dois estágios (ou passos), sendo que para o primeiro estágio em $t + \Delta t/2$, tem-se:

$$\phi^{n+1/2} = \phi^n + \frac{\Delta t}{2} \frac{\partial \phi^n}{\partial t} \quad (5.21)$$

onde $n + \frac{1}{2}$ corresponde ao instante $t + \frac{\Delta t}{2}$ e n corresponde ao instante t . No segundo estágio (ou passo), tem-se:

$$\phi^{n+1} = \phi^n + \Delta t \frac{\partial \phi^{n+1/2}}{\partial t} \quad (5.22)$$

Aplicando a aproximação dada pela Equação 5.21 e realizando uma linearização das derivadas nos termos temporais das equações 5.1 e 5.3 obtém-se a forma discretizada do sistema de equações no instante $n + \frac{1}{2}$, dadas por:

$$\tilde{v}_i^{n+1/2} = v_i^n + \frac{\Delta t}{2} \left\{ -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(v + v_t) \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) + \frac{\lambda}{\rho} \frac{\partial v_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right] + \frac{\Delta t}{4} v_j v_k \frac{\partial^2 v_i}{\partial x_j \partial x_k} - v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} \right\}^n \quad (5.23)$$

$$p^{n+1/2} = p^n - \frac{\Delta t}{2} \left[\rho C^2 \frac{\partial v_j}{\partial x_j} \right]^n \quad (5.24)$$

onde C apresenta valores tais que o número de Mach M_c fique dentro dos limites de incompressibilidade do escoamento ($M_c < 0,3$), e o símbolo til (\tilde{v}) usado para indicar que essa é a velocidade calculada antes da correção (Braun, 2007 e Aguirre, 2023).

Uma vez calculada a pressão em $n + 1/2$, o campo de velocidades deve ser corrigido pela seguinte expressão:

$$v_i^{n+1/2} = \tilde{v}_i^{n+1/2} - \frac{1}{\rho} \frac{\Delta t}{4} \frac{\partial \Delta p^{n+1/2}}{\partial x_i} \quad (5.25)$$

Obtidas as variáveis do escoamento em $n + 1/2$, seus valores em $n + 1$ são finalmente obtidos através de:

$$v_i^{n+1} = v_i^n + \Delta v_i^{n+1/2} \quad (5.26)$$

$$p^{n+1} = p^n + \Delta p^{n+1/2} \quad (5.27)$$

Os termos $\Delta v_i^{n+1/2}$ e $\Delta p^{n+1/2}$ são dados por:

$$\Delta v_i^{n+1/2} = \Delta t \left\{ -v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(v + v_t) \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) + \frac{\lambda}{\rho} \frac{\partial v_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right] \right\}^{n+1/2} \quad (5.28)$$

$$\Delta p^{n+1/2} = -\Delta t \left[\rho C^2 \frac{\partial v_j}{\partial x_j} \right]^{n+1/2} \quad (5.29)$$

De acordo com a condição de Courant, a escolha do passo de tempo deve respeitar um valor crítico para que o processo de integração temporal explícito seja estável. Para escoamentos

com convecção dominante, o valor crítico do incremento de tempo Δt_E^{crit} é dado pela equação abaixo:

$$\Delta t_E^{crit} = \alpha \frac{\Delta x_E}{V_E + C} \quad (E = 1, NTE) \quad (5.30)$$

sendo Δx_E a dimensão características do elemento E , V_E a velocidade do escoamento no elemento E , α é um coeficiente de segurança, com valores sempre menores do que a unidade, e NTE é o número total de elementos. No presente trabalho adota-se o menor incremento de tempo obtido sobre todos os elementos da malha, considerando valores estimados de α , V_E e C fornecidos no início da simulação e Δx_E calculado através da malha de elementos finitos. Nota-se que a velocidade do som C pode ser visto também como uma constante de penalidade, sendo que a condição de divergente nulo do campo de velocidades é melhor satisfeita quando C apresenta valores altos. No entanto, valores altos de C levam usualmente a passos de tempo pequenos, de acordo com a condição de estabilidade de Courant. Assim, um valor razoável deve ser buscado entre estes limites.

5.3.2 Discretização Espacial

A forma convencional do Método dos Resíduos Ponderados de Galerkin é aplicado sobre o sistema de equações obtido na discretização temporal. É aplicado o teorema de Gauss-Green sobre os termos difusivos das equações de Navier-Stokes a fim de reduzir as exigências de continuidade no domínio do elemento. Ao final, obtém-se o seguinte sistema de equações matriciais em nível global (Aguirre, 2023):

Passo 1 – solução do sistema de equações em $n + 1/2$:

$$\mathbf{M}\tilde{\mathbf{v}}_i^{n+1/2} = \mathbf{M}\mathbf{v}_i^n + \frac{\Delta t}{2} \left[-(\mathbf{A} + \mathbf{B})\mathbf{v}_i - \frac{1}{\rho} \mathbf{G}_i \mathbf{p} - \mathbf{D}_{ij} \mathbf{v}_j + \mathbf{t}_i + \mathbf{b}_i \right]^n \quad (5.31)$$

$$\mathbf{M}\mathbf{p}^{n+1/2} = \mathbf{M}\mathbf{p}^n - \frac{\Delta t}{2} [\rho c^2 \mathbf{G}_j \mathbf{v}_j]^n \quad (5.32)$$

Correção do campo de velocidades em $n + 1/2$:

$$\mathbf{M}\mathbf{v}_i^{n+1/2} = \mathbf{M}\tilde{\mathbf{v}}_i^{n+1/2} - \frac{1}{\rho} \frac{\Delta t}{4} \mathbf{G}_i (\mathbf{p}^{n+1/2} - \mathbf{p}^n) \quad (5.33)$$

Passo 2 – solução do sistema de equações em $n + 1$:

$$\mathbf{M}\mathbf{v}_i^{n+1} = \mathbf{M}\mathbf{v}_i^n + \frac{\Delta t}{2} \left[-\mathbf{A}\mathbf{v}_i - \frac{1}{\rho} \mathbf{G}_i \mathbf{p} - \mathbf{D}_{ij} \mathbf{v}_j + \mathbf{t}_i \right]^{n+\frac{1}{2}} \quad (5.34)$$

$$\mathbf{M}\mathbf{p}^{n+1} = \mathbf{M}\mathbf{p}^n - \Delta t [\rho c^2 \mathbf{G}_j \mathbf{v}_j]^{n+\frac{1}{2}} \quad (5.35)$$

Neste trabalho são utilizados elementos hexaédricos lineares para discretização do domínio de análise computacional, cujas funções de interpolação podem ser expressas pela seguinte equação:

$$N_N = \frac{1}{8} (1 + \xi_{1N} \xi_1) (1 + \xi_{2N} \xi_2) (1 + \xi_{3N} \xi_3) \quad (N = 1,8) \quad (5.36)$$

onde ξ_i são as coordenadas paramétricas de um ponto qualquer no interior do espaço de quadratura de Gauss-Legendre e ξ_{iN} são as coordenadas paramétricas do nó N do elemento no mesmo espaço, conforme ilustra a Figura 23.

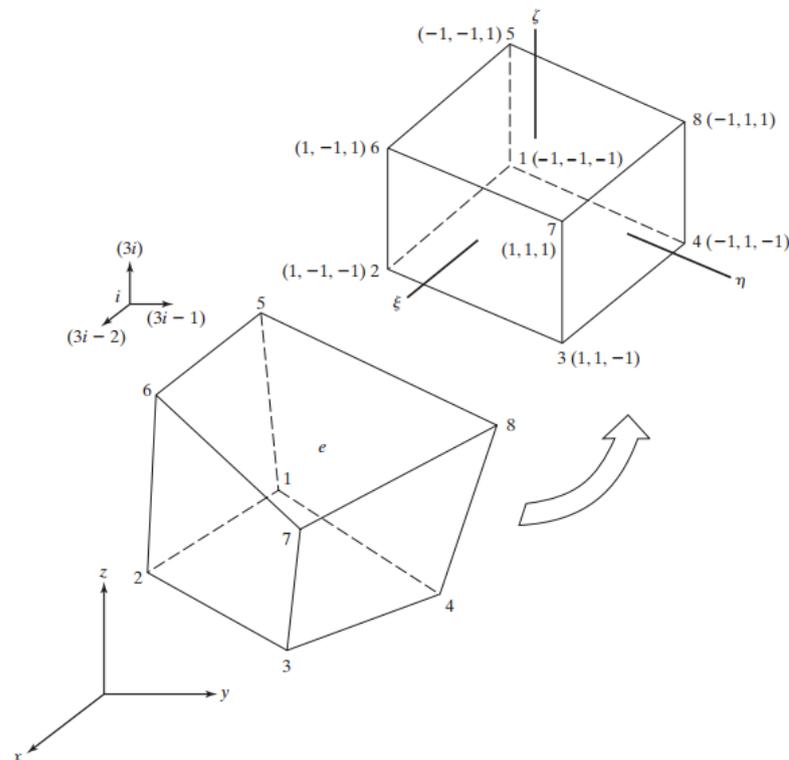


Figura 23 – Parametrização de um elemento hexaédrico (Chandrupatla e Belegundu, 2012)

Nas equações 5.31 a 5.35, os vetores \mathbf{v}_i e \mathbf{p} contêm os valores nodais das componentes de velocidade e da pressão, respectivamente, sendo aproximados em nível local pelas seguintes expressões:

$$v_i = \mathbf{N}\mathbf{v}_i^e \quad (5.37)$$

$$p = \mathbf{N}\mathbf{p}^e \quad (5.38)$$

onde \mathbf{N} é uma matriz-linha contendo as funções de interpolação do elemento conforme a equação abaixo:

$$\mathbf{N} = [N_1 \quad N_2 \quad N_3 \quad N_4 \quad N_5 \quad N_6 \quad N_7 \quad N_8] \quad (5.39)$$

As matrizes e vetores do modelo são definidos nas seguintes formas:

$$\begin{aligned} \mathbf{M} &= \cup_{e=1}^{nel} \int_{\Omega_e} \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Omega; \quad \mathbf{A} = \cup_{e=1}^{nel} \int_{\Omega_e} (\mathbf{N}\mathbf{v}_j^n) \mathbf{N}^T \frac{\partial \mathbf{N}}{\partial x_j} d\Omega; \quad \mathbf{G}_i = \cup_{e=1}^{nel} \int_{\Omega_e} \mathbf{N}^T \frac{\partial \mathbf{N}}{\partial x_i} d\Omega; \\ \mathbf{B} &= \cup_{e=1}^{nel} \int_{\Omega_e} (\mathbf{N}\mathbf{v}_j^n) (\mathbf{N}\mathbf{v}_k^n) \frac{\partial \mathbf{N}^T}{\partial x_j} \frac{\partial \mathbf{N}}{\partial x_k} d\Omega; \\ \mathbf{b} &= \cup_{e=1}^{nel} \frac{\Delta t}{4} \int_{\Gamma_e} (\mathbf{N}\mathbf{v}_j^n) (\mathbf{N}\mathbf{v}_k^n) \mathbf{N}^T \frac{\partial \mathbf{N}}{\partial x_k} \mathbf{v}_i^n n_j d\Gamma; \end{aligned} \quad (5.40)$$

$$\mathbf{t}_i = \cup_{e=1}^{nel} \int_{\Gamma_e} \left[(\mathbf{v} + \mathbf{v}_t) \left(\frac{\partial \mathbf{N}}{\partial x_j} \mathbf{v}_i^n \right) \left(\frac{\partial \mathbf{N}}{\partial x_i} \mathbf{v}_j^n \right) + \frac{\lambda}{\rho} \left(\frac{\partial \mathbf{N}}{\partial x_k} \mathbf{v}_k^n \right) \delta_{ij} \right] n_j d\Gamma;$$

$$\mathbf{D}_{ij} = \begin{cases} \text{se } i = j: \cup_{e=1}^{nel} \left[\int_{\Omega_e} \left[2(\mathbf{v} + \mathbf{v}_t) + \frac{\lambda}{\rho} \right] \frac{\partial \mathbf{N}^T}{\partial x_i} \frac{\partial \mathbf{N}}{\partial x_j} d\Omega + \int_{\Omega_e} (\mathbf{v} + \mathbf{v}_t) \frac{\partial \mathbf{N}^T}{\partial x_k} \frac{\partial \mathbf{N}}{\partial x_k} d\Omega \right] \\ \text{se } i \neq j: \cup_{e=1}^{nel} \left[\int_{\Omega_e} (\mathbf{v} + \mathbf{v}_t) \frac{\partial \mathbf{N}^T}{\partial x_i} \frac{\partial \mathbf{N}}{\partial x_j} d\Omega + \int_{\Omega_e} \frac{\lambda}{\rho} \frac{\partial \mathbf{N}^T}{\partial x_k} \frac{\partial \mathbf{N}}{\partial x_k} d\Omega \right] \end{cases}$$

As matrizes e vetores do modelo são determinados neste trabalho usando a técnica de integração reduzida, onde apenas um ponto é empregado no processo de integração, tornando o seu cálculo totalmente analítico. Para evitar o surgimento de instabilidades, um esquema de controle de modos espúrios é adotado (Christon, 1997).

Utiliza-se aqui a forma discreta \mathbf{M}_D ($M_{Dij} = \delta_{ij}\Omega_e/8$) da matriz de massa consistente \mathbf{M} , a fim de evitar a solução do sistema de equações através de um processo iterativo. O conceito de massa seletiva, empregado Kawahara e Hirano (1983), é usado para a estabilização do campo de pressões, sendo que o termo de massa à direita da igualdade na equação de conservação de massa é substituído pela matriz de massa seletiva, dada por:

$$\tilde{\mathbf{M}} = e\mathbf{M}_D + (1 - e)\mathbf{M} \quad (5.41)$$

onde e é o parâmetro seletivo de massa, com valores entre 0 e 1, sendo 0,9 o valor mais usual. Maiores informações sobre as técnicas de integração reduzida e massa seletiva podem ser obtidas em Burbridge (1999), Braun (2007) e Kawahara e Hirano (1983).

5.4 TURBULÊNCIA ARTIFICIAL NA ENTRADA DO DOMÍNIO

Há vários métodos para modelar a turbulência no escoamento incidente. Dentre eles optou-se por utilizar o método CDRFG proposto por Aboshosha *et al.* (2015), o qual é baseado no método DRFG. A principal vantagem do método é a capacidade de gerar históricos de velocidade turbulentos que simulam espectros de potência arbitrários, além de outras propriedades estatísticas do vento natural.

5.4.1 Geração de Escoamento Aleatório Discreto (DRFG)

O método DRFG, proposto por Huang, Li e Wu (2010), baseia-se na discretização do espectro de potência em M segmentos, onde a velocidade é calculada em cada segmento utilizando a técnica RFG, mas com modificações para permitir a modelagem de um espectro de potência com distribuição arbitrária. Desta forma, a velocidade v_i em um ponto no contorno do domínio com coordenadas x_1 , x_2 e x_3 para um dado instante de tempo t é dada por:

$$v_i(x_1, x_2, x_3, t) = \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N [p_i^{m,n} \cos(k_j^{m,n} \tilde{x}_j^m + 2\pi f_{n,m} t) + q_i^{m,n} \sin(k_j^{m,n} \tilde{x}_j^m + 2\pi f_{n,m} t)] \quad (5.42)$$

onde os índices i e j assumem valores iguais a 1, 2 e 3, v_i representa as componentes da velocidade, M é o número de segmentos do espectro de potência, N é o número de frequências aleatórias em cada segmento e $f_{n,m}$ é um número aleatório com distribuição normal, média zero e desvio padrão f_m . Os parâmetros $p_i^{m,n}$ e $q_i^{m,n}$ são dados por:

$$p_i^{m,n} = \text{sign}(r_i^{m,n}) 2 \sqrt{\frac{1}{N} S_{ui}(f_m) \Delta f \frac{(r_i^{m,n})^2}{1 + (r_i^{m,n})^2}} \quad (5.43)$$

$$q_i^{m,n} = \text{sign}(r_i^{m,n}) 2 \sqrt{\frac{1}{N} S_{ui}(f_m) \Delta f \frac{1}{1 + (r_i^{m,n})^2}} \quad (5.44)$$

onde $S_{ui}(f_m)$ é o espectro de potência na direção i na frequência f_m , $r_i^{m,n}$ é um número aleatório com distribuição normal, média zero e desvio padrão unitário e Δf é a largura de banda que define um segmento de espectro. Ainda na Equação 5.42, o parâmetro $k_j^{m,n}$ define

as coordenadas de pontos uniformemente distribuídos sobre uma esfera com raio unitário, satisfazendo a condição de divergente nulo, dada por:

$$\begin{bmatrix} p_x^{m,n} & p_y^{m,n} & p_z^{m,n} \\ q_x^{m,n} & q_y^{m,n} & q_z^{m,n} \\ k_x^{m,n} & k_y^{m,n} & k_z^{m,n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} k_x^{m,n} \\ k_y^{m,n} \\ k_z^{m,n} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{Bmatrix} \quad (5.45)$$

Por fim, o parâmetro \tilde{x}_j^m na Equação 5.42 define as coordenadas locais adimensionais onde a velocidade está sendo gerada, sendo expresso por:

$$\tilde{x}_j^m = \frac{x_j}{L_j^m} \quad (5.46)$$

onde L_j^m é um parâmetro que caracteriza as correlações espaciais dos campos de velocidade gerados. Huang, Li e Wi (2010) sugerem associar L_j^m à escala integral da turbulência, definindo uma função dada por:

$$L_j^m = C_L L_{uj} \quad (5.47)$$

onde L_{uj} é o comprimento da escala integral da turbulência na direção j e C_L é um fator com valores entre 1 e 2, sendo tipicamente igual a 1,5.

Aboshosha *et al.* (2015) destacam algumas limitações do método DRFG. De acordo com os autores, o método apresenta uma função de coerência que independe da frequência, o que contradiz aspectos conhecidos da turbulência do vento na camada limite atmosférica. Desta forma, o método acaba por produzir uma correlação maior do que deveria para frequências mais altas. Além disso, os espectros de potência apresentam discrepâncias em relação aos espectros de von Kármán em frequências menores. Estas discrepâncias do método levaram os autores a desenvolver o método DRFG consistente ou CDRFG.

5.4.2 Geração de Escoamento Aleatório Discreto Consistente (CDRFG)

A fim de corrigir as discrepâncias no método DRFG apontadas na Seção 5.4.1, Aboshosha *et al.* (2015) propõem duas correções. Primeiramente, para corrigir as diferenças no espectro de potência, é proposta uma alteração em como as frequências aleatórias $f_{n,m}$ são geradas. Ao contrário do método original, que propõe o uso de número aleatórios com um desvio padrão

igual a f_m , os autores propuseram utilizar números aleatórios com valor médio f_m e desvio padrão igual à largura de banda de um segmento espectral Δf . De acordo com os autores, para isso ser possível, é necessário reduzir os parâmetros $p_i^{m,n}$ e $q_i^{m,n}$, modificando as Equações 5.43 e 5.44 para as seguintes expressões:

$$p_i^{m,n} = \text{sign}(r_i^{m,n}) \sqrt{\frac{1}{N} S_{ui}^m \Delta f \frac{(r_i^{m,n})^2}{1 + (r_i^{m,n})^2}} \quad (5.48)$$

$$q_i^{m,n} = \text{sign}(r_i^{m,n}) \sqrt{\frac{1}{N} S_{ui}^m \Delta f \frac{1}{1 + (r_i^{m,n})^2}} \quad (5.49)$$

A segunda correção está na função de coerência, onde é proposta a equação abaixo, que depende da frequência, para substituir a Equação 5.47 do método DRFG pela expressão:

$$L_j^m = \frac{u_{av}}{\gamma C_j f_m} \quad (5.50)$$

onde u_{av} é uma velocidade média de referência, γ é um fator de ajuste e C_j é a constante de decaimento de coerência na direção j . O fator de ajuste pode ser obtido pela seguinte equação:

$$\gamma = \begin{cases} 3,7\beta^{-0.3} & \beta < 6.0 \\ 2.1 & \beta \geq 6.0 \end{cases} \quad (5.51)$$

onde β é uma escala de comprimento adimensional dada por:

$$\beta = \frac{CD}{L_u} \quad (5.52)$$

onde L_u o comprimento da escala integral de turbulência longitudinal, D uma distância característica escolhida para ajustar as correlações e C a constante de decaimento de coerência, adotada como 10, conforme recomendado por Aboshosha *et al.* (2015).

Desta forma, é possível resumir o algoritmo de turbulência sintética segundo o método CDRFG nos seguintes passos:

1. Introduzir a velocidade longitudinal média de referência U_{av} , as escalas de comprimento da turbulência L_{v_1} , os espectros de potência S_{v_i} , o número de segmentos M e o número de valores aleatórios por segmento N .
2. Escolher a distância D e calcular β e γ pelas Equações 5.52 e 5.51, respectivamente.
3. Gerar $f_{m,n}$ como números aleatórios com média f_m e desvio padrão Δf .
4. Calcular $p_i^{m,n}$ e $q_i^{m,n}$ pelas Equações 5.48 e 5.49, respectivamente.
5. Gerar $k_j^{m,n}$ como números gaussianos aleatórios com média zero e desvio padrão unitário e então corrigi-los para satisfazer os critérios da Equação 5.45.
6. Utilizar a Equação 5.42 para gerar as componentes de velocidade no ponto de interesse.

O algoritmo, se efetuado em vários pontos do plano de entrada do domínio computacional e ao longo de vários passos de tempo, irá gerar um campo de velocidades flutuantes com média zero, que podem ser somadas ao perfil de velocidade média de entrada. Mais detalhes sobre o desenvolvimento do método CDRFG e sua comparação com o método DRFG podem ser encontrados no trabalho de Aboshosha *et al.* (2015).

5.5 ALGORITMO PARA ANÁLISE DO ESCOAMENTO

O algoritmo utilizado neste trabalho para solução do escoamento pode ser resumido nos seguintes passos:

1. Determinar as condições iniciais do problema: \mathbf{v} e \mathbf{p} .
2. Armazenar as matrizes de elementos constantes no tempo (ver Equações 5.40).
3. Início do laço no tempo: $t = t + \Delta t$.
 - A. Primeiro passo:
 - i. Calcular as matrizes que variam no tempo (ver Equações 5.40).
 - ii. Se o escoamento for turbulento, calcular a viscosidade cinemática turbulenta ν_t .
 - iii. Calcular $\tilde{\mathbf{v}}^{n+\frac{1}{2}}$ pela Equação 5.23.
 - iv. Calcular $\mathbf{p}^{n+\frac{1}{2}}$ pela Equação 5.24.
 - v. Corrigir o campo de velocidades $\mathbf{v}^{n+\frac{1}{2}}$ pela Equação 5.25.

vi. Gerar a parcela turbulenta das condições de contorno onde houver turbulência pelo algoritmo CDRFG.

vii. Aplicar as condições de contorno em $\mathbf{v}^{n+\frac{1}{2}}$ e $\mathbf{p}^{n+\frac{1}{2}}$.

B. Segundo passo:

i. Atualizar as matrizes que variam no tempo (ver Equações 5.40).

ii. Calcular $\Delta\mathbf{v}^{n+\frac{1}{2}}$ pela Equação 5.28.

iii. Calcular $\Delta\mathbf{p}^{n+\frac{1}{2}}$ pela Equação 5.29.

iv. Atualizar os campos de velocidade e pressão:
$$\begin{cases} \mathbf{v}^{n+1} = \mathbf{v}^n + \Delta\mathbf{v}^{n+\frac{1}{2}} \\ \mathbf{p}^{n+1} = \mathbf{p}^n + \Delta\mathbf{p}^{n+\frac{1}{2}} \end{cases}$$

v. Aplicar as condições de contorno em \mathbf{v}^{n+1} e \mathbf{p}^{n+1} .

vi. Verificar a convergência do processo.

C. Fim do laço de tempo (ir para 4 se $t \geq t_{final}$ ou se $t \geq t_{converge}$, caso contrário voltar para A)

4. Fim da análise.

6 RESULTADOS

Este capítulo apresenta os resultados obtidos em simulações efetuadas para o estudo da força de vento em paredes, painéis e *outdoors* com diferentes condições de turbulência, topografia e vizinhança propostas para este trabalho. Todas as simulações supõem um escoamento incidente sinótico.

Neste capítulo são utilizados x , y e z para os eixos do sistema de coordenadas e u , v e w são as componentes da velocidade do vento na direção de cada um dos eixos, respectivamente. Outros símbolos comuns incluem p para a pressão e t para o tempo.

6.1 PAREDES E PAINÉIS

Nessa seção são descritas algumas das simulações iniciais realizadas em paredes e painéis isolados. Nas simulações realizadas foram registrados o histórico de coeficiente de arrasto e os coeficientes de pressão nas paredes e painéis estudados.

A pressão dinâmica do vento é dada por:

$$q = \frac{\rho u^2(z_{ref})}{2} \quad (6.1)$$

onde ρ é a massa específica do ar e $u(z_{ref})$ é a velocidade de entrada em uma altura de referência z_{ref} , adotada como a altura no topo da parede ou painel. O coeficiente de arrasto do painel é dado por:

$$C_a = \frac{F_x}{WHq} \quad (6.2)$$

onde F_x é a força total no painel na direção x , W é a largura do painel e H é a altura do painel. O coeficiente de pressão em um ponto é dado por:

$$c_p = \frac{P}{q} \quad (6.3)$$

onde P é o valor da pressão no ponto.

O passo de tempo das simulações foi selecionado de forma a satisfazer a condição de Courant, dada pela Equação 5.30, para os menores elementos da malha e considerando $\alpha = 0,2$.

Para simulações na área de CFD é comum a utilização de um parâmetro adimensional y^+ para medir a distância em relação à parede. Schlichting e Gersten (2017) apresentam a seguinte equação para cálculo do y^+ :

$$y^+ = \frac{yu^*}{\nu} \quad (6.4)$$

onde y é a distância do ponto até a parede, ν é a viscosidade cinemática e u^* é a velocidade de atrito. Ao fazer uma malha, busca-se garantir que a distância entre a parede e o centro da primeira camada de elementos seja pequeno. O valor exato de y^+ desejado varia de acordo com o modelo de turbulência empregado e o tipo de problema sendo estudado. Neste trabalho buscou-se por um valor menor ou igual a 5.

Como mostrado na Equação 6.4, o y^+ depende da velocidade de atrito, que depende do gradiente de velocidade no ponto, que só é obtido após realizada a simulação. Por isso, para construção da malha, são utilizadas fórmulas empíricas para estimar o valor de y^+ associado à malha, que dependem da velocidade não perturbada, do comprimento característico do objeto sólido, da viscosidade dinâmica, da densidade do fluido, da natureza do escoamento (externo ou interno) e da distância da parede até o primeiro elemento (VOLUPE Software, 2021).

6.1.1 Painel Elevado

Realizou-se a simulação numérica de um painel elevado sólido (sem porosidade) com proporções $H/h = 1,0$ e $W/H = 2,0$, onde h é a altura do solo até a aresta inferior do painel. O domínio computacional e condições de contorno adotadas são apresentados na Figura 24.

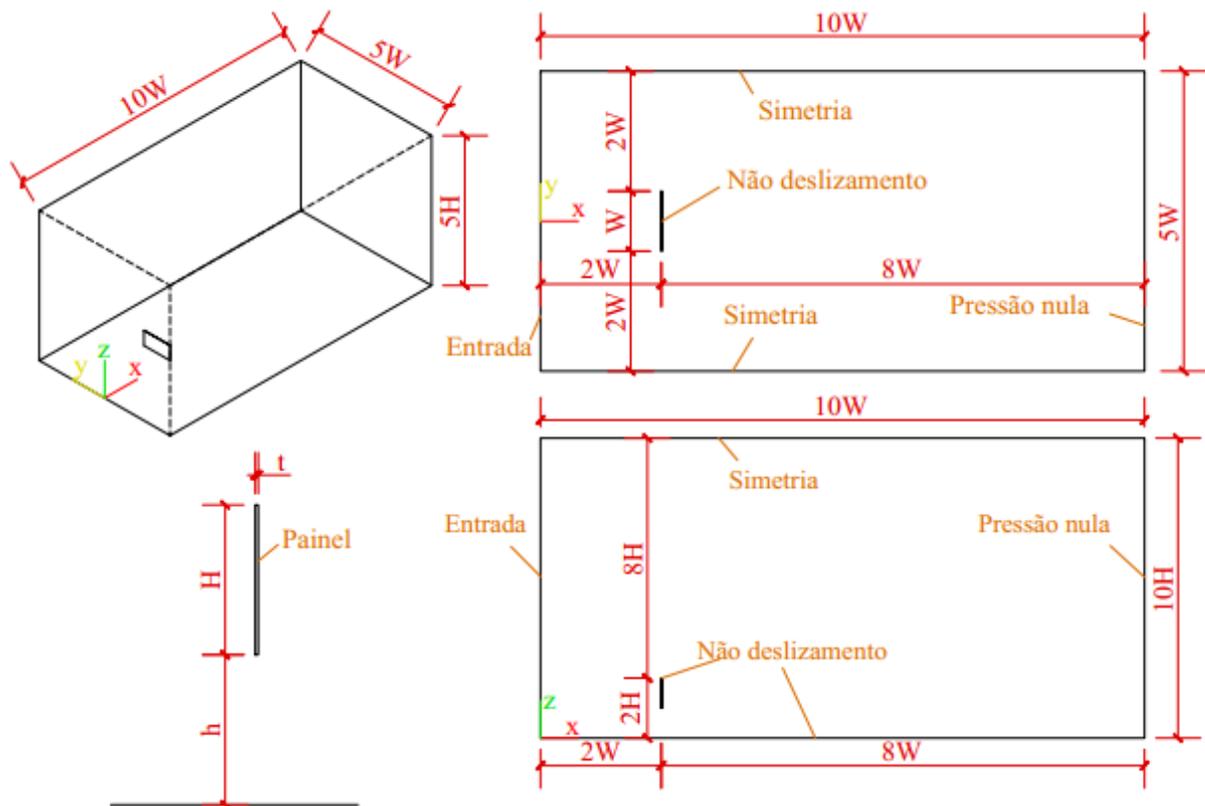


Figura 24 – Geometria e condições de contorno para simulação de painel elevado

Para a simulação adotou-se $W = 10,0$ m, $H = 5,0$ m, $h = 5,0$ m e $t = 0,1$ m. Na entrada do domínio é adotado um perfil de velocidade média em lei de potência, conforme a Equação 4.10, adotando $z_{ref} = 2H$, $u(z_{ref}) = 10,0$ m/s, $z_d = 0$ e $p = 0,132$, obtendo-se a seguinte equação:

$$u(z) = 10,0 \cdot \left(\frac{z}{2H}\right)^{0,132} \quad (6.5)$$

O valor do expoente foi adotado para coincidir com o valor adotado na simulação de *outdoor* em terreno plano na Seção 6.3. No final do domínio a saída conta com pressão nula, o piso e o painel com condição de não deslizamento (velocidade nula) e as demais laterais com condição de simetria (velocidade normal à superfície igual a zero). As componentes não especificadas foram deixadas livres na simulação.

Adotou-se uma viscosidade dinâmica de $0,005$ Ns/m² e uma massa específica do ar de $1,00$ kg/m³, resultando em um número de Reynolds de 20.000 :

$$Re = \frac{DV\rho}{\mu} = \frac{10,0 \cdot 10,0 \cdot 1,0}{0,005} = 20.000 \quad (6.6)$$

No início da simulação adotou-se valores nulos de velocidade e pressão para todo do domínio. A malha de elementos finitos gerada apresenta 3.124.016 nós e 3.054.580 elementos hexaédricos, com os menores elementos apresentando um tamanho de aproximadamente 0,02 metros, conforme Figura 25.

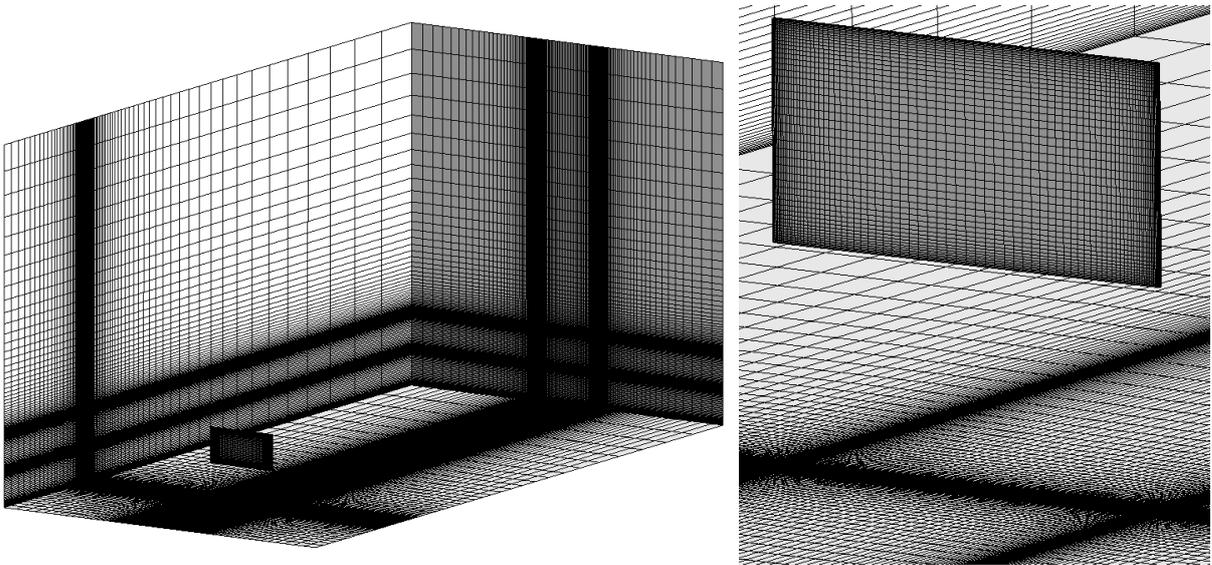


Figura 25 – Visualização da malha para simulação de painel elevado

Foi estimado para malha adotada um y^+ de 1,265 para a placa. Foi adotado um passo de tempo de $5 \cdot 10^{-5}$ s e efetuado um total de 50 segundos de simulação.

A pressão dinâmica do vento no topo da placa, calculada pela Equação 6.1, é de 50 Pa. A evolução do coeficiente de arrasto do painel, calculado conforme a Equação 6.2, pode ser vista na Figura 26.

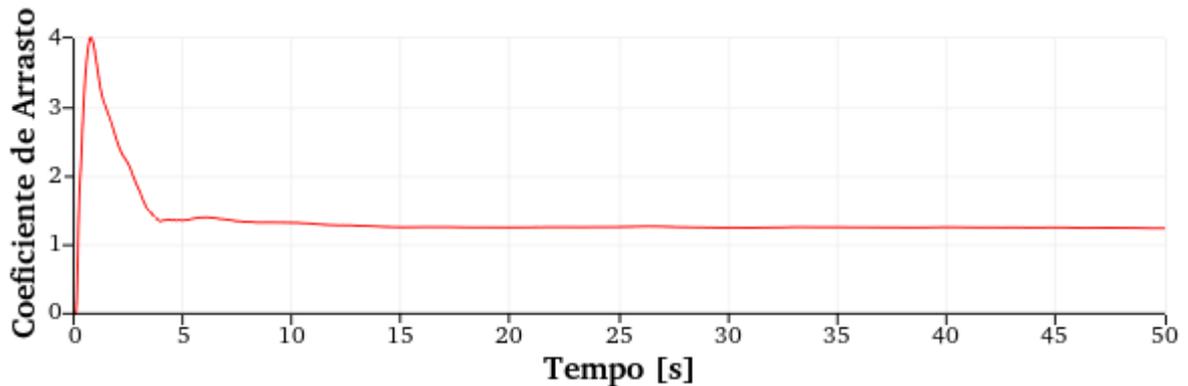


Figura 26 – Coeficiente de arrasto da simulação de painel elevado

Há um transiente no início da simulação causado pelo desenvolvimento do escoamento, não sendo um resultado significativo. Em seguida, o coeficiente de arrasto diminui e estabiliza. Realizou-se a média dos coeficientes nos últimos 25 segundos, onde entende-se que o escoamento já está suficientemente desenvolvido, obtendo-se um coeficiente de arrasto médio de 1,25.

Para as proporções adotadas, Letchford (2001) obteve experimentalmente um coeficiente de arrasto de 1,42. Por outro lado, Zuo, Smith e Mehta (2014) encontraram experimentalmente um coeficiente de arrasto médio de 1,26 no painel um *outdoor* de placa única com as mesmas proporções.

De acordo com a NBR 6123 (ABNT, 2023), o coeficiente de força em um painel retangular com as proporções utilizadas deve ser obtido por interpolação linear dos valores fornecidos. Realizando o procedimento adequado, obtém-se, para um ângulo de 90° , um coeficiente de arrasto de 1,17. Deste modo, o coeficiente de arrasto obtido encontra-se dentro dos valores encontrados na literatura.

6.1.2 Paredes Paralelas em Terreno Plano

Realizou-se a simulação numérica de duas paredes paralelas infinitas (se estende de uma lateral a outra do domínio) em terreno plano com proporções $s/H = 2,0$, onde s é o espaçamento entre as paredes. O domínio computacional e condições de contorno adotadas são apresentados na Figura 27.

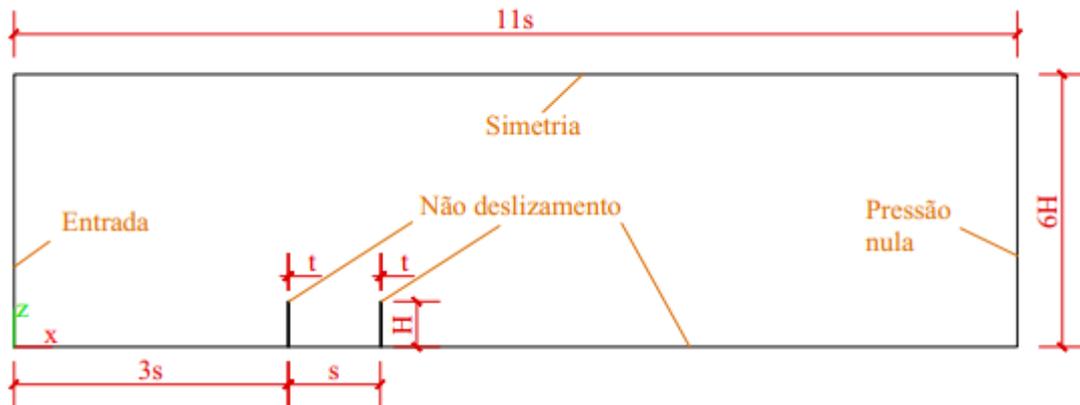


Figura 27 – Geometria e condições de contorno para simulação de paredes paralelas em terreno plano

Para a simulação adotou-se $H = 10,0$ m, $W = 5,0$ m e $t = 0,3$ m, onde W é o comprimento das paredes e também a largura do domínio computacional, pois as paredes se estendem de um lado a outro do domínio. Seguindo as proporções indicadas, $s = 20,0$ m. Na entrada do domínio é adotado um perfil de velocidade média em lei de potência, conforme a Equação 4.10, adotando $z_{ref} = H$, $u(z_{ref}) = 30,0$ m/s, $z_d = 0$ e expoente $p = 0,14$, obtendo-se a seguinte equação:

$$u(z) = 30,0 \cdot \left(\frac{z}{H}\right)^{0,14} \quad (6.7)$$

O valor do expoente p foi adotado de forma a melhor reproduzir o perfil de velocidade obtido em túnel de vento no trabalho experimental de Letchford e Holmes (1994). No final do domínio a saída conta com pressão nula, o piso e as paredes com condição de não deslizamento (velocidade nula) e as demais laterais com condição de simetria (velocidade normal à superfície igual a zero). As componentes não especificadas foram deixadas livres na simulação.

Adotou-se uma viscosidade dinâmica de $0,009$ Ns/m² e uma massa específica do ar de $1,00$ kg/m³, resultando em um número de Reynolds de 33.333:

$$Re = \frac{DV\rho}{\mu} = \frac{10,0 \cdot 30,0 \cdot 1,0}{0,009} = 33.333 \quad (6.8)$$

As condições iniciais da simulação são valores nulos de velocidade e pressão para todo do domínio. A malha de elementos finitos gerada apresenta 1.728.984 nós e 1.669.800 elementos

hexaédricos, com os menores elementos apresentando um tamanho de aproximadamente 0,03 metros, conforme Figura 28.

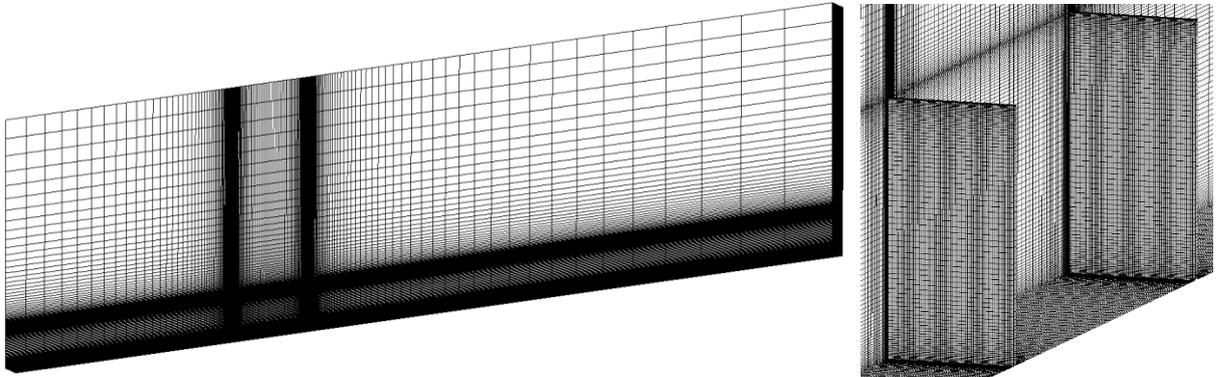


Figura 28 – Visualização da malha para simulação de paredes paralelas em terreno plano

Foi estimado para malha adotada um y^+ de 1,002 para as paredes. Foi adotado um passo de tempo de $2 \cdot 10^{-5}$ s e efetuado um total de 30 segundos de simulação.

A pressão dinâmica do vento no topo das paredes, calculada pela Equação 6.1, é de 450 Pa. A evolução dos coeficientes de arrasto nas paredes, calculados conforme a Equação 6.2, pode ser vista na Figura 29.

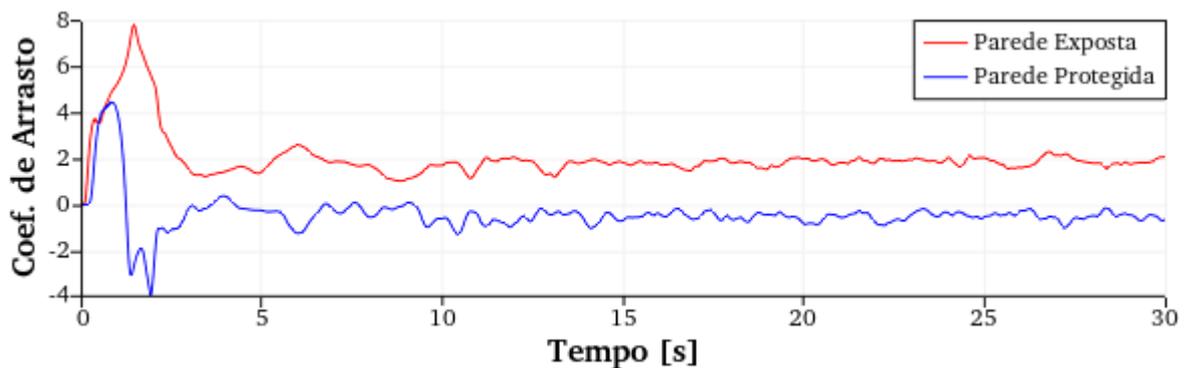


Figura 29 – Coeficiente de arrasto da simulação de paredes paralelas em terreno plano

Há um transiente no início da simulação causado pelo desenvolvimento do escoamento, não sendo um resultado significativo. Em seguida, o coeficiente de arrasto diminui e estabiliza. Realizou-se a média dos coeficientes nos últimos 15 segundos, onde entende-se que o escoamento já está suficientemente desenvolvido, obtendo-se um coeficiente de arrasto médio de 1,85 para a parede exposta e -0,52 para a parede protegida. Para as proporções adotadas, Letchford e Holmes (1994) obtiveram experimentalmente um coeficiente de arrasto médio de

1,72 para a parede exposta e -0,60 para a parede protegida, próximos aos resultados obtidos numericamente. As distribuições de coeficientes de pressão médios nas faces das paredes, calculados pela Equação 6.3, são dadas na Figura 30.

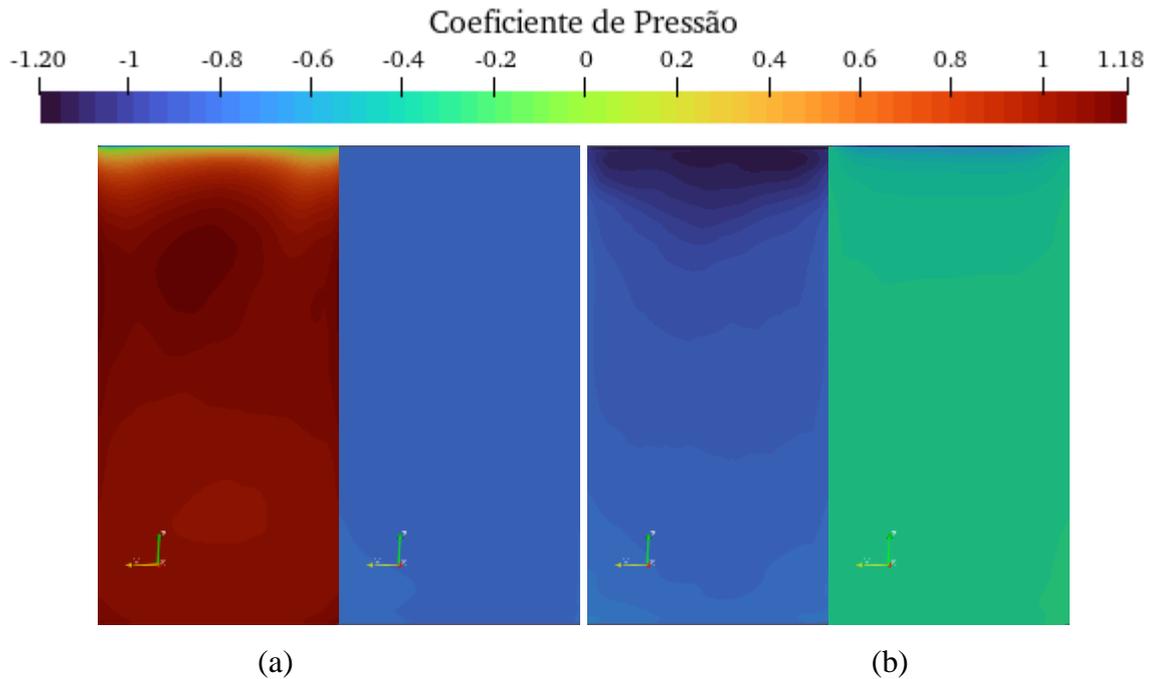


Figura 30 – Coeficientes de pressão médios a barlavento (esquerda) e sotavento (direita) da parede (a) exposta e (b) protegida da simulação de paredes paralelas em terreno plano

A parede exposta apresenta sobrepressão elevada à barlavento e sucção à sotavento, enquanto a parede protegida apresenta sucção em ambas as faces, com valores maiores à barlavento. Isso indica que a zona de recirculação entre as paredes tende a puxar ambas para dentro, conforme foi observado no coeficiente de arrasto positivo para a parede exposta e negativo para a parede protegida.

6.1.3 Paredes Paralelas em Talude

Realizou-se a simulação numérica de duas paredes paralelas infinitas (se estende de uma lateral a outra do domínio) no topo de um talude com proporções $s/H = 4,0$ e $H/h = 1,0$, onde s é o espaçamento entre as paredes e h é a altura do talude. O talude adotado apresenta uma inclinação de 34° . O domínio computacional e condições de contorno adotadas são apresentados na Figura 31.

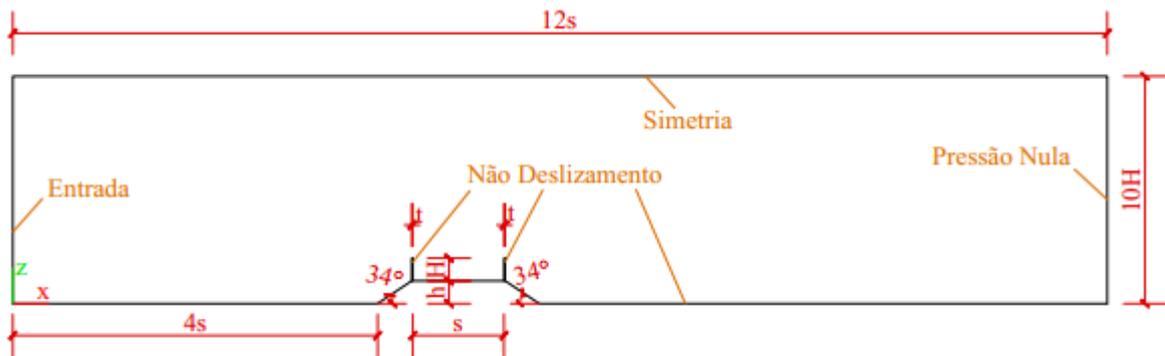


Figura 31 – Geometria e condições de contorno para simulação de paredes paralelas em talude

Para a simulação adotou-se $H = 4,0$ m, $W = 1,0$ m e $t = 0,2$ m, onde W é o comprimento das paredes e também a largura do domínio computacional, pois as paredes se estendem de um lado a outro do domínio. Seguindo as proporções indicadas, tem-se $H = 4,0$ m e $s = 16,0$ m. Na entrada do domínio é adotado um perfil de velocidade média em lei de potência, conforme a Equação 4.10, adotando $z_{ref} = H$, $u(z_{ref}) = 10,0$ m, $z_d = 0$ e expoente $p = 0,092$, obtendo-se a seguinte equação:

$$u(z) = 10,0 \cdot \left(\frac{z}{H}\right)^{0,092} \quad (6.9)$$

O valor do expoente p foi adotado de forma a melhor reproduzir o perfil de velocidade obtido em túnel de vento no trabalho experimental de Holmes (2001). No final do domínio, o plano de saída conta com pressão nula, o piso e as paredes com condição de não deslizamento (velocidade nula) e as demais laterais com condição de simetria (velocidade normal à superfície igual a zero). As componentes não especificadas foram deixadas livres na simulação.

Adotou-se uma viscosidade dinâmica de $0,004$ Ns/m² e uma massa específica do ar de $1,00$ kg/m³, resultando em um número de Reynolds de 10.000 :

$$Re = \frac{DV\rho}{\mu} = \frac{4,0 \cdot 10,0 \cdot 1,0}{0,004} = 10.000 \quad (6.10)$$

No início da simulação adotaram-se valores nulos de velocidade e pressão para todo do domínio. A malha de elementos finitos gerada apresenta $2.055.045$ nós e $1.986.000$ elementos hexaédricos, com os menores elementos apresentando um tamanho de aproximadamente $0,02$ metros, conforme Figura 32.

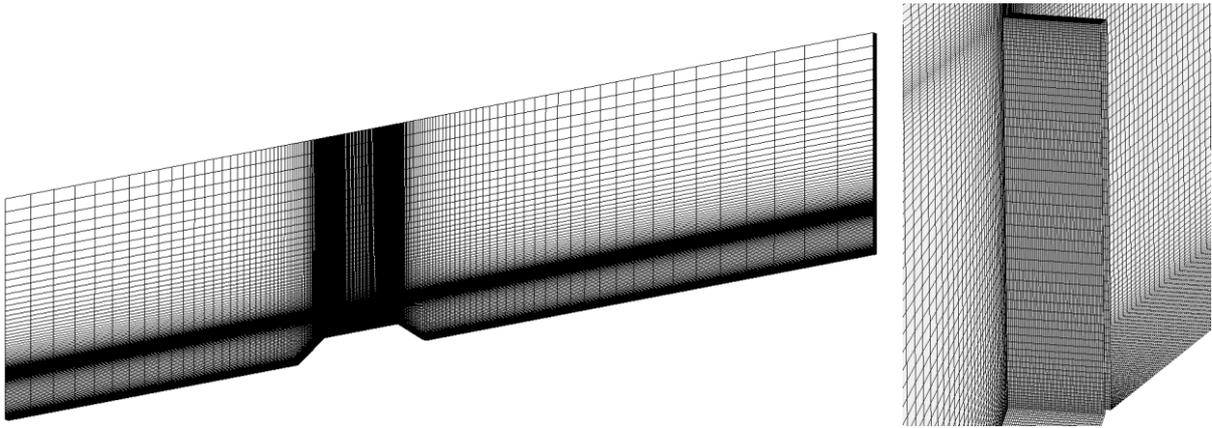


Figura 32 – Visualização da malha para simulação de paredes paralelas em talude

Foi estimado para malha adotada um y^+ de 1,695 para as paredes. Foi adotado um passo de tempo de $5 \cdot 10^{-5}$ s e efetuando um total de 50 segundos de simulação.

A pressão dinâmica do vento no topo das paredes foi calculada utilizando a velocidade de entrada na altura do topo da parede (10,66 m/s) pela Equação 6.1, resultando em 56,80 Pa. A evolução do coeficiente de arrasto das paredes pode ser vista na Figura 33.

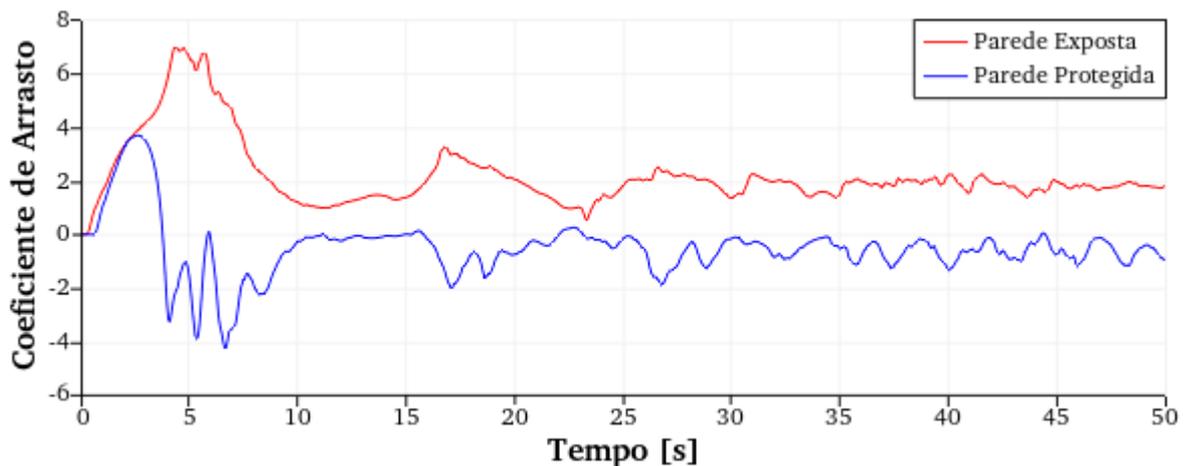


Figura 33 – Coeficiente de arrasto da simulação de paredes paralelas em talude

Há um transiente no início da simulação causado pelo desenvolvimento do escoamento, não sendo um resultado significativo. Em seguida, o coeficiente de arrasto diminui e estabiliza. Realizou-se a média dos coeficientes após 30 segundos de simulação, onde entende-se que o escoamento já está suficientemente desenvolvido, obtendo-se um coeficiente de arrasto médio de 1,84 para a parede exposta e -0,59 para a parede protegida. Para as proporções adotadas,

Holmes (2001) obteve experimentalmente um coeficiente de arrasto médio de 1,53 para a parede exposta e -0,42 para a parede protegida.

6.2 VERIFICAÇÃO DO ALGORITMO CDRFG

Essa seção apresenta os estudos de verificação do algoritmo CDRFG, implementado durante esse trabalho no programa de análise CFD.

6.2.1 Verificação com o Trabalho de Aboshosha *et al.* (2015)

O algoritmo CDRFG utilizado para geração da turbulência na entrada do domínio foi implementado em FORTRAN como um código separado do código principal de CFD para fins de verificação da implementação. Simularam-se registros de velocidades de vento utilizando os dados fornecidos por Aboshosha *et al.* (2015) Os históricos foram gerados em um ponto localizado a 0,3 m de altura, sendo que os dados usados na simulação estão resumidos na Tabela 3.

Tabela 3 – Valores de entrada para o algoritmo CDRFG na simulação de teste

Dado	Direção		
	u	v	w
f_{min}	1 Hz		
f_{max}	100 Hz		
Δf	1 Hz		
M	100		
N	50		
$u(z_{ref})$	10 m/s		
p	0,326		
z_{ref}	0,364 m		
I_{refj}	0,208	0,182	0,152
d_j	0,191	0,123	0,005
z_{refl}	0,364 m		
L_{refj}	0,302 m	0,0815 m	0,0326 m
ε_j	0,473	0,881	1,539
z_{refL}	0,254 m		
C_j	10	10	10
D	0,3		

A velocidade média do vento (u_{av}), intensidade da turbulência (I_j) e comprimento característico da turbulência (L_j) são dados, conforme apresentado pelo autor original, por leis de potência, apresentadas nas Equações 4.10, 4.12 e 4.13, respectivamente, considerando $z = 0,3m$ e z_d igual a zero, obtendo-se os valores da Tabela 4.

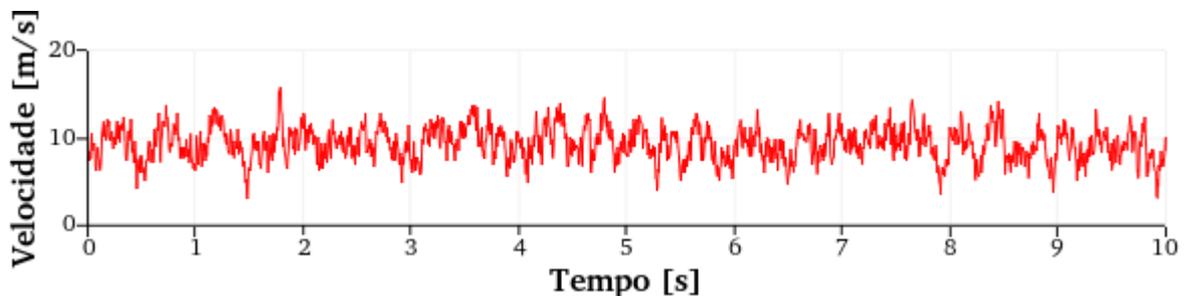
Tabela 4 – Parâmetros para cálculo da turbulência na simulação de teste do algoritmo CDRFG em $z = 0,3 m$

$u_{av}(z = 0,3)$	9,389 m/s
$I_u(z = 0,3)$	0,2158
$I_v(z = 0,3)$	0,1864
$I_w(z = 0,3)$	0,1521
$L_u(z = 0,3)$	0,3267 m
$L_v(z = 0,3)$	0,0944 m
$L_w(z = 0,3)$	0,0421 m

Huang, Li e Wu (2010) recomendam que o passo de tempo escolhido para a simulação obedeça a relação dada por:

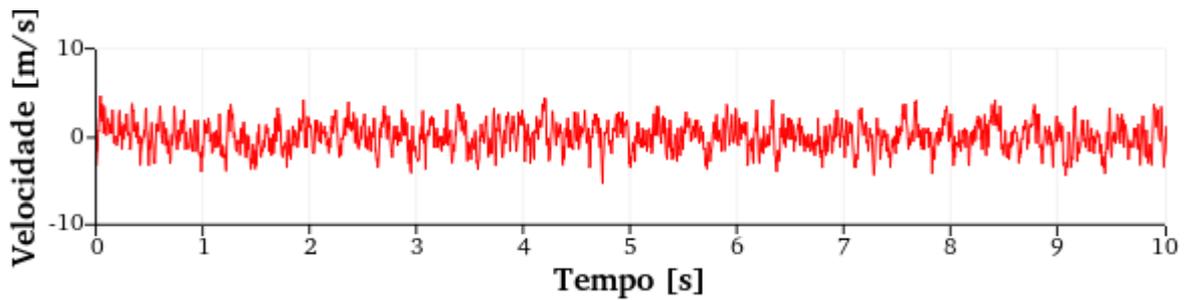
$$f_{max} = \frac{1}{2\Delta t} \quad (6.11)$$

Deste modo, adotou-se $\Delta t = 0,005 s$ para que a frequência de amostragem coincida com a frequência de Nyquist, sendo essa a frequência de amostragem mínima necessária para captar o espectro de potência para faixas de frequência até f_{max} . Foi gerado um sinal com 50 segundos de simulação, onde os 10 primeiros segundos são apresentados na Figura 34.

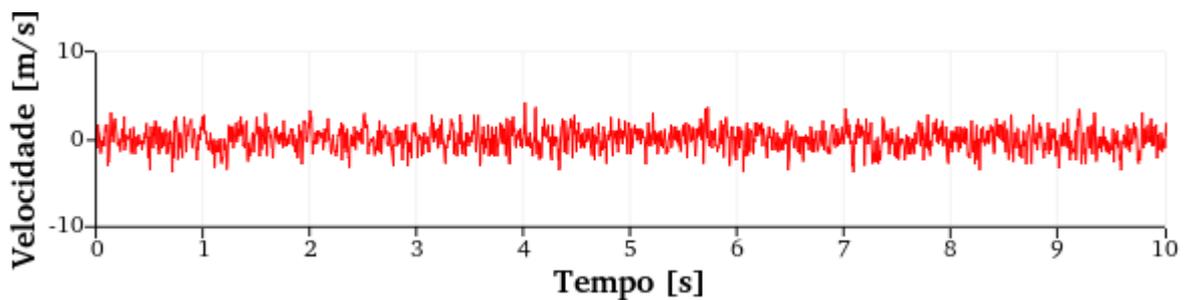


(a)

(continua)



(b)



(c)

Figura 34 – Históricos das componentes turbulentas das velocidades (a) u , (b) v e (c) w gerados pelo algoritmo CDRFG com os dados de Aboshosha *et al.* (2015)

A fim de validar o sinal gerado, foi realizado o cálculo da velocidade média na direção do vento e da intensidade da turbulência conforme as Equações 4.1 e 4.2, obtendo-se os valores da Tabela 5.

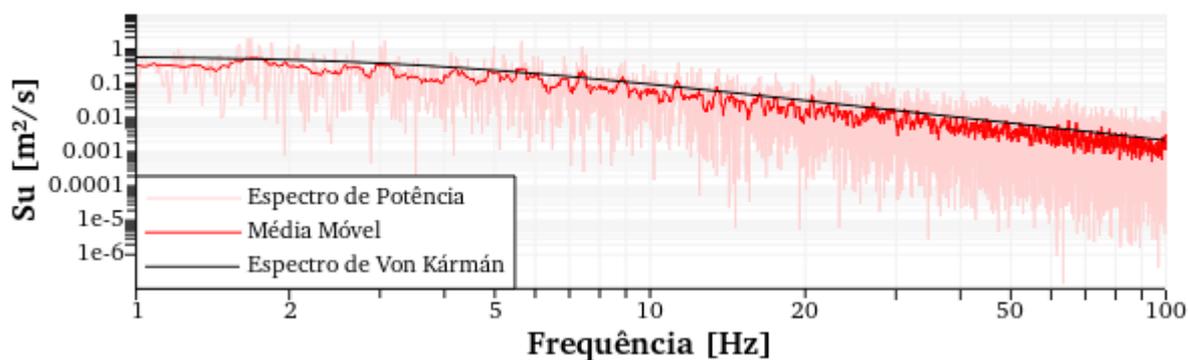
Tabela 5 – Propriedades estatísticas do histórico gerado no teste do algoritmo CDRFG

Dado	Valor Medido	Erro Percentual
u_{av}	9,362 m/s	-0,29%
I_u	0,1985	-8,02%
I_v	0,1696	-9,01%
I_w	0,1302	-14,40%

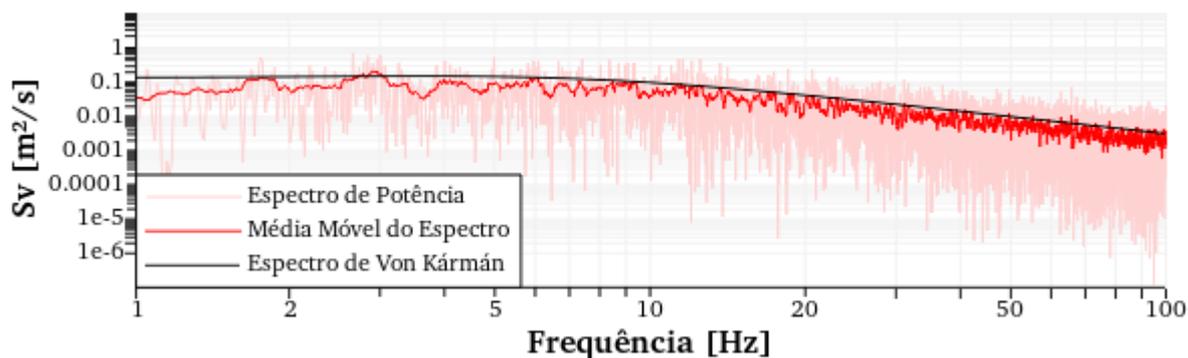
A partir do histórico de velocidades foram calculados os espectros de potência nas três direções utilizando a transformada rápida de Fourier, os quais foram comparados com os espectros de von Kármán para turbulência anisotrópica, conforme dadas nas equações 4.14, 4.15 e 4.16. Para melhor entender as tendências dos espectros calculados, foi realizada um procedimento de suavização dos espectros através de uma média móvel simples centrada, dada por:

$$MM_n = \frac{\sum_{i=-j}^j S_{n+i}}{2j+1} \quad (6.12)$$

onde MM_n é o valor da amostra suavizada dada pela média móvel, S_n é o valor do espectro de potência discretizado e j é o número de valores considerados antes e depois do valor n para cálculo da média. Os resultados estão na Figura 35, onde foi adotado $j = 10$ para cálculo da média móvel.

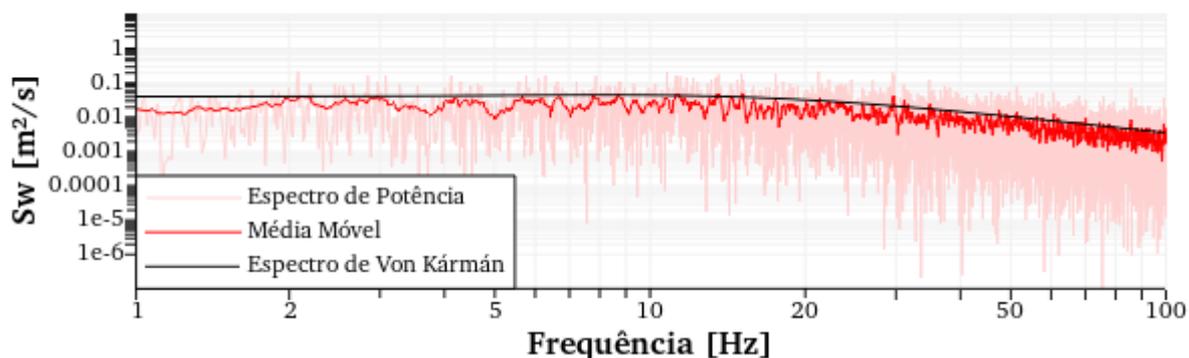


(a)



(b)

(continua)



(c)

Figura 35 – Espectros de potência das componentes turbulentas das velocidades (a) u , (b) v e (c) w gerados pelo algoritmo CDRFG com os dados de Aboshosha *et al.* (2015)

Os espectros de potência obtidos através do sinal gerado pelo algoritmo CDRFG adotado apresenta boa correspondência com o espectro de von Kármán nas três direções, dentro da faixa de frequências desejada.

6.2.2 Aplicação em Domínio Hexaédrico

Depois de realizada a verificação da implementação separada do algoritmo CDRFG, realizou-se a sua implementação junto ao código CFD com paralelização em placa gráfica via diretivas CUDA-FORTRAN. Para verificação do código, foi criado um domínio computacional hexaédrico sem obstáculos, conforme a Figura 36, ao longo do qual (direção x) considera-se a incidência de uma corrente de ar turbulenta.

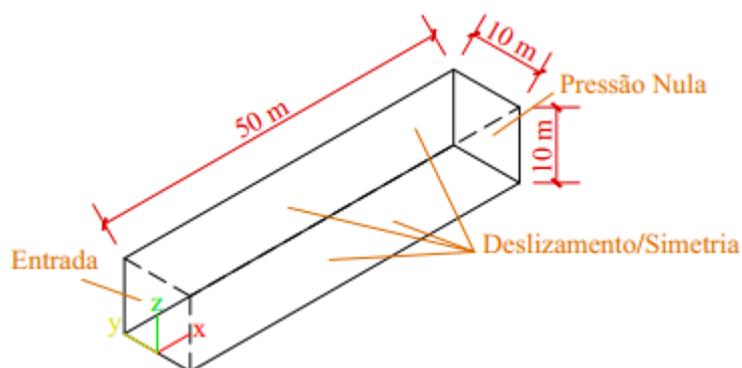


Figura 36 – Geometria e condições de contorno para teste do algoritmo CDRFG na aplicação em domínio hexaédrico

As características do vento na entrada do domínio são dadas por:

$$\begin{aligned}
 u(y, z, t) &= u_{av} + u'(y, z, t) \\
 v(y, z, t) &= v'(y, z, t) \\
 w(y, z, t) &= w'(y, z, t)
 \end{aligned}
 \tag{6.13}$$

onde as componentes u' , v' e w' são componentes turbulentas com média zero, geradas pelo algoritmo CDRFG. As componentes turbulentas foram aplicadas somente em uma área central na entrada de 8 m de largura por 8 m de altura, deixando uma margem de 1 m em relação às laterais do domínio, onde apenas a velocidade média é aplicada. No final do domínio a saída conta com pressão nula e as laterais com condições de simetria e deslizamento (velocidade normal à superfície igual a zero). As componentes não especificadas foram deixadas livres na simulação.

O objetivo desta simulação é estudar a dissipação da turbulência ao longo do domínio. Os dados de entrada para o algoritmo CDRFG são dados na Tabela 6.

Tabela 6 – Valores de entrada para o algoritmo CDRFG na aplicação em domínio hexaédrico

Dado	Direção		
	<i>u</i>	<i>v</i>	<i>w</i>
Δt	$4 \cdot 10^{-4} \text{ s}$		
f_{min}	1 Hz		
f_{max}	100 Hz		
Δf	1 Hz		
M	100		
N	50		
\bar{u}	10 m/s		
I_j	0,208	0,182	0,152
L_j	Variável		
C	10	10	10
D	7,5		

Para o problema foi gerada uma malha com tamanho de elemento $\Delta x = 0,025m$; $\Delta y = \Delta z = 0,05m$, constante nas três direções, totalizando 88.641 nós e 80.000 elementos hexaédricos, conforme a Figura 37.

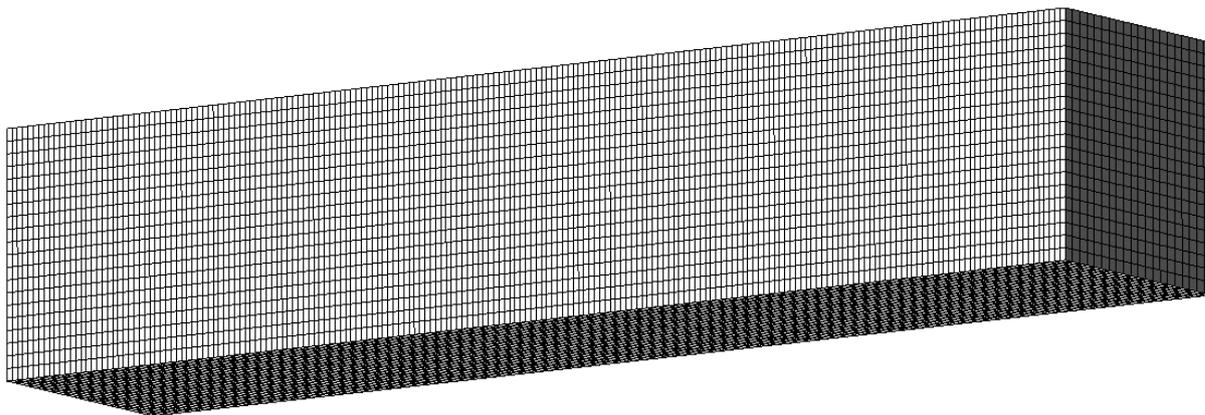
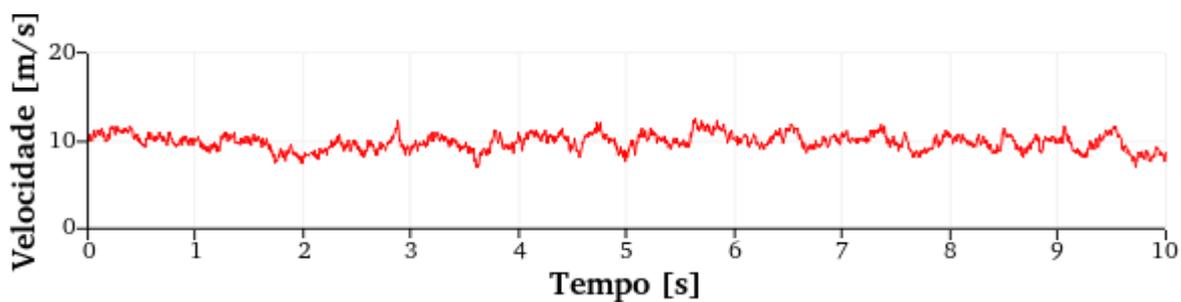


Figura 37 – Visualização da malha para teste do algoritmo CDRFG em domínio hexaédrico

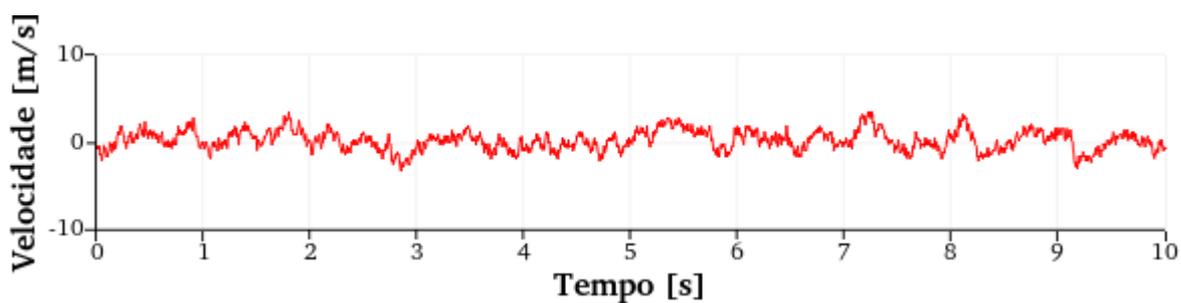
Adotou-se uma viscosidade dinâmica de $0,01 \text{ Ns/m}^2$ e uma massa específica do ar de $1,00 \text{ kg/m}^3$. A simulação foi dividida em duas partes. Inicialmente a simulação foi feita a partir de um domínio com velocidade e pressão nulas no instante inicial e sem a parcela turbulenta da velocidade por um total de 50 segundos de simulação. Essa simulação inicial foi feita para gerar no domínio de análise um escoamento plenamente desenvolvido.

A segunda parte da simulação foi feita utilizando os campos de velocidade e pressão resultantes da primeira etapa como condição inicial e inclui a parcela turbulenta da velocidade. Desta forma, foi possível realizar múltiplas simulações com diferentes valores de L_j a partir de um escoamento desenvolvido, permitindo que a simulação rode por menos tempo, pois não é necessário neste caso um intervalo muito longo para o desenvolvimento pleno do escoamento.

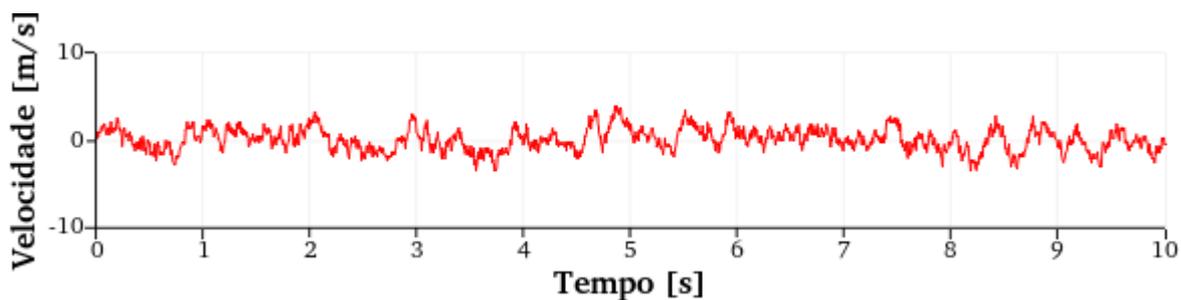
Foram feitas simulações com 5 valores de L_u : 0,5 m, 1 m, 2 m, 5 m e 10 m. Os valores de L_v e L_w foram adotados como $L_u/4$ e $L_u/10$ em todos os casos, a fim de manter as proporções aproximadas de uma situação real. Foram registrados os históricos de velocidades na entrada (Figura 38 para $L_u = 10 \text{ m}$) e a 10 metros de distância da entrada (Figura 39 para $L_u = 10 \text{ m}$), ambos no centro do domínio.



(a)

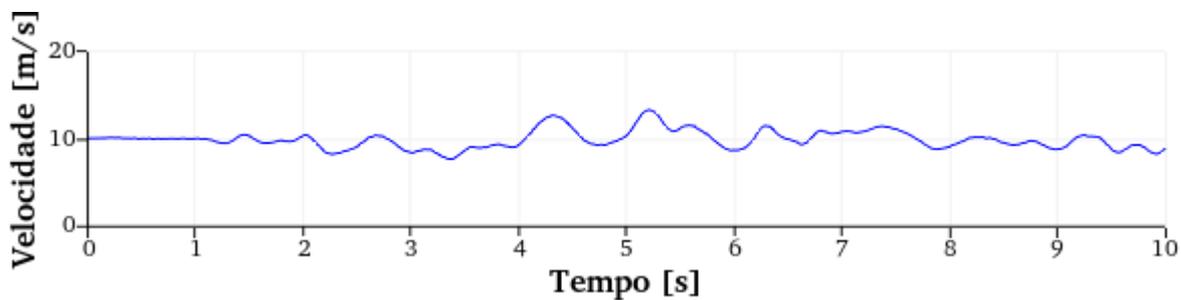


(b)



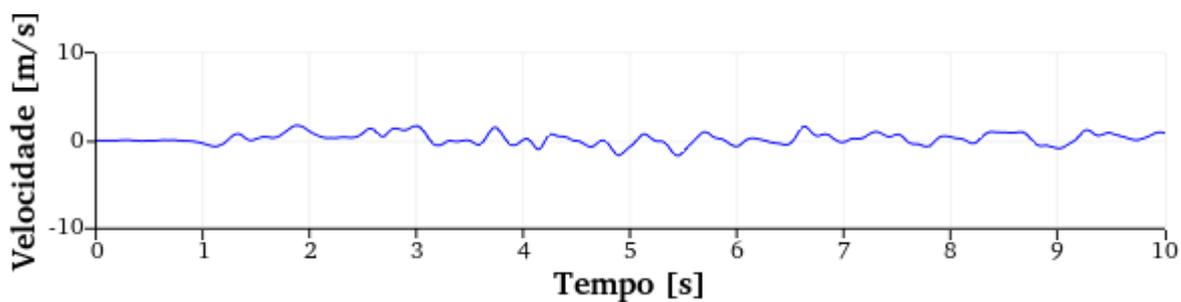
(c)

Figura 38 – Históricos das velocidades (a) u , (b) v e (c) w na entrada do domínio hexaédrico para simulação com $L_u = 10$ m

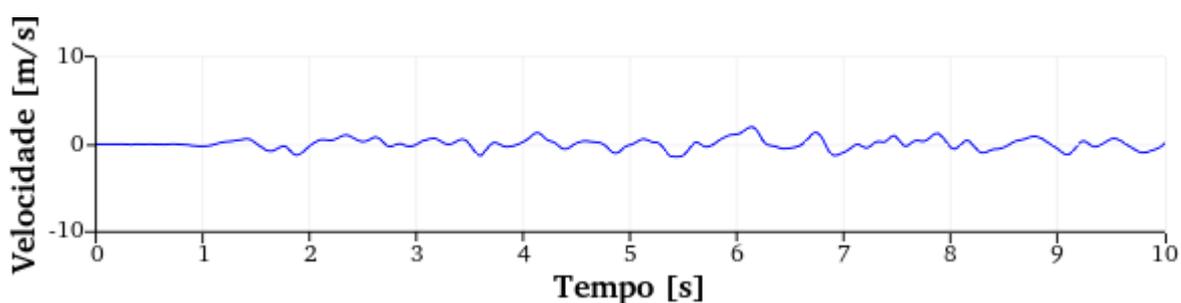


(a)

(continua)



(b)



(c)

Figura 39 - Históricos das velocidades (a) u , (b) v e (c) w 10 metros após a entrada do domínio hexaédrico para simulação com $L_u = 10$ m

Observa-se que o histórico gerado na entrada foi suavizado ao longo do domínio. Atribui-se essa suavização à dissipação numérica da simulação. Na Figura 40 é apresentada uma comparação das intensidades I_u , I_v e I_w dentro do domínio e a intensidade desejada.

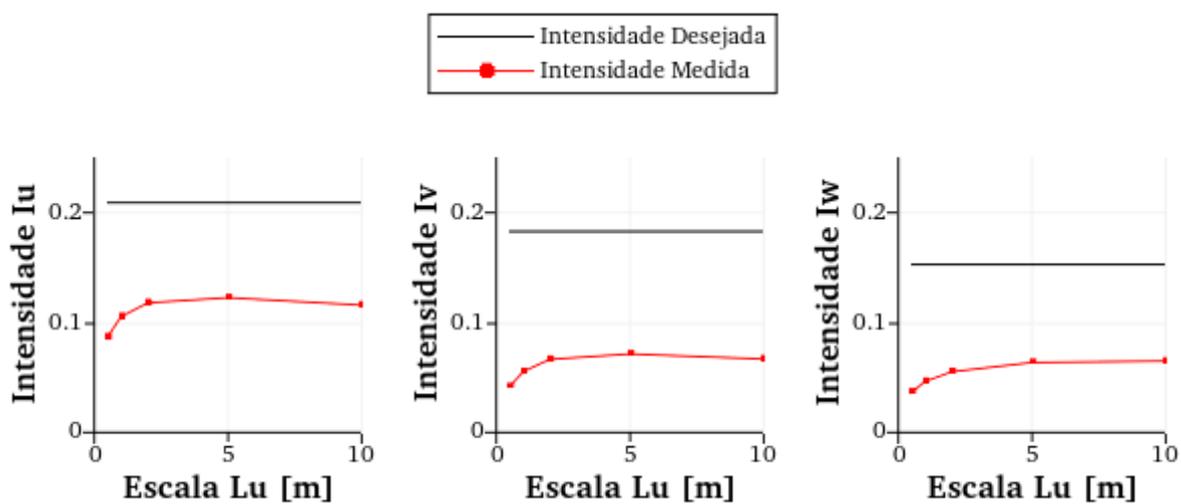


Figura 40 – Valores de intensidade do vento para diferentes valores de escala integral da turbulência

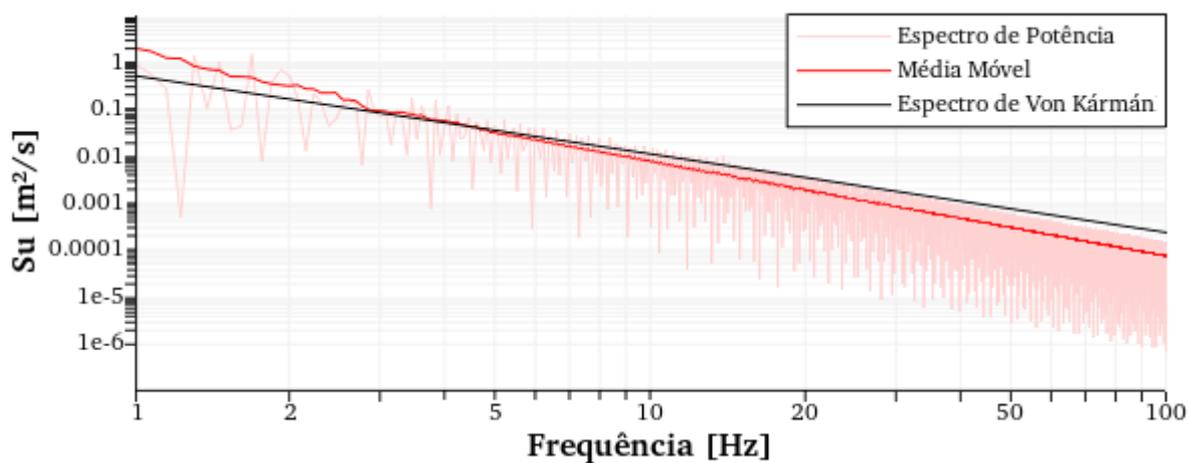
Os valores da Figura 40 são apresentados na Tabela 7, onde I_u , I_v e I_w são as intensidades utilizadas em princípio para o algoritmo CDRFG e I_{u1} , I_{v1} e I_{w1} são as intensidades registradas dentro do domínio computacional.

Tabela 7 – Intensidades do vento para diferentes valores de escala integral da turbulência

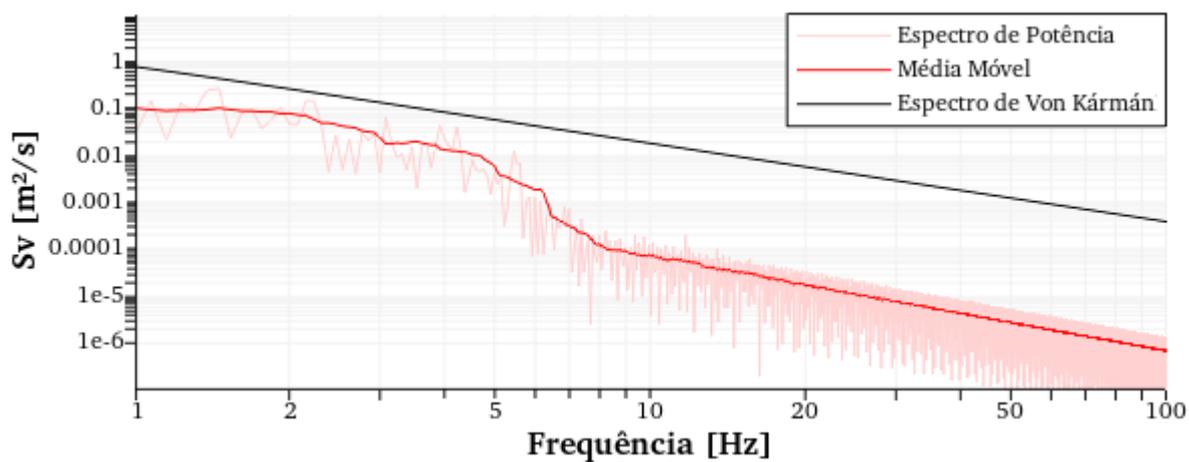
L_u	I_{u1}	I_{v1}	I_{w1}	I_{u1}/I_u	I_{v1}/I_v	I_{w1}/I_w
0,5	0,0865	0,0414	0,0365	41,61%	22,77%	24,01%
1	0,1049	0,0550	0,0462	50,42%	30,23%	30,36%
2	0,1173	0,0661	0,0549	56,40%	36,35%	36,12%
5	0,1220	0,0710	0,0633	58,64%	39,03%	41,63%
10	0,1153	0,0665	0,0646	55,41%	36,52%	42,51%

É possível observar que há uma diferença entre a intensidade de entrada e os valores de intensidade dentro do domínio. Essa diferença se dá devido à dissipação numérica que acontece ao longo do domínio de simulação, que se dá devido a uma variedade de fatores, como a dissipação inerente do algoritmo utilizado, a discretização espacial do domínio, o tamanho do passo de tempo, a precisão numérica das variáveis, dentre outros. De acordo com Braun (2007), o método de Taylor-Galerkin, utilizado neste trabalho, pode apresentar um excesso de dissipação numérica, o que pode contribuir para a suavização das flutuações de velocidade e uma consequente diminuição de sua intensidade, embora estudos adicionais sejam necessários para confirmar esse comportamento.

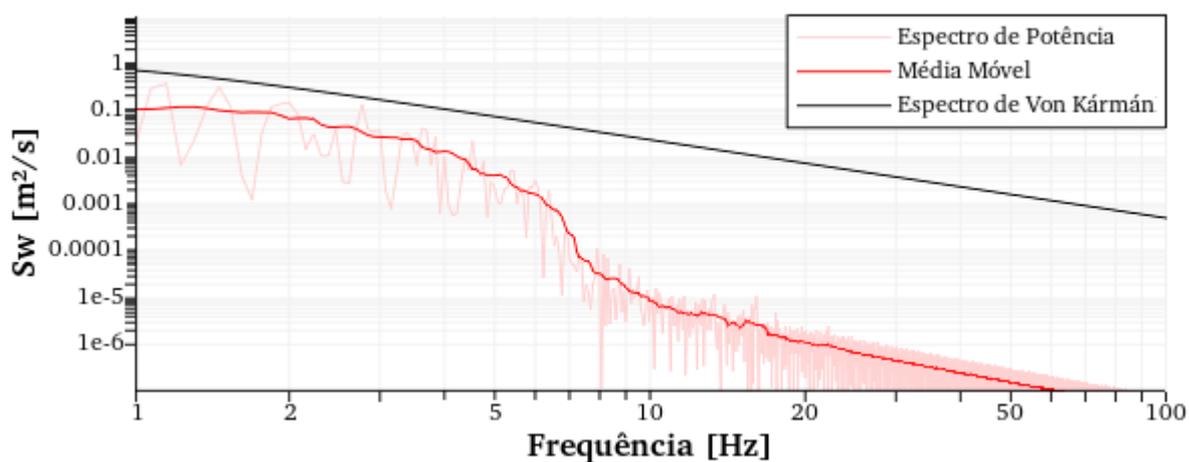
Foram também gerados os espectros de potência S_u , S_v e S_w e comparados com os espectros de von Kármán na Figura 41. A média móvel foi gerada conforme a Equação 6.12 e considerando $j = 10$.



(a)



(b)



(c)

Figura 41 – Espectro de potência (a) S_u , (b) S_v e (c) S_w do teste do algoritmo CDRFG com domínio hexaédrico para $L_u = 10 m$

Há uma diferença do espectro calculado dentro do domínio com o espectro de von Kármán nos espectros S_v e S_w , e uma boa correspondência no espectro S_u .

Ao realizar análises de escoamentos utilizando o algoritmo CDRFG, percebeu-se um aumento considerável no custo computacional. Devido a isso, e seguindo a recomendação de Chen e Zhu (2020), para as simulações com turbulência no restante do trabalho foi adotado o cálculo da turbulência em intervalos maiores que o passo de tempo da simulação. Para que o algoritmo CDRFG seja capaz de gerar uma turbulência compatível com o espectro alvo até uma frequência máxima f_{mmax} , é necessário calcular valores de turbulência em intervalos de tempo de no máximo $1/(2f_{mmax})$, porém este intervalo é costumeiramente maior que o passo de tempo máximo que a simulação pode utilizar pela condição de Courant para garantir a estabilidade numérica.

Desta forma, embora seja possível calcular a turbulência na entrada do domínio em todo passo de tempo, isso é ineficiente, pois gera um custo computacional elevado, enquanto que as frequências compreendidas pelo passo de tempo menor estão acima da frequência máxima considerada no algoritmo. Assim, para reduzir o custo computacional, a turbulência será calculada somente em intervalos de tempo maiores, mas que obedeçam ao intervalo máximo de $1/(2f_{mmax})$, sendo que nos passos de tempo intermediários o valor da turbulência será calculado mediante interpolação linear. No restante do trabalho, adota-se a simbologia Δt para o passo de tempo da simulação CFD e Δt_{turb} para o intervalo de tempo entre cálculos da turbulência.

Outras investigações foram realizadas, variando o tempo total de simulação, tamanho longitudinal dos elementos da malha, coeficiente de decaimento e número de passos de tempo para interpolação linear do algoritmo CDRFG, não sendo detectadas diferenças significativas nos históricos de velocidade para os parâmetros testados. Mais estudos devem ser feitos para avaliar a influência da malha na direção transversal, passo de tempo da simulação, dentre outros fatores que podem contribuir para a dissipação numérica.

6.2.3 Calibração da Intensidade

Chen *et al.* (2022) recomendam um procedimento de calibração do método CDRFG para compensar a dissipação numérica da malha. Os autores recomendam que seja feita uma simulação preliminar, utilizando a mesma malha do problema de interesse, porém sem

obstáculos, a fim de medir a intensidade da turbulência no ponto de interesse. A partir daí é calculada um fator de calibração (F_{I_u}) dado por:

$$F_{I_u} = \frac{I_{u(alvo)}}{I_{u(medido)}} \quad (6.14)$$

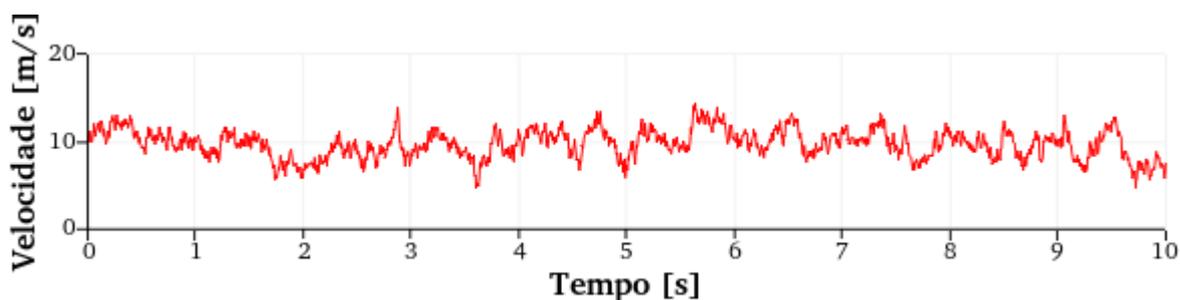
A partir disso, a intensidade da turbulência na entrada é multiplicada pela função de calibração para realização da simulação com obstáculos. Esse procedimento foi testado no domínio hexaédrico da seção anterior para obter uma intensidade mais próxima da desejada dentro do domínio.

Como foi notado que a intensidade simulada varia de acordo com a escala integral da turbulência, optou-se por utilizar uma média dos valores de intensidade medidos entre as simulações com escala integral da turbulência igual a 5m e igual a 10m, pois é esta faixa de valores que será de interesse para outras simulações deste trabalho. A função de calibração foi também calculada de forma independente para as intensidades I_u , I_v e I_w . Usando os valores da Tabela 7, obtêm-se os valores da Tabela 8.

Tabela 8 – Função de calibração e intensidades ajustadas para o domínio hexaédrico

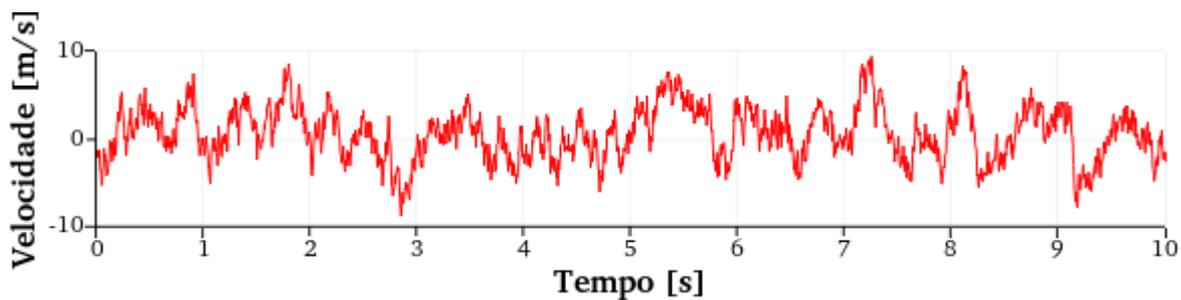
Direção	F_{i_j}	I_j ajustado
x	1,755	0,365
y	2,651	0,4824
z	2,377	0,3613

Desta forma, usando os valores ajustados de intensidade, foram obtidos os históricos na entrada do domínio (Figura 42) e 10 metros após a entrada (Figura 43).

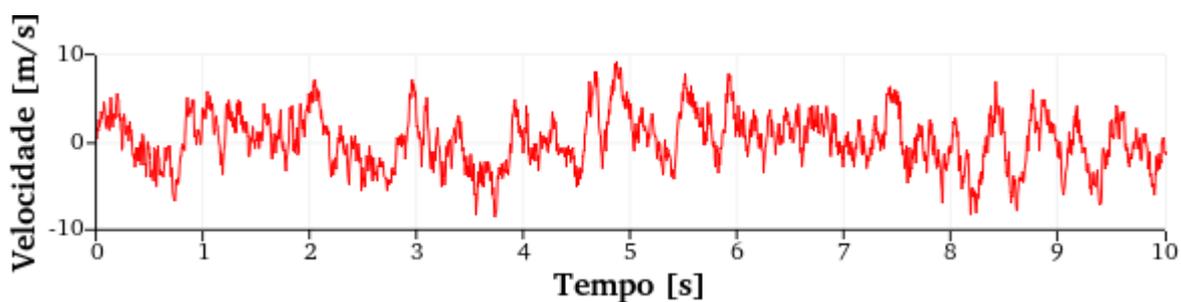


(a)

(continua)

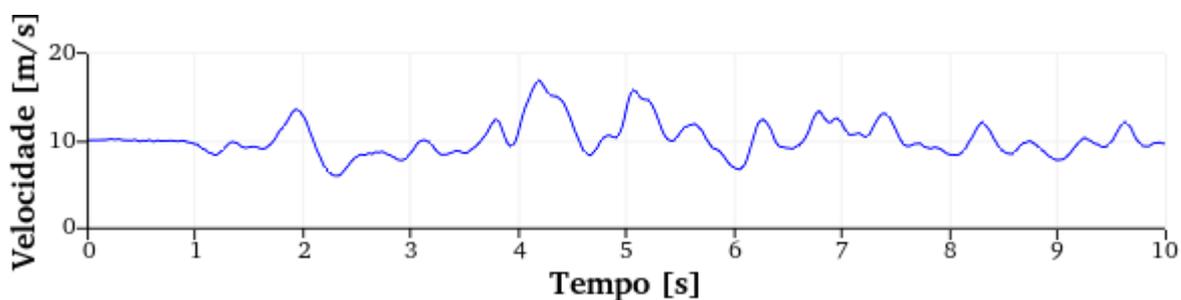


(b)

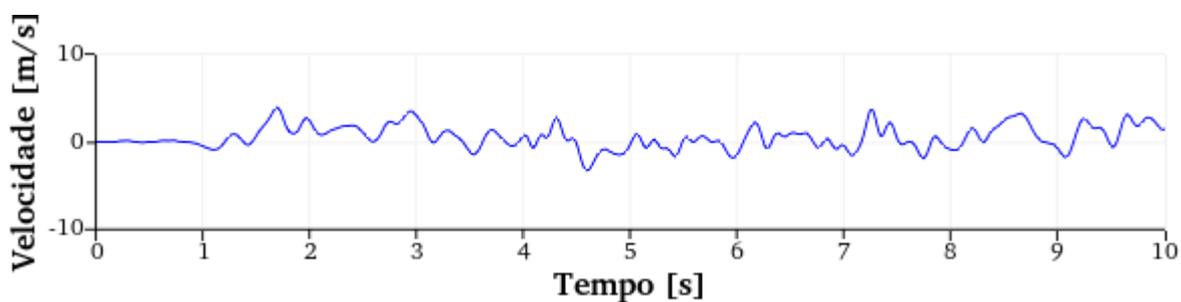


(c)

Figura 42 – Históricos das velocidades (a) u , (b) v e (c) w na entrada do domínio hexaédrico com intensidade ajustada para simulação com $L_u = 10\text{ m}$

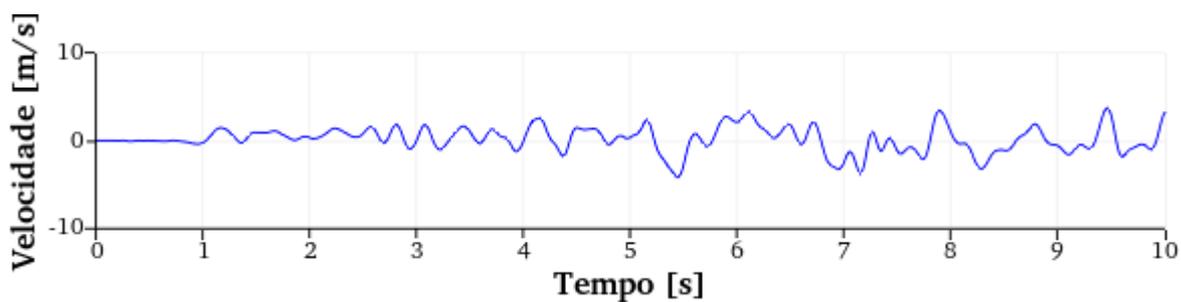


(a)



(b)

(continua)



(c)

Figura 43 – Históricos das velocidades (a) u , (b) v e (c) w 10 metros após a entrada do domínio hexaédrico com intensidade ajustada para simulação com $L_u = 10$ m

Os históricos apresentam maior amplitude que os gerados antes do ajuste da intensidade, conforme esperado. Na Figura 44 é apresentada uma comparação das intensidades I_u , I_v e I_w dentro do domínio e a intensidade desejada.

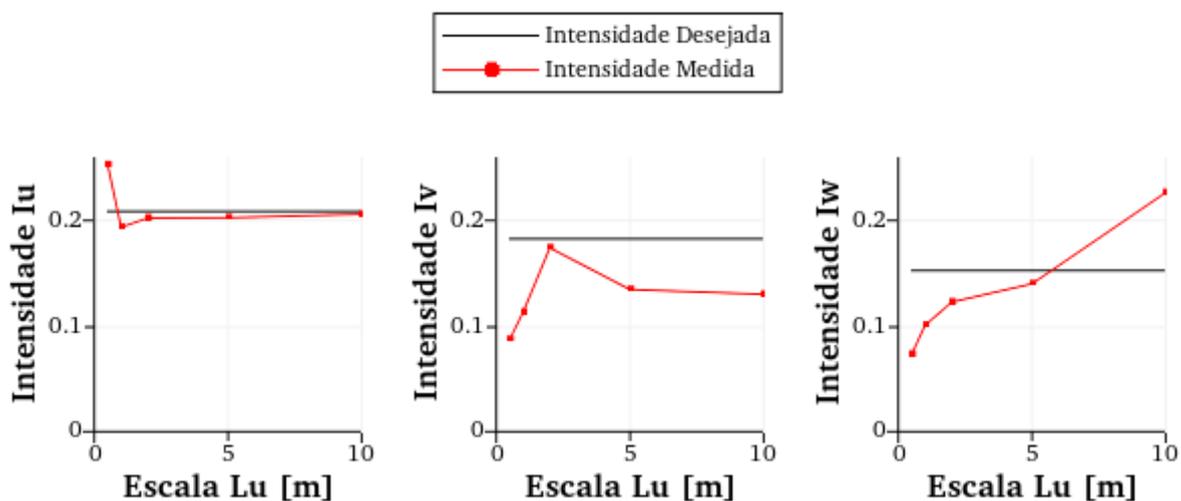


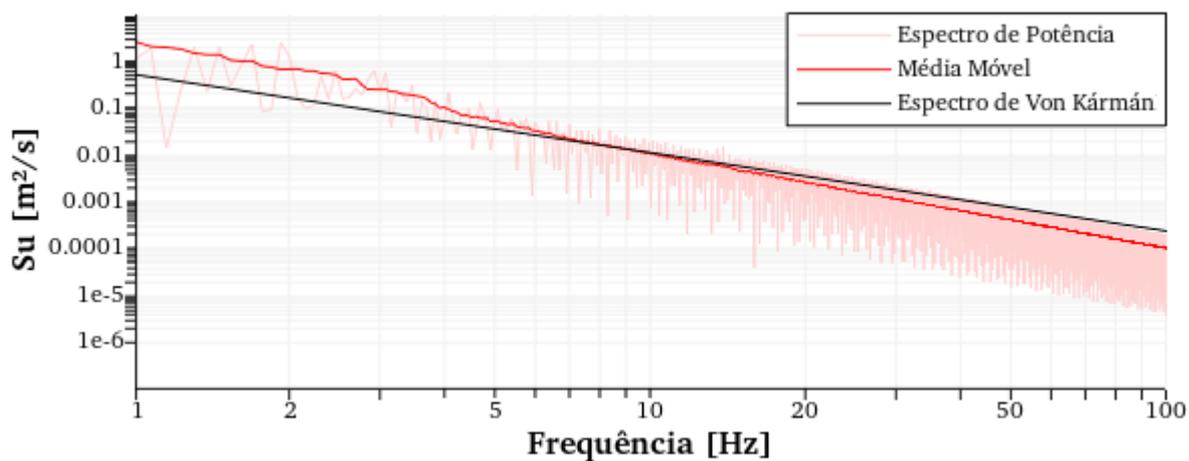
Figura 44 – Valores de intensidade do vento para diferentes valores de escala integral da turbulência na simulação com intensidade ajustada

Os valores da Figura 44 são apresentados na Tabela 9, onde I_u , I_v e I_w são as intensidades desejadas e I_{u1} , I_{v1} e I_{w1} são as intensidades dentro do domínio.

Tabela 9 - Valores de intensidades do vento para diferentes valores de escala integral da turbulência na simulação com intensidade ajustada

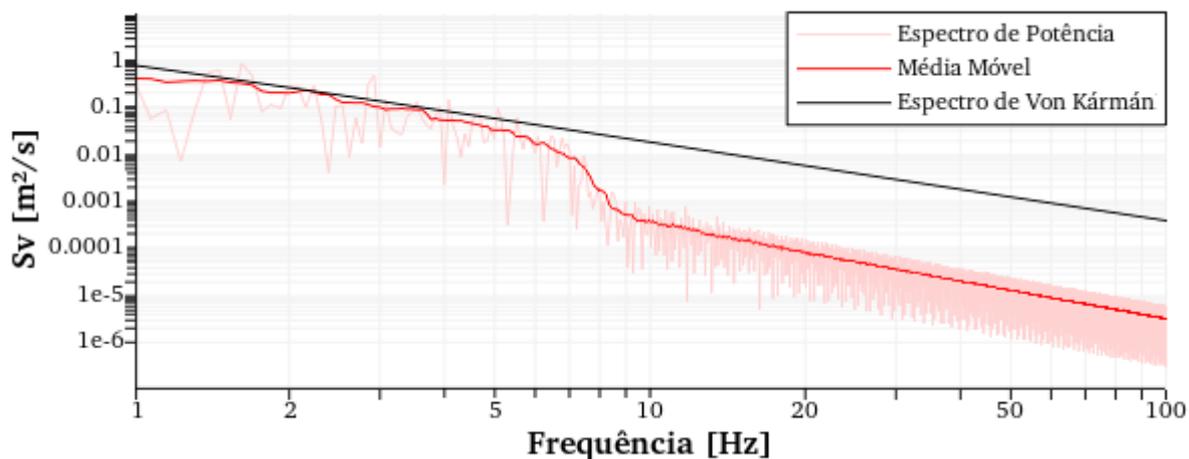
L_u	I_{u1}	I_{v1}	I_{z1}	I_{u1}/I_u	I_{v1}/I_v	I_{z1}/I_z
0,5	0,2520	0,0870	0,0731	121,15%	47,81%	48,10%
1	0,1930	0,1127	0,1004	92,80%	61,91%	66,05%
2	0,2017	0,1735	0,1223	96,95%	95,34%	80,48%
5	0,2020	0,1342	0,1395	97,10%	73,71%	91,80%
10	0,2053	0,1297	0,2257	98,70%	71,25%	148,48%

A intensidade da turbulência, principalmente na direção longitudinal ao vento, atingiu valores mais próximos do desejado na região de interesse após o ajuste da intensidade. É necessário ainda analisar os espectros de potência do vento (Figura 45). A média móvel foi gerada conforme a Equação 6.12 e considerando $j = 10$.

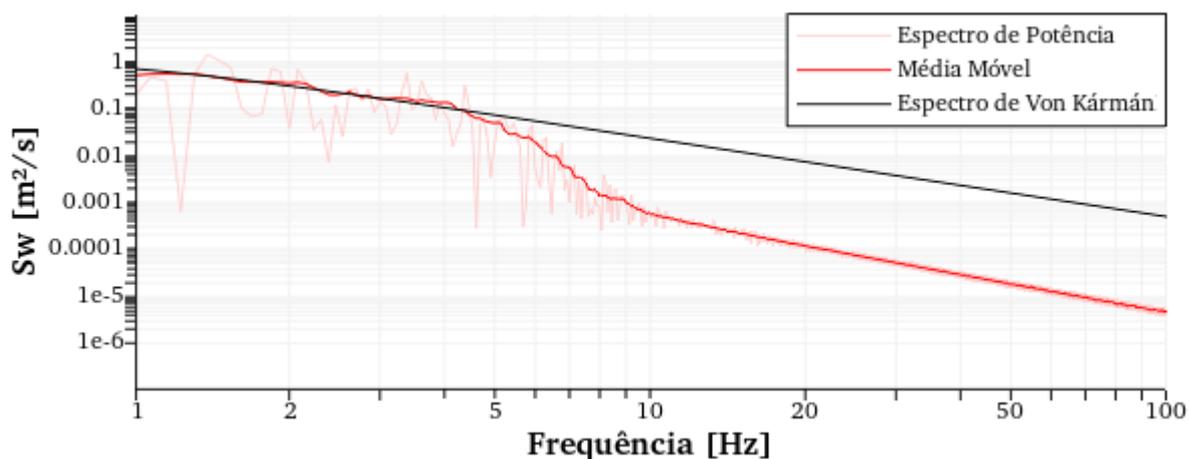


(a)

(continua)



(b)



(c)

Figura 45 - Espectro de potência (a) S_u , (b) S_v e (c) S_w do teste do algoritmo CDRFG com domínio hexaédrico e intensidade ajustada para $L_u = 10 m$

Houve uma boa aproximação do espectro S_u com o espectro de von Kármán. Já para os espectros S_v e S_w , houve uma melhor aproximação nas frequências mais baixas quando comparado ao espectro antes da calibração.

6.3 OUTDOOR EM TERRENO PLANO

Smith, Zuo e Mehta (2014) realizaram medições em escala real em um *outdoor* localizado no Centro Tecnológico de Reese em Lubock, Texas, o qual será utilizado como referência para as simulações dessa seção.

A placa do *outdoor* mede 3,75 x 7,5 m com uma coluna de 3,75 m de altura e uma caixa com 1,75 m de espessura. O *outdoor* foi equipado com 12 sensores de pressão em cada face, igualmente espaçados. No total foram feitas 470 medições de 15 minutos com velocidade média de pelo menos 6,7 m/s ao longo de um período de 4 meses.

A fim de reproduzir os resultados obtidos pelos autores, simulações de *outdoors* do tipo *box* em terreno plano submetidos a um vento médio de camada limite em perfil de potência foram realizados para ângulos de ataque de 90°, 70° e 50°, sendo 90° correspondente ao vento incidindo perpendicularmente ao *outdoor*, conforme a Figura 46,

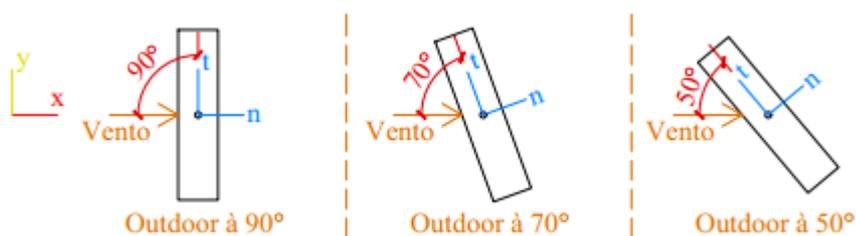


Figura 46 – Disposições do *outdoor* para a simulação de *outdoor* em terreno plano

na qual n e t representam os eixos relativos normal e tangencial à placa, respectivamente, enquanto que o ângulo de ataque do vento é dado em relação ao eixo tangencial. A geometria e condições de contorno utilizadas nas simulações podem ser vistas na Figura 47, onde W é a largura do *outdoor*, H a altura da caixa, T a espessura da caixa e D o diâmetro da coluna. Para as simulações adotou-se as medidas do *outdoor* estudado por Smith, Zuo e Mehta (2014): $W = 7,5\text{ m}$, $H = 3,75\text{ m}$, $T = 1,75\text{ m}$ e $D = 0,274\text{ m}$.

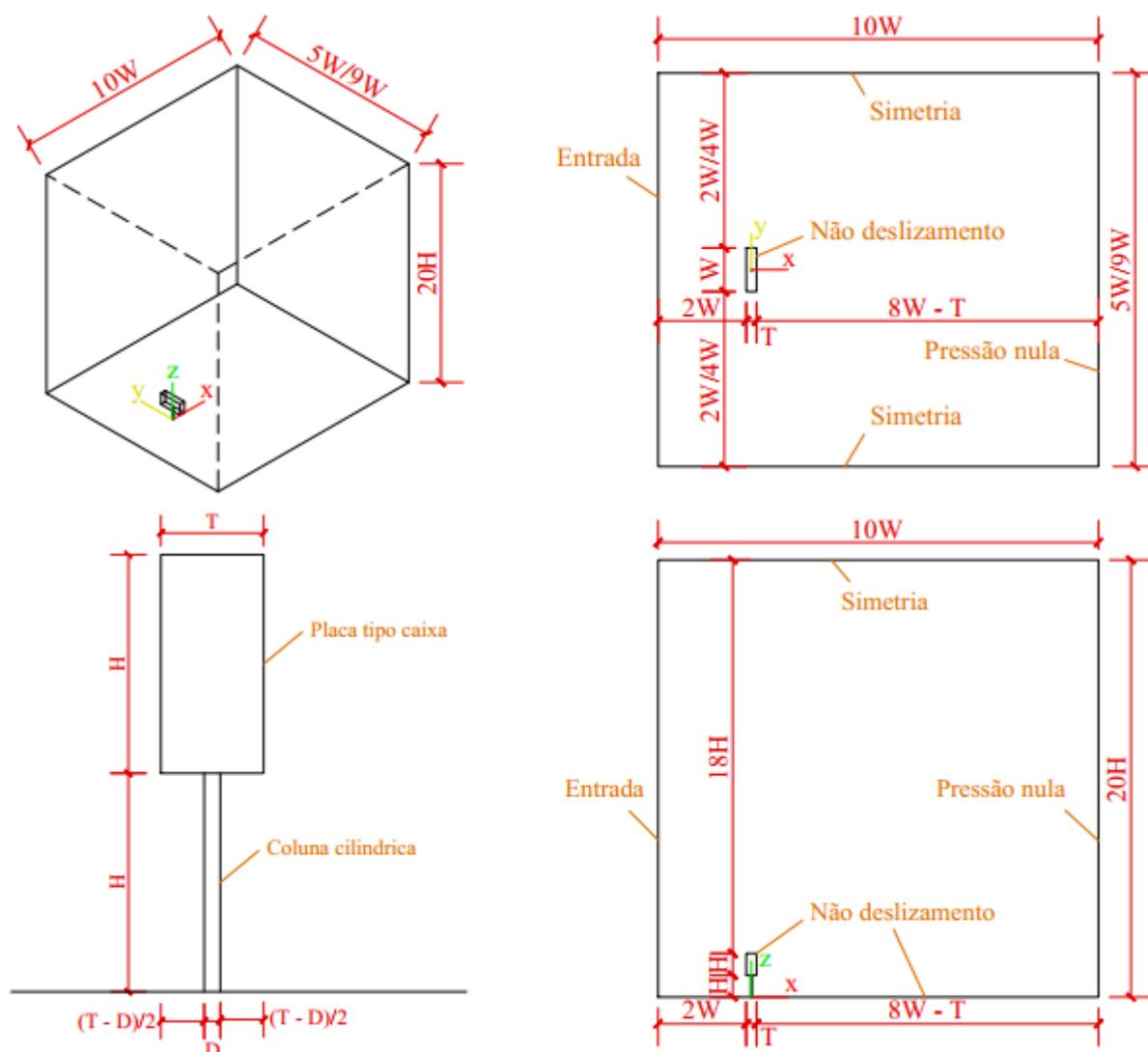


Figura 47 – Geometria e condições de contorno para simulação de *outdoor* em terreno plano

Na entrada do domínio é adotado um perfil de velocidade média em lei de potência, conforme a Equação 4.10, adotando $z_{ref} = 7,5$ m, $u(z_{ref}) = 8,9$ m, $z_d = 0$ e expoente $p = 0,132$, obtendo-se a seguinte equação:

$$u_{av} = 8,9 \cdot \left(\frac{z}{7,5}\right)^{0,132} \quad (6.15)$$

Os valores dos parâmetros foram escolhidos para replicar as medições em campo realizadas por Smith, Zuo e Mehta (2014). As demais componentes do campo médio de velocidades na entrada são adotadas como nulas. Há também a presença de condições de simetria (velocidade normal ao plano igual a zero), não deslizamento (velocidade nula) e pressão nula, com as velocidades e pressões não especificadas permanecendo livres.

Para cada ângulo de ataque, foram feitos até 3 domínios computacionais com diferentes geometrias e refinamentos da malha de elementos finitos, chamadas a partir daqui de domínios M1, M2 e M3, sendo o domínio M1 o menos refinado e o domínio M3 o mais refinado. Para o domínio M1, adotou-se um domínio com largura $5W$, com um espaçamento de $2W$ para cada lado do *outdoor*. Este primeiro domínio foi usado nas simulações iniciais e é menos refinado para reduzir o tempo computacional.

Para o domínio M2 foi utilizado um domínio com largura $9W$ devido à observação de picos localizados de pressão em locais mais afastados do *outdoor* nas simulações com o domínio M1. Além disso, houve um maior refinamento da malha de elementos finitos para se obter resultados mais precisos.

O domínio M3 utiliza a mesma geometria do domínio M2, porém com uma malha mais refinada. Embora os resultados do domínio M2 tenham sido satisfatórios para análise da placa, optou-se por fazer o domínio M3 para obter resultados melhores ao redor da coluna, que devido a sua forma cilíndrica necessita de um refinamento maior. Como o domínio M3 é o que demanda maior tempo computacional o mesmo foi utilizado somente para um ângulo de ataque de 90° , enquanto que os domínios M1 e M2 foram utilizados para todos os ângulos de ataque considerados (90° , 70° e 50°).

O refinamento da malha é feito principalmente ao redor de contornos sólidos, onde o gradiente de velocidade é maior devido à condição de não deslizamento. Para as simulações adotou-se uma viscosidade dinâmica de $0,00067 \text{ Ns/m}^2$ e uma massa específica do ar de $1,00 \text{ kg/m}^3$, resultando em um número de Reynolds de aproximadamente 99.627 para a placa e 3.322 para a coluna, conforme as equações a seguir:

$$Re_{placa} = \frac{W \cdot u_{av}(7,5) \cdot \rho}{\mu} = \frac{7,5 \cdot 8,9 \cdot 1,0}{0,00067} = 99.627 \quad (6.16)$$

$$Re_{coluna} = \frac{D \cdot u_{av}(3,75) \cdot \rho}{\mu} = \frac{0,274 \cdot 8,122 \cdot 1,0}{0,00067} = 3.322 \quad (6.17)$$

O passo de tempo das simulações foi escolhido de forma a satisfazer a condição de Courant dada pela Equação 5.30 para os menores elementos da malha e considerando $\alpha = 0,2$. O código CFD utilizado realiza a verificação e ajusta o passo de tempo escolhido se necessário. Para os três domínios foi adotado um passo de tempo de $2 \cdot 10^{-5} \text{ s}$ e apenas a simulação com

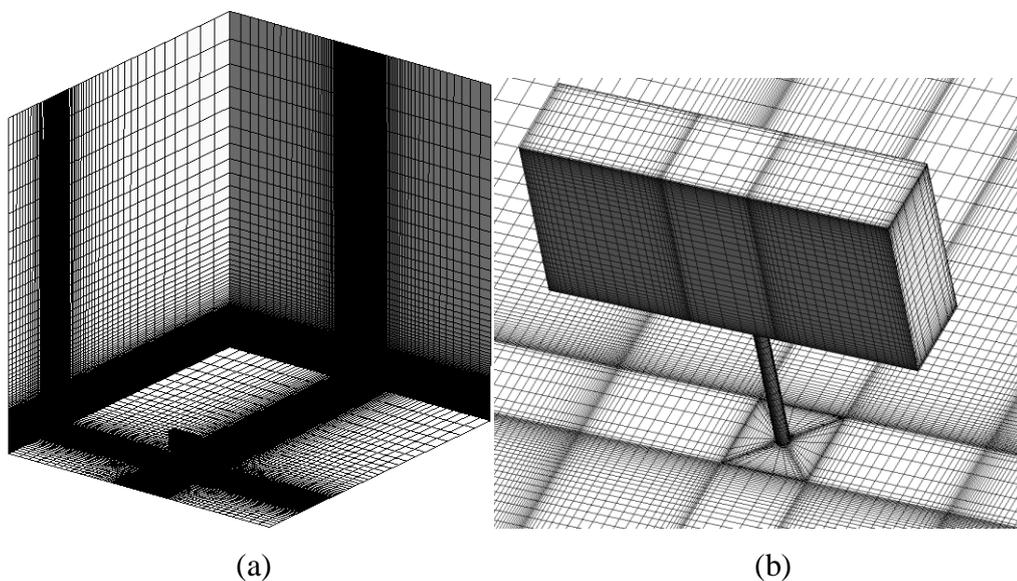
o domínio M3 foi ajustada automaticamente para $1,989 \cdot 10^{-5} s$ pelo algoritmo para satisfazer a condição de Courant.

Os dados numéricos dos domínios utilizados e suas respectivas malhas de elementos finitos são apresentados na Tabela 10, em que ΔE é o tamanho aproximado do menor elemento da malha.

Tabela 10 – Propriedades das malhas para simulações do *outdoor* em terreno plano

Domínio	Nós	Elementos Hexaédricos	ΔE		y^+ Estimado		Δt
			Absoluto	Relativo	Placa	Coluna	
M1	2.424.016	2.364.884	0,02 m	W/375	7,156	9,176	$2 \cdot 10^{-5} s$
M2	6.832.237	6.704.750	0,0075 m	W/1000	2,684	3,441	$2 \cdot 10^{-5} s$
M3	9.791.800	9.621.375	0,0055 m	W/1364	1,968	2,523	$1,989 \cdot 10^{-5} s$

Os domínios M1, M2 e M3 para o ângulo de 90° são apresentados na Figura 48.



(continua)

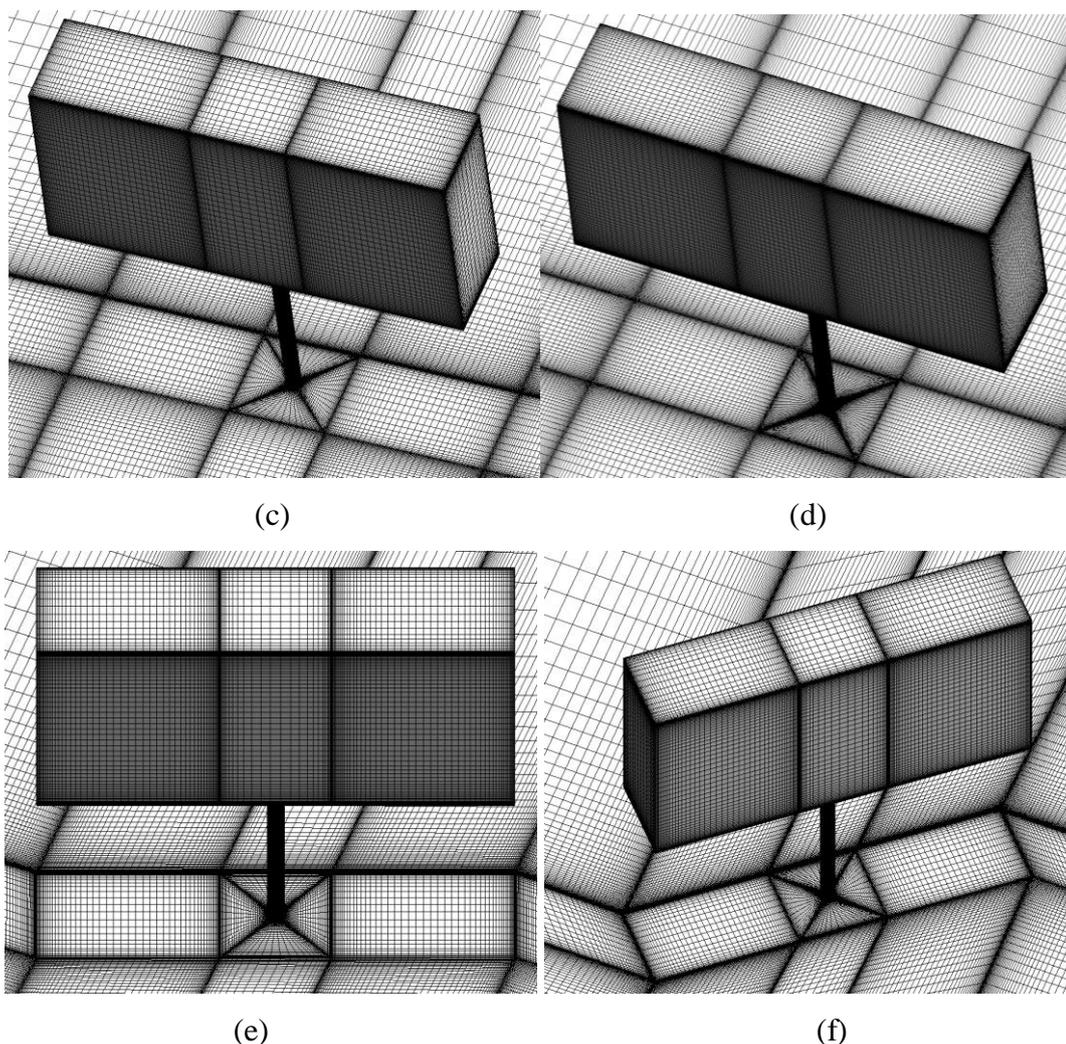


Figura 48 – Visualização da malha (a) do domínio M3 e do *outdoor* nos domínios (b) M1 a 90°, (c) M2 a 90°, (d) M3 a 90°, (e) M2 a 70° e (f) M2 a 50°

Para as simulações com ângulo de ataque diferente de 90°, o *outdoor* foi rotacionado em relação ao seu eixo vertical até o ângulo desejado, conforme na Figura 46, mantendo-se as demais características do domínio.

A força total do vento no *outdoor* ao longo do tempo foi registrada separadamente para as faces maiores do painel, as faces laterais do painel e para a coluna do *outdoor*, sendo calculadas as forças e momentos nas direções x , y e z . Essa separação foi feita para possibilitar a análise de diferentes partes do *outdoor* separadamente. Para cálculo dos coeficientes e normalização dos resultados, é utilizada a pressão dinâmica q dada pela Equação 6.1. Ao longo desta seção serão utilizados 2 valores de pressão dinâmica: q_p para coeficientes referentes à placa do *outdoor* e q_c para coeficientes referentes à coluna do

outdoor. q_p é calculada considerando a altura no topo do *outdoor* e q_c é calculada considerando a altura no topo da coluna, conforme a Tabela 11.

Tabela 11 – Pressão dinâmica na simulação de *outdoor* em terreno plano

Variável	Altura	Velocidade	Pressão Dinâmica
q_p	7,5 m	8,9 m/s	39,61 Pa
q_c	3,75 m	8,122 m/s	32,98 Pa

O coeficiente de força normal da placa C_n é dado por:

$$C_n = \frac{F_n}{WHq_p} \quad (6.18)$$

em que F_n é a força total normal ao painel, WH é a área frontal da placa. O coeficiente de força tangencial da placa C_t é dado por:

$$C_t = \frac{F_t}{WHq_p} \quad (6.19)$$

onde F_t é a força total tangencial ao painel. O coeficiente de torção da placa C_T é dado por:

$$C_T = \frac{M_z}{W^2Hq_p} \quad (6.20)$$

em que M_z é o momento total em relação ao eixo z no centroide da placa. O coeficiente de arrasto da coluna cilíndrica é dado por:

$$C_a = \frac{F_x}{DHq_c} \quad (6.21)$$

onde F_x é a força na coluna na direção média do vento e DH é a área de projeção da coluna, dada pela altura da coluna multiplicada pelo seu diâmetro. O coeficiente de pressão C_p em um ponto é dado por:

$$C_p = \frac{P}{q} \quad (6.22)$$

onde P é a pressão no ponto. A pressão dinâmica utilizada será q_c para pontos na superfície da coluna e q_p para pontos na superfície da placa. A excentricidade horizontal e_h é dada por:

$$e_h = \frac{M_z}{F_n} \quad (6.23)$$

A excentricidade vertical e_v é dada por:

$$e_v = \frac{M_t}{F_n} \quad (6.24)$$

onde M_t é o momento de tombamento da placa ao redor do eixo tangencial.

As simulações foram divididas em duas partes. A primeira consiste de simulações somente com o perfil médio de velocidades de um vento sinótico e sem turbulência na entrada do domínio. O intuito desse estudo é de comparar os resultados obtidos com os dados médios medidos em campo, verificar a adequação das malhas utilizadas e obter campos de velocidade e pressão para uso na segunda parte. A segunda parte consiste de simulações com turbulência na entrada, com o intuito de avaliar o efeito da turbulência no *outdoor*.

6.3.1 Escoamento Incidente Laminar

Para as simulações com vento sinótico sem turbulência no escoamento incidente, adotou-se campos de velocidade e pressão zero em todo o domínio para dar início à simulação. Simularam-se 20 segundos do escoamento. Os coeficientes de força normal, força tangencial e torção da placa foram calculados utilizando somente as forças na placa, incluindo as faces principais e laterais da caixa. Os históricos dos coeficientes podem ser vistos na Figura 49.

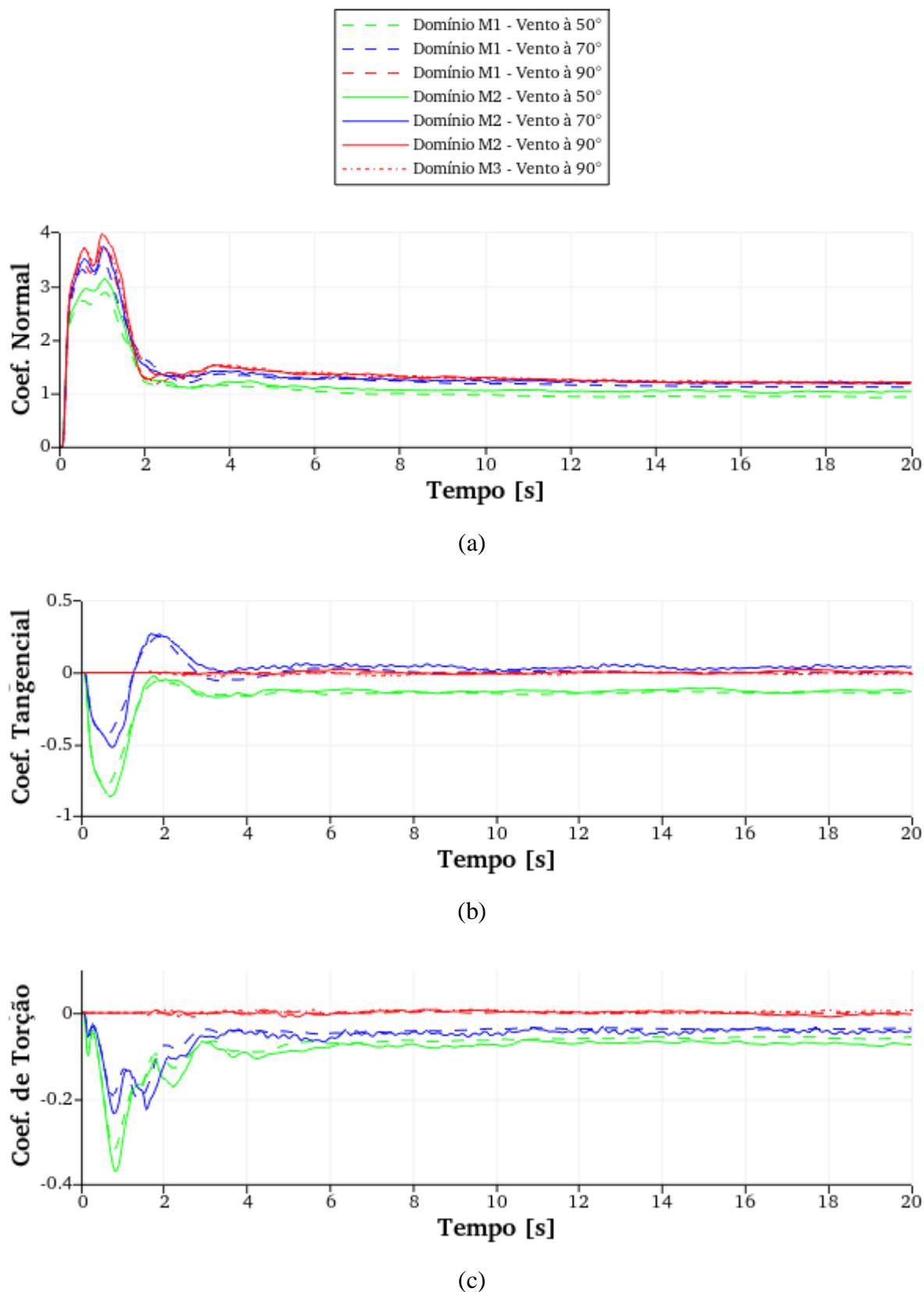


Figura 49 – Coeficiente de (a) força normal, (b) força tangencial e (c) torção da simulação de *outdoor* em terreno plano

Os picos observados nos primeiros segundos de simulação são esperados e ocorrem devido a transientes no início do escoamento. Isso é devido ao uso de campos de velocidade e pressão zerados para o início da simulação que sofrem uma mudança súbita com o início do escoamento. Desta maneira, os resultados observados nos primeiros segundos de simulação não são significativos.

Os coeficientes de força e torção utilizados para comparação com os obtidos por Smith, Zuo e Mehta (2014) são a média dos coeficientes ao longo dos últimos 10 segundos de simulação, região na qual entende-se que não há mais efeito significativo dos transientes. Os resultados de Smith, Zuo e Mehta (2014) foram calculados baseados em pressões somente nas faces principais do *outdoor*, enquanto as simulações foram calculadas utilizando as forças nas faces principais e laterais do *outdoor*. Apesar disso, notou-se nos resultados das simulações que a contribuição das faces laterais para o coeficiente de força normal é de no máximo 0,2% e para o coeficiente de torção de no máximo 1,9%, não sendo muito significativo. Na Tabela 12 são comparados os valores obtidos neste trabalho via simulação numérica e os obtidos por medições em campo em escala real por Smith, Zuo e Mehta (2014).

Tabela 12 – Coeficientes de força normal e de torção médios da simulação de *outdoor* em terreno plano

Coeficiente de Força Normal	Ângulo do Vento	Medido em Campo	Domínio	C_n Simulação	Erro Percentual	
	90°	1,24	1,24	M1	1,221	-1,54%
M2				1,226	-1,10%	
M3				1,237	-0,21%	
70°		1,23	M1	1,143	-7,03%	
			M2	1,214	-1,33%	
50°		1,13	M1	0,946	-16,30%	
	M2		1,046	-7,46%		
Coeficiente de Torção	Ângulo do Vento	Medido em Campo	Domínio	C_T Simulação	Erro Percentual	Excentricidade Horizontal
	90°	0,0032	M1	-0,0006	-	-0,004 m
M2			-0,0007	-	-0,004 m	
M3			0,0023	-	0,014 m	
70°	-0,0488	M1	-0,0374	-23,44%	-0,246 m	
		M2	-0,0429	-12,00%	-0,267 m	
50°	-0,0678	M1	-0,0590	-13,00%	-0,470 m	
		M2	-0,0702	3,49%	-0,506 m	

Houve uma diminuição considerável do erro dos coeficientes de força e torção com o refinamento das malhas, apresentando uma margem de erro aceitável já na malha 2. Os valores do coeficiente de torção para o vento a 90° foram considerados desprezíveis.

Zuo, Smith e Mehta (2014) utilizaram técnicas experimentais em túnel de vento para simular o escoamento sobre *outdoors* com características similares ao utilizado nas medidas de campo, obtendo valores de coeficiente de força normal à placa por dois métodos diferentes. Na Figura 50, adaptada de Zuo, Smith e Mehta (2014), é feita uma comparação entre os resultados obtidos em escala real e túnel de vento por Zuo Smith e Mehta (2014) com os valores obtidos nas simulações com as malhas mais refinadas. Os valores obtidos numericamente têm boa correspondência com os valores experimentais.

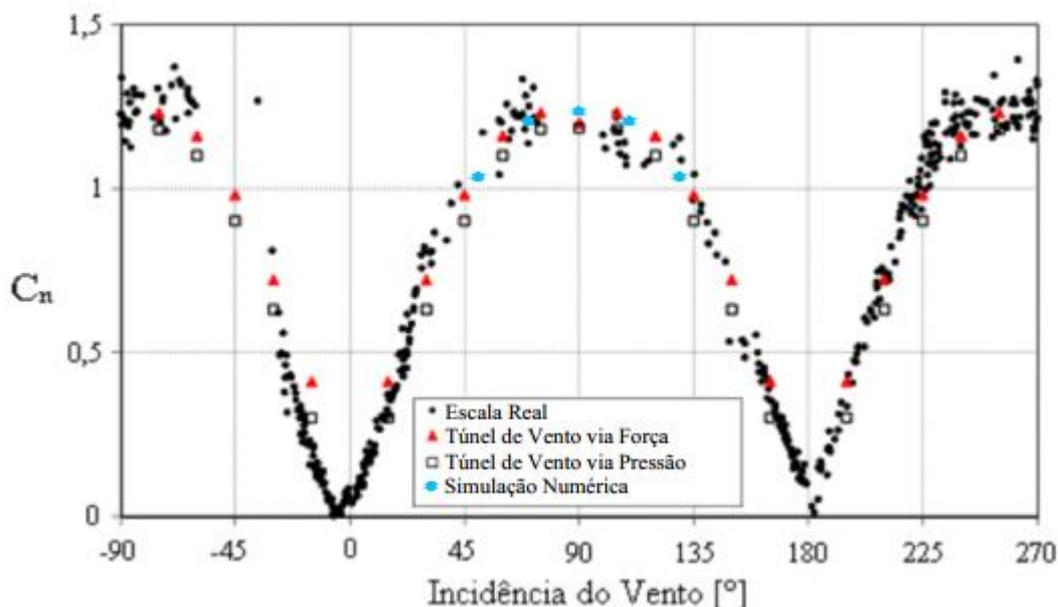


Figura 50 – Coeficiente de força normal de acordo com a incidência do vento (adaptado de Zuo, Smith e Mehta, 2014)

Em relação à NBR 6123, para uma placa com proporção $l/h_a = 2$, se faz uma interpolação linear entre os valores de coeficiente de força normal, excentricidade horizontal e ângulo de ataque para placas com $\frac{l}{h_a} = 1$ e $\frac{l}{h_a} = 10$, conforme a Tabela 1. Além do ângulo de 90° , o ângulo crítico (ângulo para o qual a força de vento na placa é maximizada) foi calculado por interpolação linear, resultando em $\alpha = 41,1^\circ$ e nos valores da Tabela 13.

Tabela 13 – Coeficientes de força normal e de torção para *outdoor* em terreno plano de acordo com a NBR 6123:2023

α	C_n	e	e_h	C_T
90°	1,167	3,75 m	0	0,000
41,1°	1,778	2,917 m	0,833 m	0,198

O coeficiente de força para o vento incidindo à 90° obtido via simulação foi inferior ao valor fornecido pela NBR 6123, enquanto que os valores apresentados para o vento incidindo de forma oblíqua são maiores. É notável também que a NBR 6123 apresenta poucos dados para placas, sendo necessário realizar interpolação para maioria das proporções. No entanto, é importante destacar a geometria peculiar do painel investigado, apresentando uma caixa fechada com uma espessura considerável, o que difere do caso apresentado em norma para um painel com espessura desprezível. A excentricidade vertical da força normal à placa é dada na Figura 51 e a média nos últimos 10 segundos de simulação na Tabela 14.

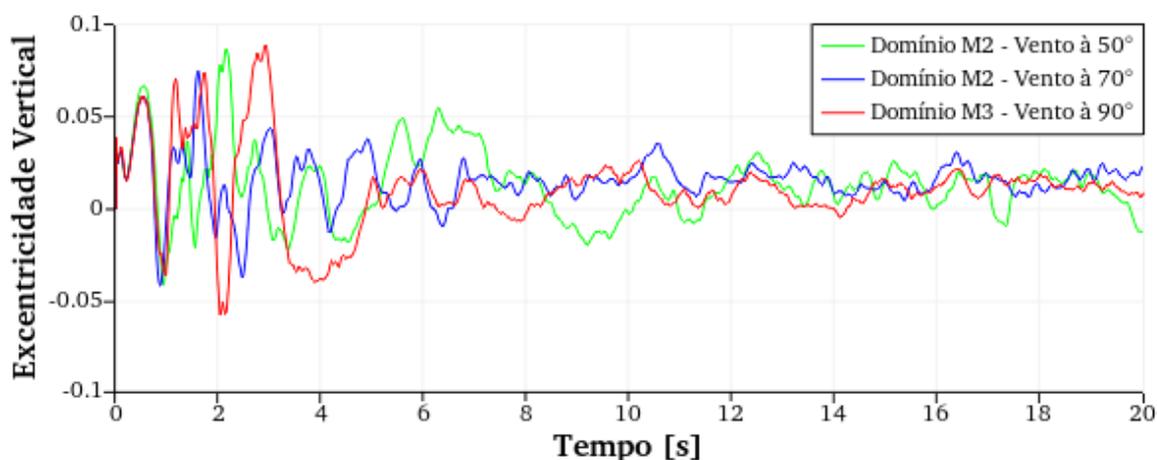


Figura 51 – Excentricidade vertical da força normal à placa da simulação de *outdoor* em terreno plano

Tabela 14 – Excentricidade vertical média da força normal à placa da simulação de *outdoor* em terreno plano

Ângulo do Vento	Domínio	Excentricidade Vertical Média
90°	M1	0,012 m
	M2	0,020 m
	M3	0,010 m
70°	M1	0,016 m
	M2	0,016 m
50°	M1	0,015 m
	M2	0,011 m

Como é possível observar, os valores de excentricidade vertical foram baixos e não contribuem significativamente para o momento de tombamento total da estrutura.

Quanto ao coeficiente de força tangencial, há uma alteração no coeficiente conforme altera-se o ângulo de incidência do vento, o que é esperado. Conforme dados da Tabela 15, o coeficiente tangencial médio chegou a até 14,83% do coeficiente de força normal no domínio M1 e 12,09% no domínio M2, ambos para um ângulo de incidência do vento de 50°.

Tabela 15 – Coeficiente de força tangencial da simulação de *outdoor* em terreno plano

Ângulo do Vento	Domínio	C_t Mínimo	C_t Médio	C_t Máximo	C_t/C_n Médio
90°	1	-0,003	0,001	0,006	0,09%
	2	-0,010	0,003	0,023	0,27%
	3	-0,015	-0,005	0,006	0,37%
70°	1	-0,003	0,004	0,013	0,36%
	2	0,009	0,035	0,059	2,92%
50°	1	-0,151	-0,140	-0,129	14,83%
	2	-0,143	-0,126	-0,107	12,09%

Quanto à força vertical no *outdoor*, os valores obtidos flutuaram em torno de zero e se mantiveram abaixo de 43N em módulo, levando a um coeficiente de sustentação de no máximo 0,038 em módulo, sendo considerado desprezível.

O coeficiente de arrasto da coluna é apresentado na Figura 52. Há um aumento no valor do arrasto à medida que a malha se torna mais refinada. O valor do coeficiente tende a apresentar

flutuações características do desprendimento alternado de vórtices, que se espera que ocorra em escoamento sobre cilindro.

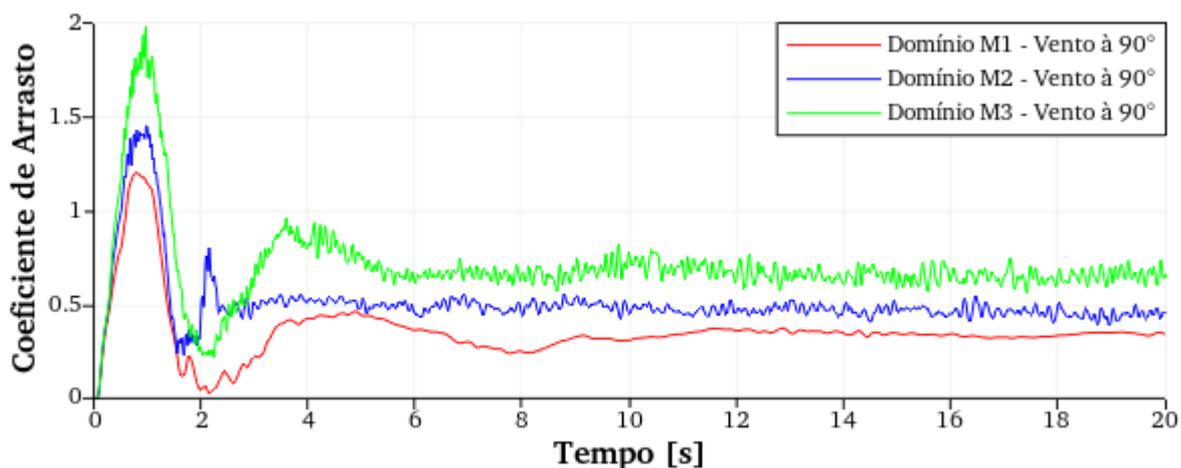


Figura 52 – Coeficiente de arrasto da coluna da simulação de *outdoor* em terreno plano. Os valores médios e extremos do coeficiente de arrasto na coluna para todas as condições estudadas são apresentados na Tabela 16. Foram considerados somente os registros de arrasto nos últimos 10 segundos de simulação.

Tabela 16 – Coeficiente de arrasto na coluna da simulação de *outdoor* em terreno plano

Ângulo do Vento	Domínio	C_a Mínimo	C_a Médio	C_a Máximo
90°	M1	0,309	0,343	0,372
	M2	0,388	0,464	0,548
	M3	0,562	0,662	0,786
70°	M1	0,286	0,326	0,366
	M2	0,426	0,526	0,652
50°	M1	0,412	0,478	0,574
	M2	0,487	0,634	0,787

De acordo com a NBR 6123 (ABNT, 2023), em recorte apresentado anteriormente na Tabela 2, para escoamento sobre cilindro liso, com $Re \leq 350.000$, com relação $h/l_1 = 13,7$ e extremidade superior livre, obtém-se um coeficiente de arrasto de 0,937, superior aos coeficientes obtidos nas simulações. Foi analisada a distribuição média das pressões na superfície da coluna. Na Figura 53 é apresentada a distribuição da força resultante na coluna ao longo da altura com base no campo médio de pressões.

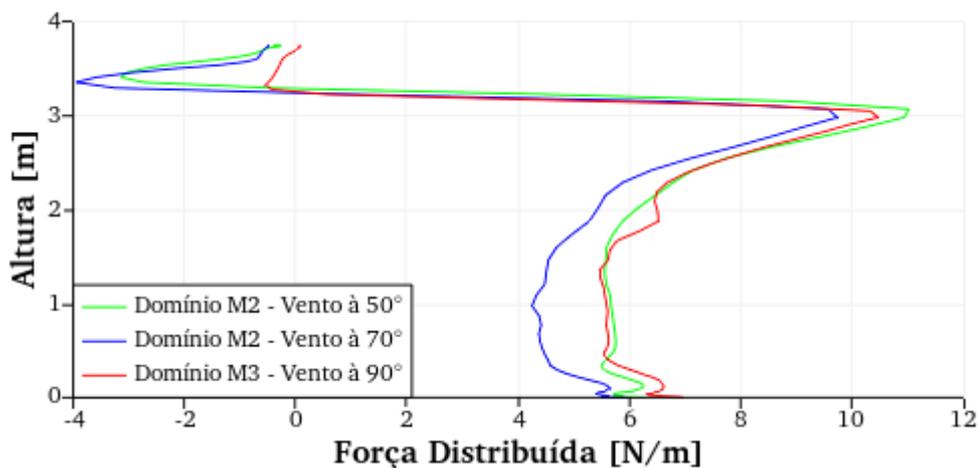


Figura 53 – Força resultante média distribuída ao longo da altura da coluna na simulação de *outdoor* em terreno plano

Há um aumento drástico da força de arrasto a cerca de 3 m de altura, seguido de uma súbita queda na força para regiões mais elevadas, a qual muda rapidamente para valores negativos. Na Figura 54 foram plotadas as distribuições de coeficiente de pressão médio em torno da coluna em diferentes alturas, utilizando a pressão dinâmica q_c para cálculo do coeficiente.

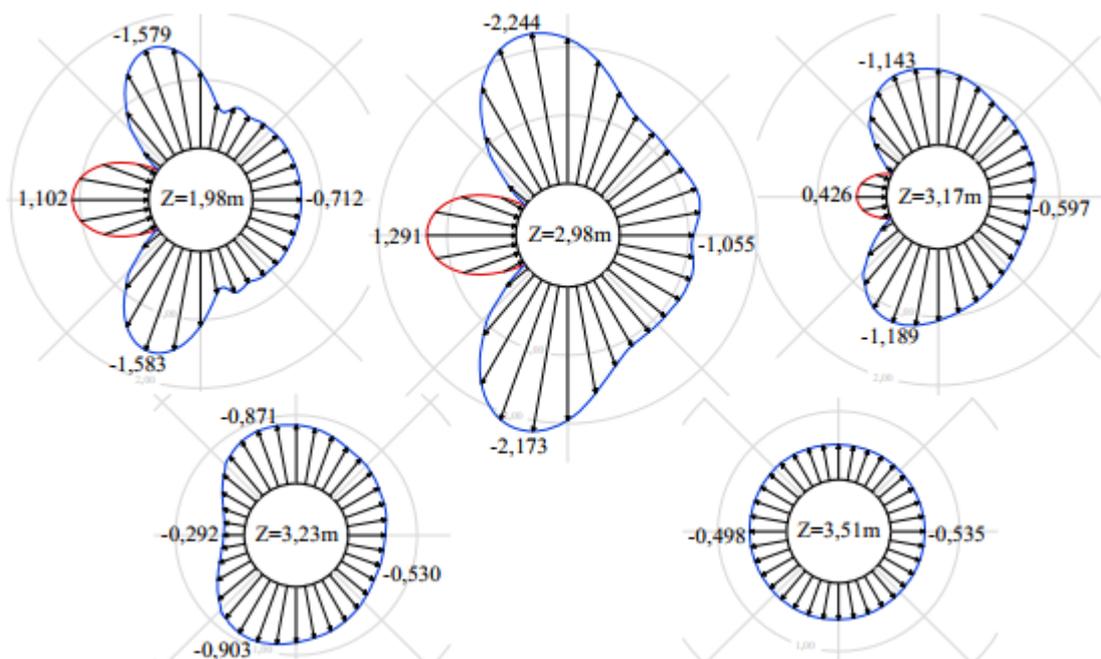


Figura 54 – Diagramas de coeficiente de pressão médio, para diferentes alturas, na coluna da simulação de *outdoor* em terreno plano

A distribuição de pressões em torno da coluna é aproximadamente simétrica, sendo que a assimetria observada pode ser explicada pelo fato do escoamento ser variável no tempo.

Conforme se realiza a média dos valores em um período de tempo maior a distribuição de pressões tende à simetria. Em alturas mais baixas a distribuição de pressões segue uma forma tipicamente encontrada na literatura para cilindros, como apresentado na Figura 55.

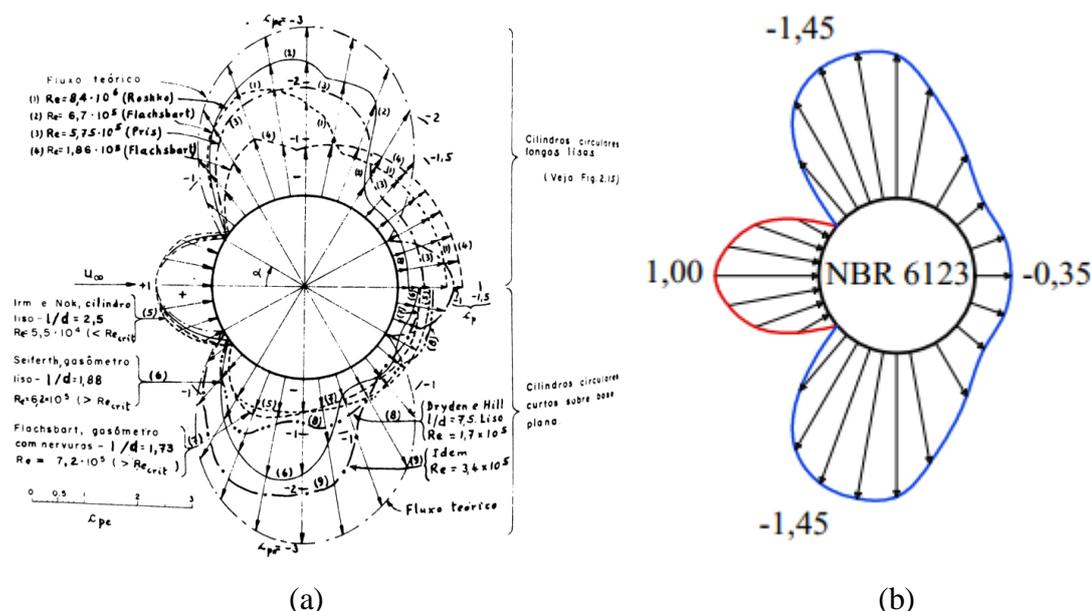


Figura 55 – Diagrama de pressões em um cilindro (a) por Blessmann (2011) e (b) adaptado da Tabela 13 da NBR 6123 (ABNT, 2023) para cilindro de superfície lisa

A pressão aumenta de magnitude próximo de 3 metros de altura, atingindo valores superiores aos previstos pela NBR 6123, e em seguida diminui novamente. Neste processo, a zona de sobrepressão da coluna diminui, até que a partir de aproximadamente 3,20 metros de altura a coluna é envolta inteiramente em pressões negativas que rapidamente se aproximam de uma distribuição aproximadamente uniforme de sucções.

Atribui-se essa mudança nos campos de pressão à separação do escoamento na borda inferior da placa, a qual gera uma zona de sucção que engloba a parte superior da coluna e que predomina em relação ao escoamento externo. Esse fenômeno pode ser melhor observado nas análises do campo de pressões, mostrado mais adiante na Figura 57. Acredita-se também que esse fenômeno explique em grande parte a diferença entre o coeficiente de arrasto obtido via simulação e o coeficiente obtido via procedimento normativo.

Cabe destacar que a força total na coluna obtida na simulação chegou a no máximo 26,64 N, representando no máximo 1,83% da força total no *outdoor*. Isso se deve ao fato de que a área frontal da coluna é apenas 3,52% da área frontal total do *outdoor*. Dessa forma, pode-se

afirmar que a força do vento na coluna representa uma porcentagem pequena dos esforços totais na estrutura para a configuração adotada neste trabalho.

A Figura 56 mostra os coeficientes de pressão nas placas dos *outdoors* simulados pelo domínio M3 para 90° e pelo domínio M2 para os demais ângulos de incidência do vento, considerando os campos médios de pressão.

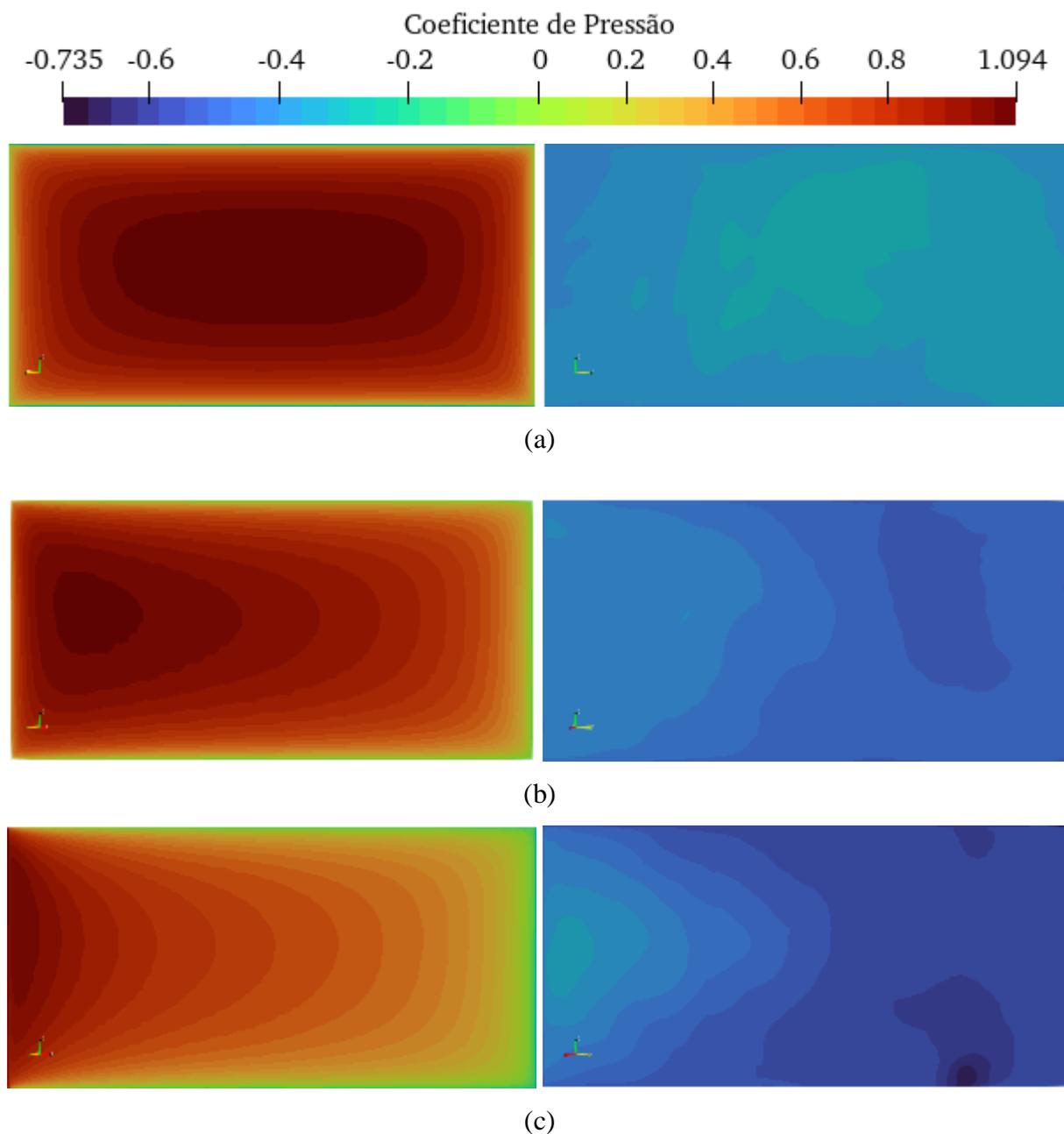


Figura 56 – Coeficientes de pressão na face a barlavento (esquerda) e a sotavento (direita) da placa da simulação de *outdoor* em terreno plano com vento a (a) 90° , (b) 70° e (c) 50°

Com a diminuição no ângulo de ataque do vento a distribuição de pressões se concentra em uma extremidade da placa, o que explica o aumento no coeficiente de torção. A face a sotavento apresenta linhas isobáricas menos uniformes, enquanto a face a barlavento apresenta formatos mais bem definidos. Isso ocorre porque a sotavento da placa há mais turbulência devido à separação do escoamento e à geração de vórtices, levando a maiores flutuações no campo de pressão. Na Figura 57 são apresentados cortes horizontais (em $z = 5,625$ m) e verticais (passando no centroide do *outdoor*, $y = 0,0$) do campo de pressões instantâneas ao redor do *outdoor* para a simulação com o domínio M3 para 90° e com o domínio M2 para os demais ângulos de incidência do vento.

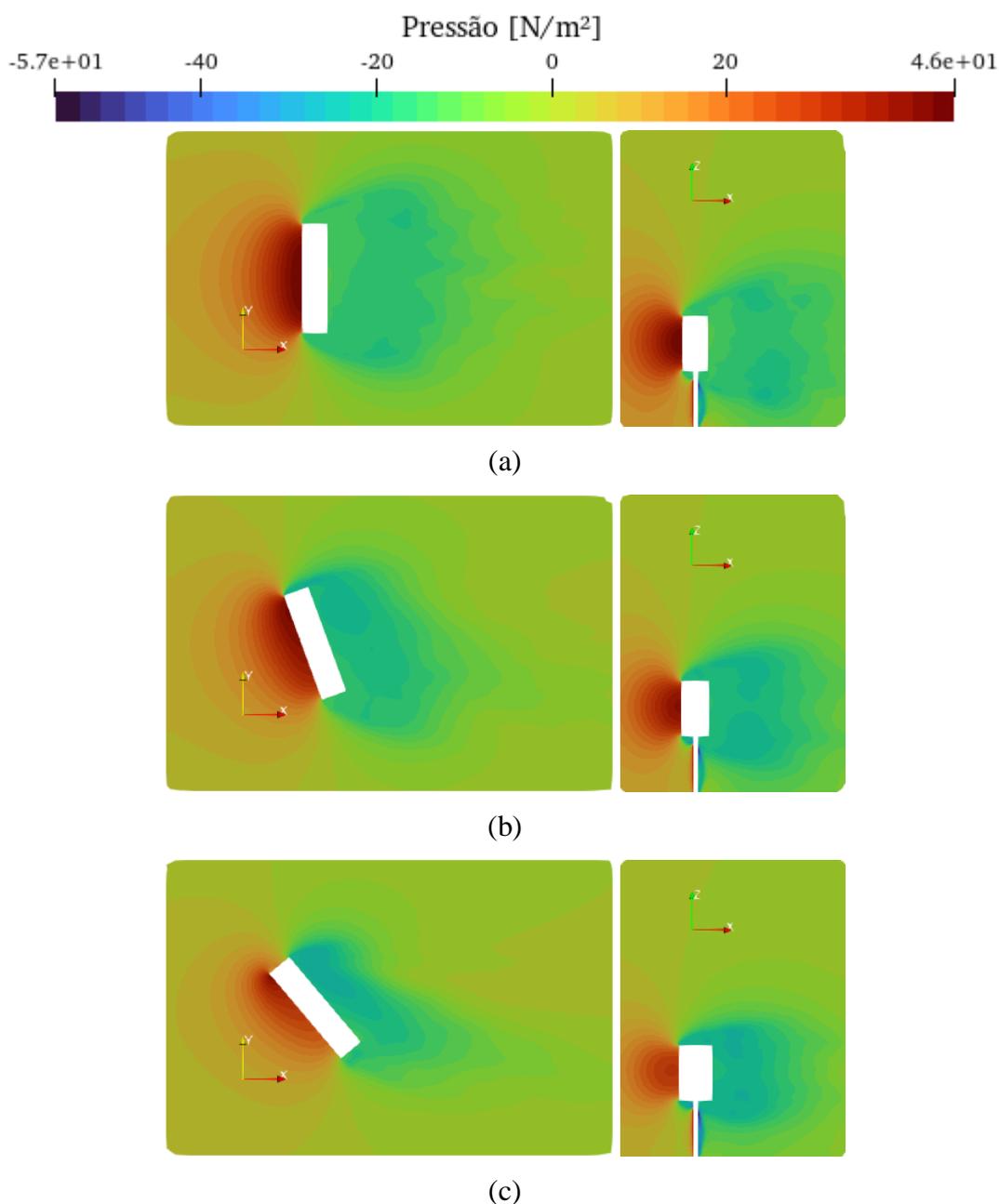


Figura 57 – Corte horizontal em $z = 5,625$ m (à esquerda) e vertical no centroide do *outdoor* (à direita) do campo de pressões médias da simulação de *outdoor* em terreno plano com o *outdoor* a (a) 90° , (b) 70° e (c) 50°

Na Figura 58 são apresentadas linhas de corrente ao redor do *outdoor* para o ângulo de incidência de 90° . As linhas, que estão coloridas de acordo com a magnitude da velocidade, mostram como o escoamento se dá ao redor do *outdoor*, bem como na zona de turbulência gerada a sotavento do mesmo.

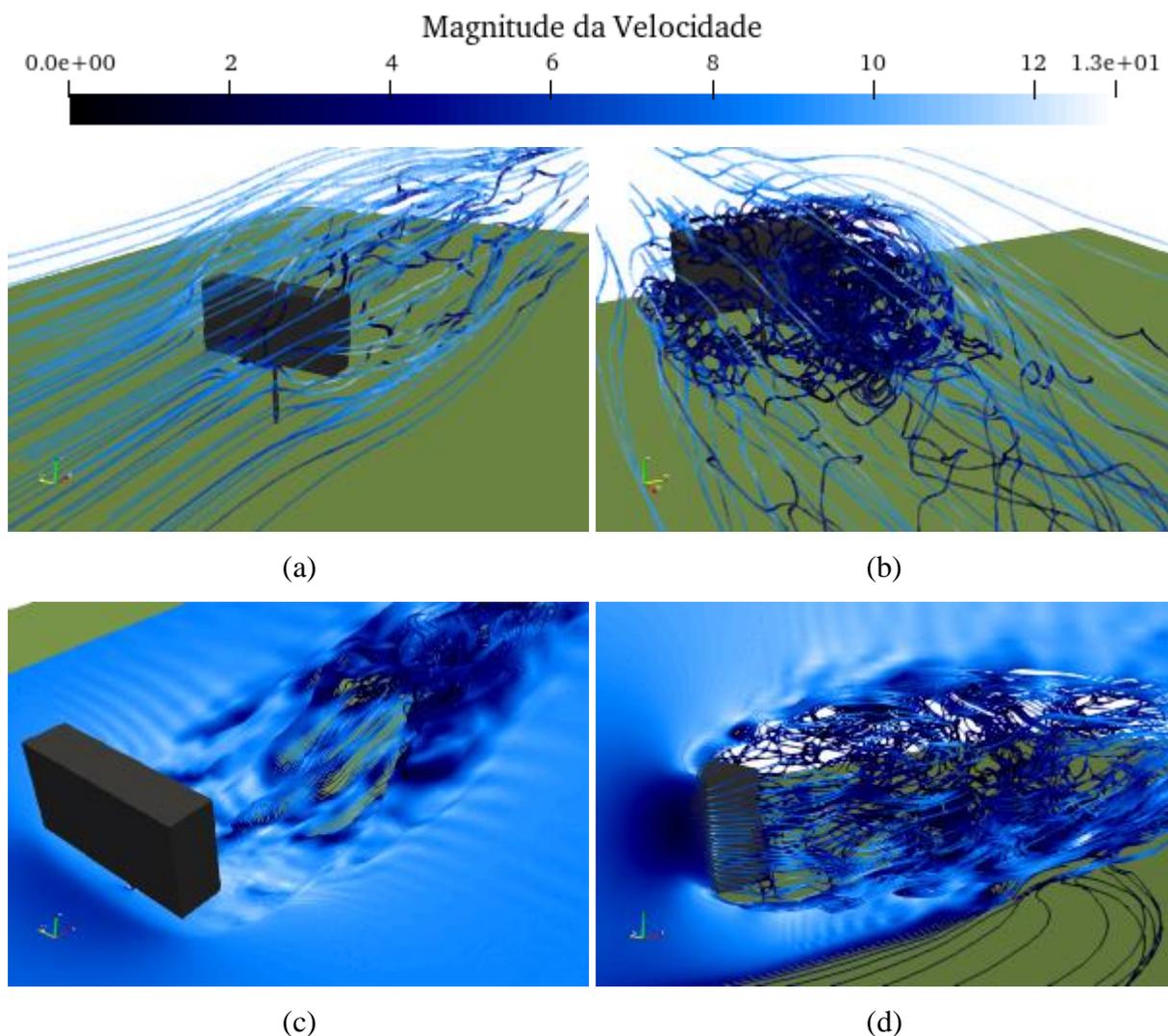


Figura 58 – Linhas de corrente instantâneas ao redor do *outdoor* da simulação de *outdoor* em terreno plano geradas a partir de (a) uma nuvem de pontos em frente ao *outdoor*, (b) uma nuvem de pontos em volta do *outdoor*, (c) uma linha horizontal em $x = -7,5$ m e $z = 4,0$ m e (d) uma linha vertical em $x = -7,5$ m e $y = -1,0$ m

6.3.2 Escoamento Incidente Turbulento

Utilizando os domínios M1 e M2 apresentados no início da Seção 6.3 e considerando apenas a incidência do vento a 90° , foram realizadas simulações adicionais com a inclusão do algoritmo CDRFG para gerar turbulência no escoamento incidente. Foi incluída na condição de contorno de entrada uma velocidade $u'(y, z, t)$ calculada utilizando o método CDRFG, resultando na seguinte condição de entrada:

$$u(y, z, t) = u_{av}(z) + u'(y, z, t) \quad (6.25)$$

onde u_{av} é dado pela Equação 6.15. Ao utilizar o domínio M2 os campos iniciais de velocidade e pressão utilizados foram os campos obtidos ao final das simulações da Seção 6.3.1. Isso reduz o efeito transiente observado no período inicial das simulações anteriores, o que possibilita a determinação dos efeitos aerodinâmicos desejados com menor tempo de simulação e, conseqüentemente, menor custo computacional. Para o domínio M1, as simulações foram feitas a partir de campos iniciais zerados, assim como na seção anterior. Os demais parâmetros da simulação e propriedades do escoamento foram mantidos iguais às simulações da Seção 6.3.1.

Smith, Zuo e Mehta (2014) forneceram medidas da intensidade longitudinal e transversal do vento ($I_u = 0,18$ e $I_v = 0,171$ para $z = 7,5m$), que serão usados como parâmetros para o algoritmo de geração de turbulência. Os demais parâmetros são tomados de Aboshosha *et al.* (2015) ou adaptados para melhor adequação ao problema. Desta forma, os valores utilizados para geração da turbulência são dados pela Tabela 17.

Tabela 17 - Valores de entrada para a turbulência na simulação de *outdoor* em terreno plano

Dado	Direção		
	x	y	z
Δt_{turb}	0,005 s		
f_{min}	1 Hz		
f_{max}	100 Hz		
Δf	1 Hz		
M	100		
N	50		
$u(z_{ref})$	8,9 m/s		
α	0,132		
I_{refj}	Variável		
d_j	0,1914	0,1228	0,0048
z_{ref}	7,5 m		
L_{refj}	7,5 m	2,024 m	0,81 m
ε_j	0,473	0,881	1,539
z_{refL}	7,5 m		
C	10	10	10
D	7,5 m		

Inicialmente foram feitas duas simulações, uma com o domínio M1 e outra com o domínio M2, utilizando os valores médios de intensidade fornecidos por Smith, Zuo e Mehta (2014). A partir destas simulações aplicou-se um procedimento de calibração da intensidade similar ao descrito na Seção 6.2.3. A metodologia original proposta por Chen *et al.* (2022) recomenda a realização de simulações em domínios sem obstáculos para realizar o ajuste da intensidade, porém para reduzir o custo computacional optou-se por realizar a medição da intensidade em um ponto mais afastado no domínio com a presença do *outdoor*.

Foi calculada a intensidade da turbulência a partir do registro do histórico de velocidade em um ponto R acima do centroide do *outdoor* a 15 metros de altura, conforme a Figura 59, o qual deve apresentar os parâmetros da Tabela 18.

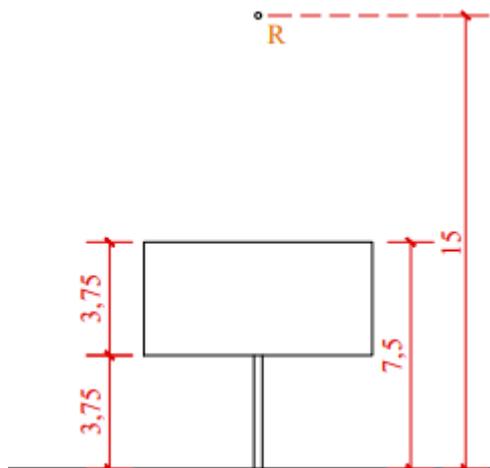


Figura 59 – Localização do ponto R para medição dos parâmetros estatísticos da simulação de *outdoor* em terreno plano com turbulência na entrada

Tabela 18 – Parâmetros estatístico no ponto de registro R das simulações de *outdoor* em terreno plano com turbulência na entrada

u_{av}	9,753 m/s
I_u	0,1576
I_v	0,157
I_w	0,1515

Com base na diferença entre a intensidade medida e a intensidade esperada para o ponto R, se realizou o ajuste da intensidade de referência I_{ref_j} para novas simulações. Esse procedimento

se repetiu múltiplas vezes, aproximando-se do valor desejado a cada simulação, obtendo-se finalmente os valores da Tabela 19.

Tabela 19 – Valores de intensidade da turbulência no ponto R para as simulações de *outdoor* em terreno plano com turbulência na entrada

Domínio	Simulação	I_{ref_u}	I_{ref_v}	I_{ref_w}
M1	1	0,18	0,171	0,152
	2	0,416	0,364	0,304
	3	0,68	1,278	1,089
	4	0,872	1,393	1,153
M2	1	0,18	0,171	0,152
	2	0,6138	0,5848	0,5958
	3	0,7243	1,0234	0,9235

Os históricos de velocidades no ponto R são dados na Figura 60 para o domínio M1 e na Figura 61 para o domínio M2.

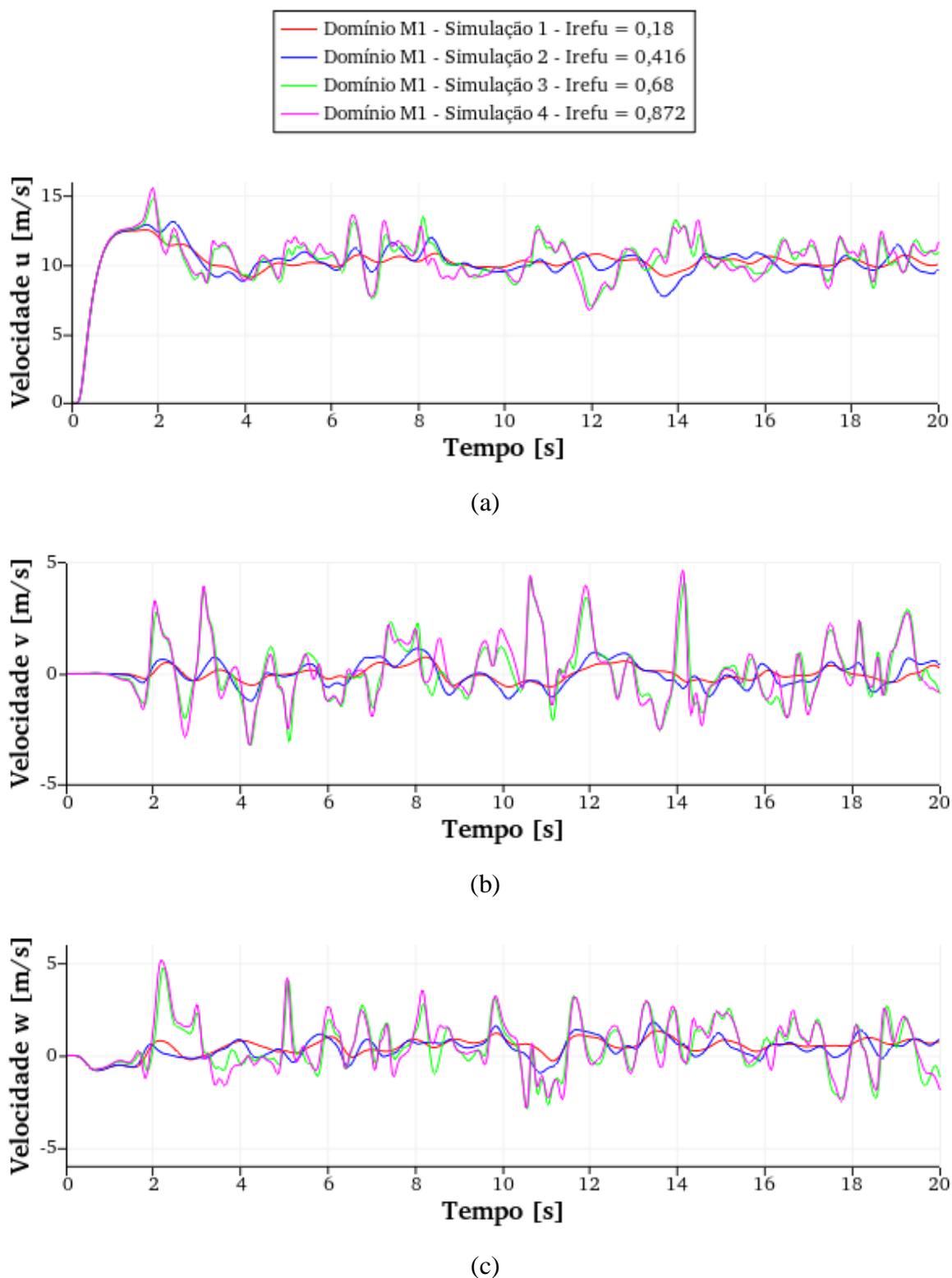


Figura 60 – Velocidades (a) u , (b) v e (c) w no ponto R nas simulações com o domínio M1 do *outdoor* em terreno plano com turbulência na entrada

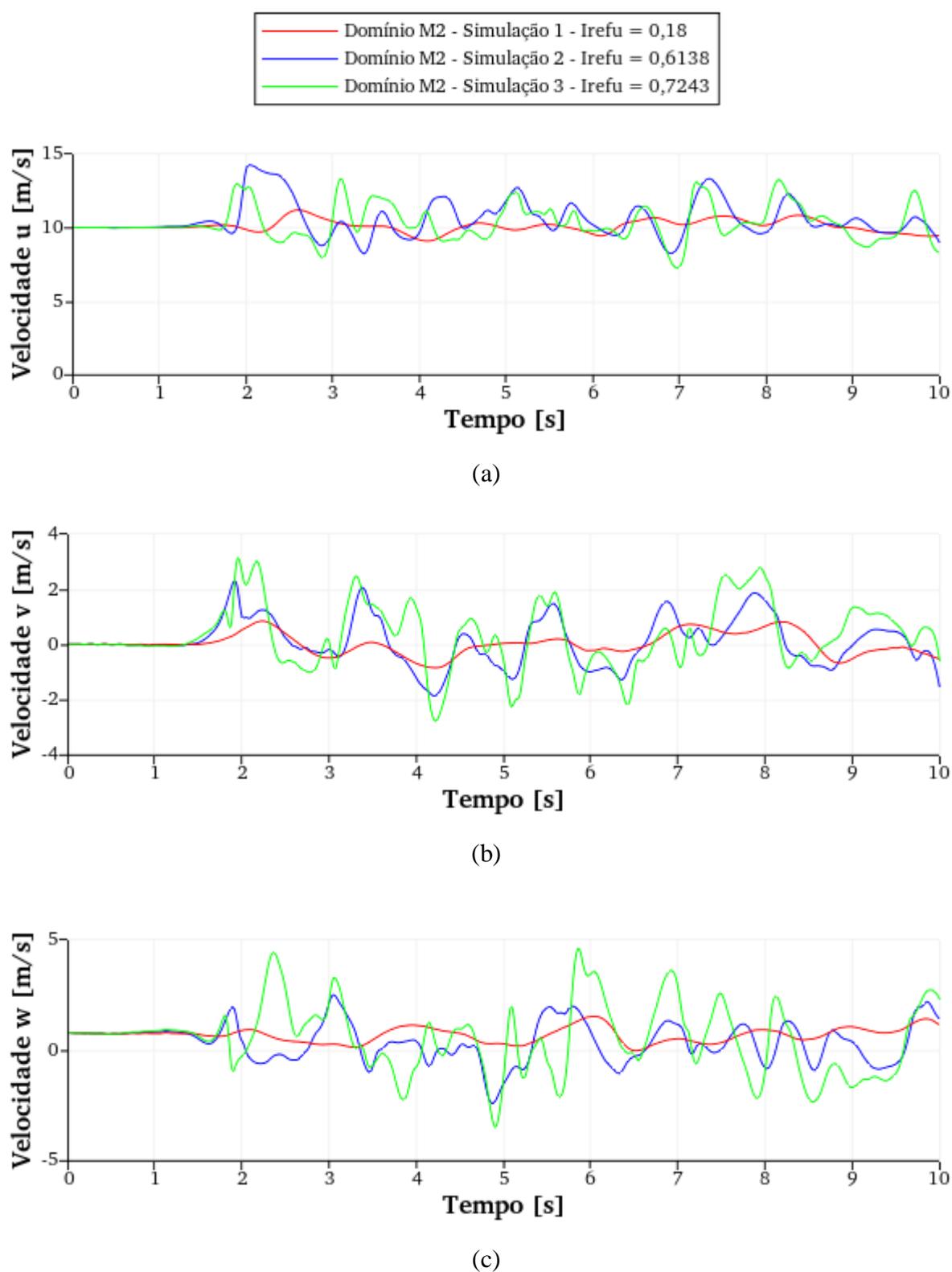


Figura 61 – Velocidades (a) u , (b) v e (c) w no ponto R nas simulações com o domínio M2 do *outdoor* em terreno plano com turbulência na entrada

Há um aumento nas flutuações à medida que a intensidade aumenta. A velocidade média e as intensidades da turbulência foram calculadas usando as equações 4.1 e 4.3. Os resultados são apresentados na Tabela 20. As intensidades são comparadas na Figura 62.

Tabela 20 – Velocidade média e intensidades da turbulência no ponto R nas simulações com *outdoor* em terreno plano com turbulência na entrada

Domínio	Simulação	u_{av} [m/s]	I_u	I_v	I_w
M1	1	10,178	0,0339	0,0303	0,0301
	2	9,980	0,0707	0,0556	0,0555
	3	10,378	0,1229	0,1441	0,1431
	4	10,411	0,1289	0,1510	0,1405
M2	1	10,109	0,0469	0,0446	0,0378
	2	10,677	0,1333	0,0899	0,0976
	3	10,348	0,1291	0,1266	0,1763
Alvo		9,753	0,1576	0,157	0,1515

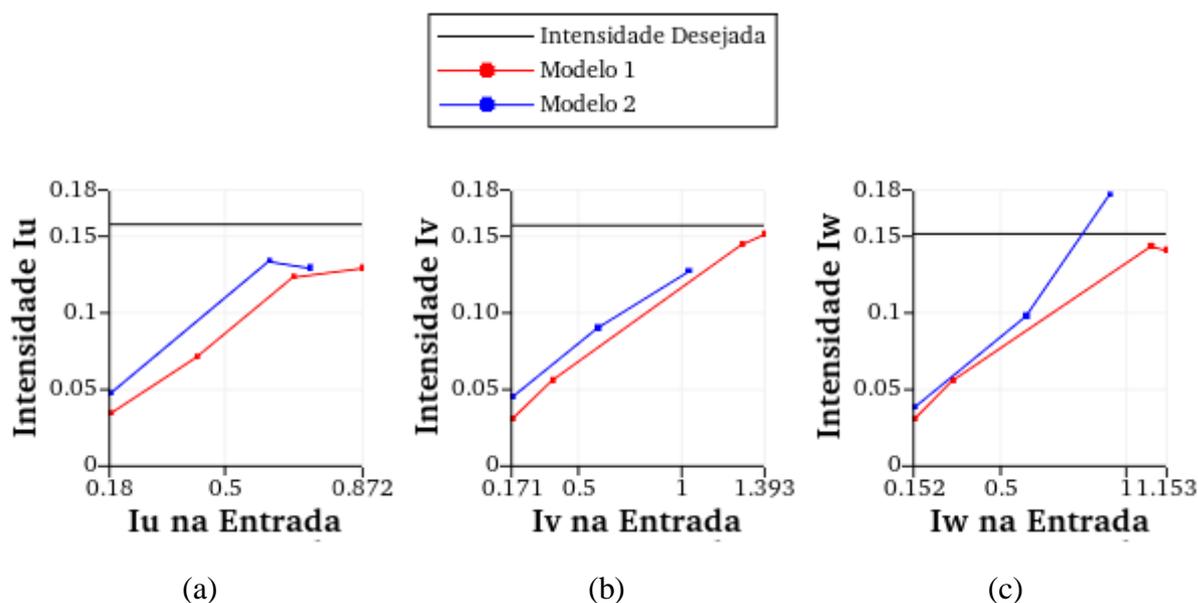


Figura 62 – Intensidades da turbulência (a) I_u , (b) I_v e (c) I_w no ponto R e alvo nas simulações do *outdoor* em terreno plano com turbulência na entrada

Nas simulações com o domínio M1 as intensidades I_v e I_w se aproximam bem da intensidade alvo conforme se aumenta a intensidade de entrada, porém a intensidade I_u estabiliza abaixo da intensidade alvo. Para o domínio M2, que é mais refinado, a intensidade I_u se aproxima mais rápido da intensidade alvo, porém também estabiliza abaixo do valor esperado. O espectro de potência das velocidades medidas é apresentado na Figura 63. Foi apresentado

somente a média móvel dos espectros para melhor visualização, conforme Equação 6.12, utilizando $j = 10$ para o domínio M1 e $j = 5$ para o domínio M2.

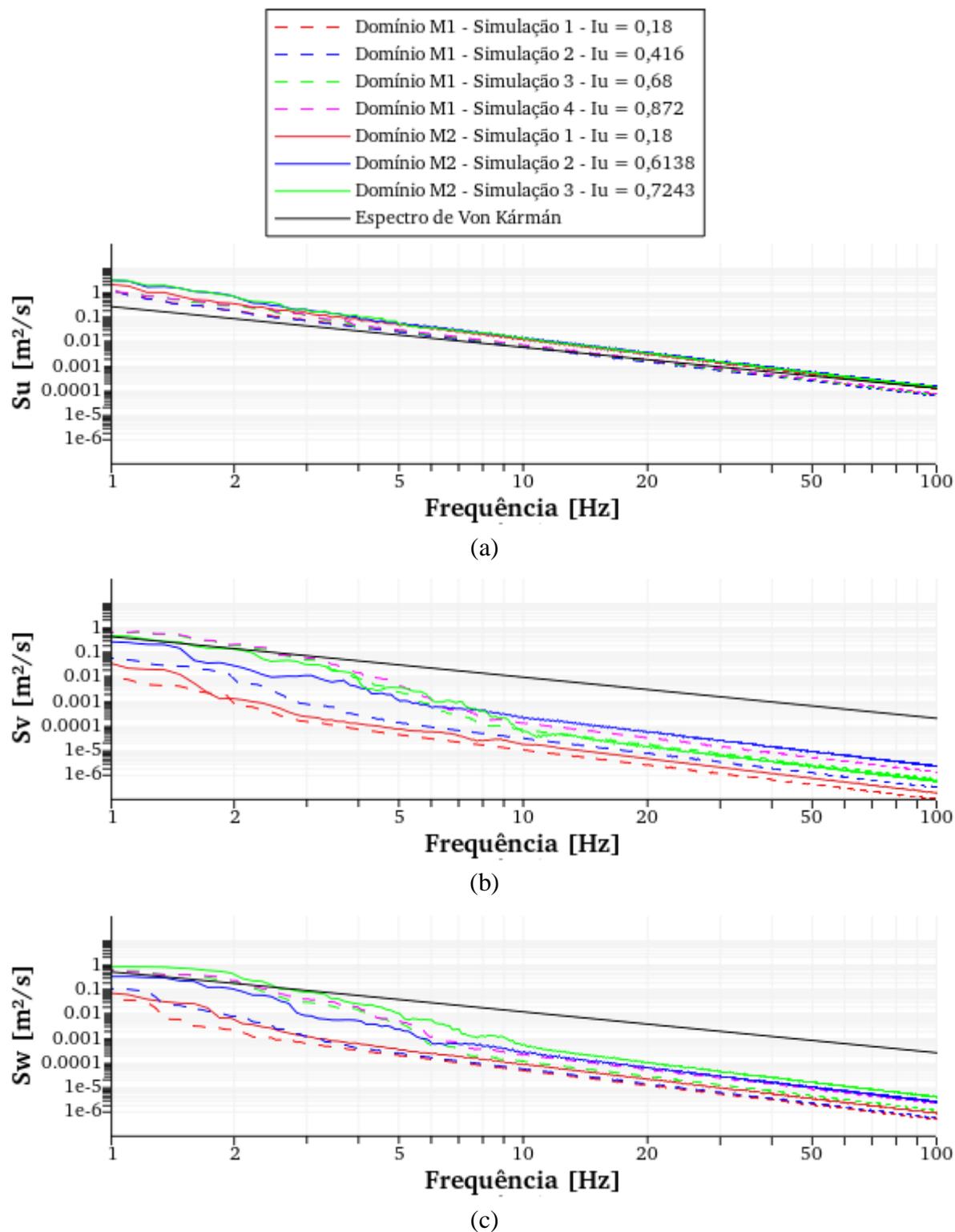


Figura 63 – Espectros de potência (a) S_u , (b) S_v e (c) S_w do no ponto R das simulações do *outdoor* em terreno plano com turbulência na entrada

Os espectros S_v e S_w se aproximaram melhor do espectro de von Kármán nas frequências mais baixas ao realizar a calibração da intensidade. Os coeficientes de força normal e de torção são dados pela Figura 64 para o domínio M1 e pela Figura 65 para o domínio M2. Parâmetros estatísticos dos coeficientes são dados na Tabela 21.

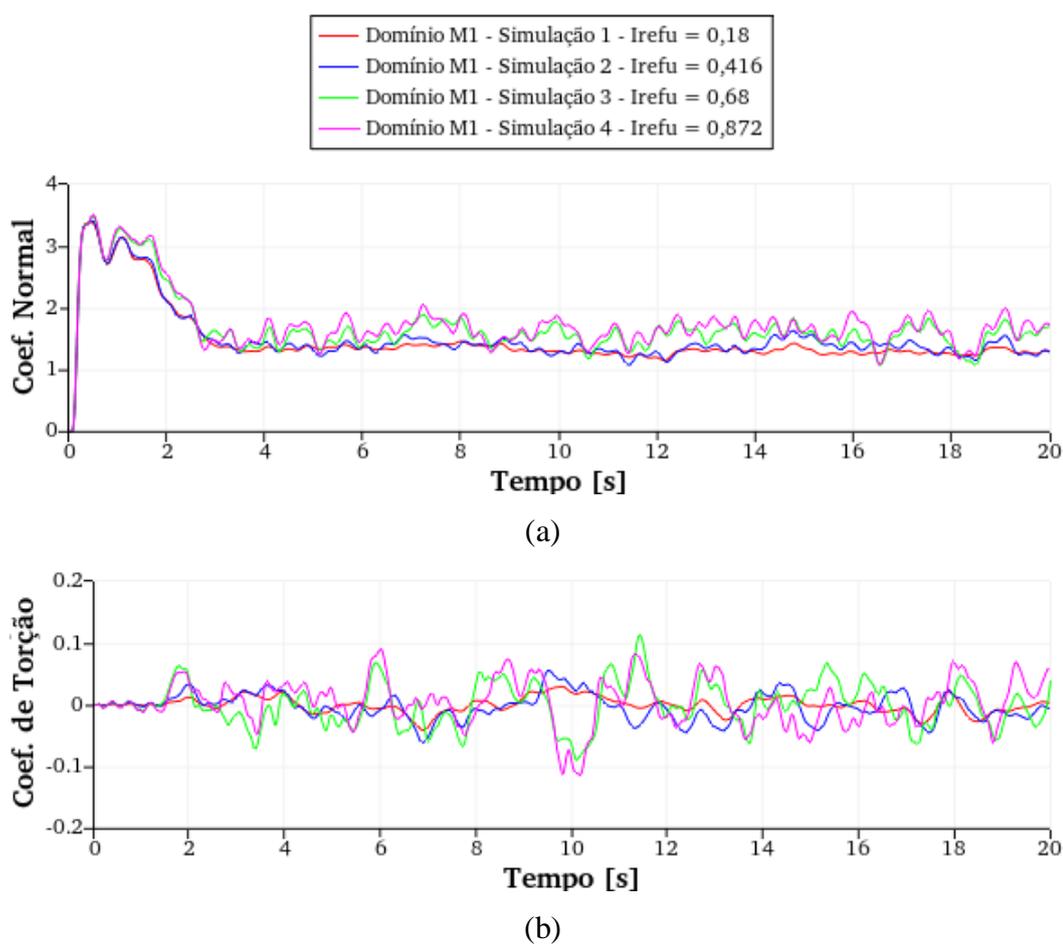
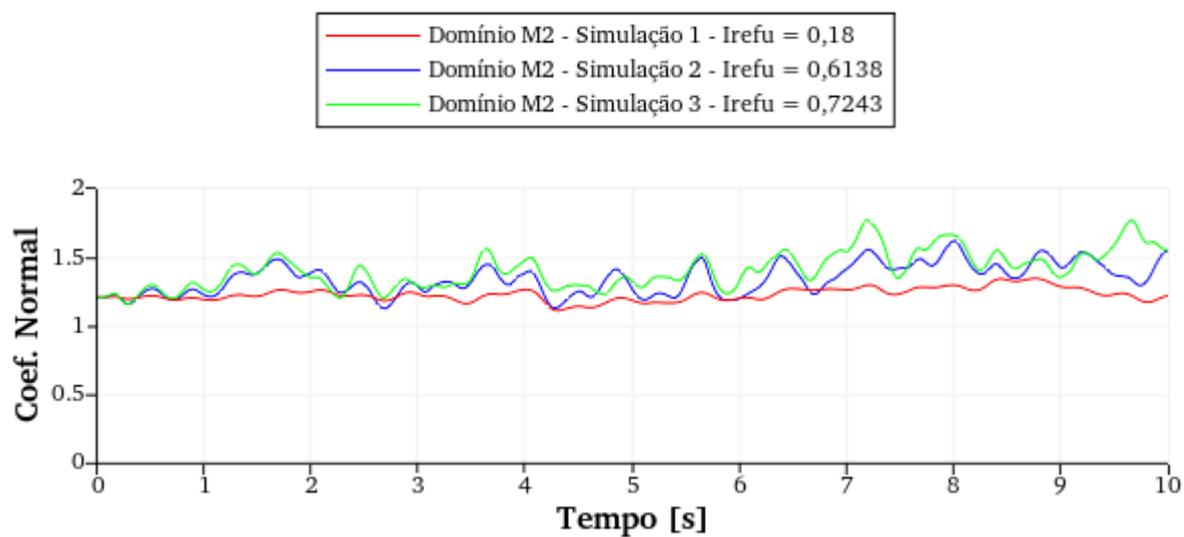
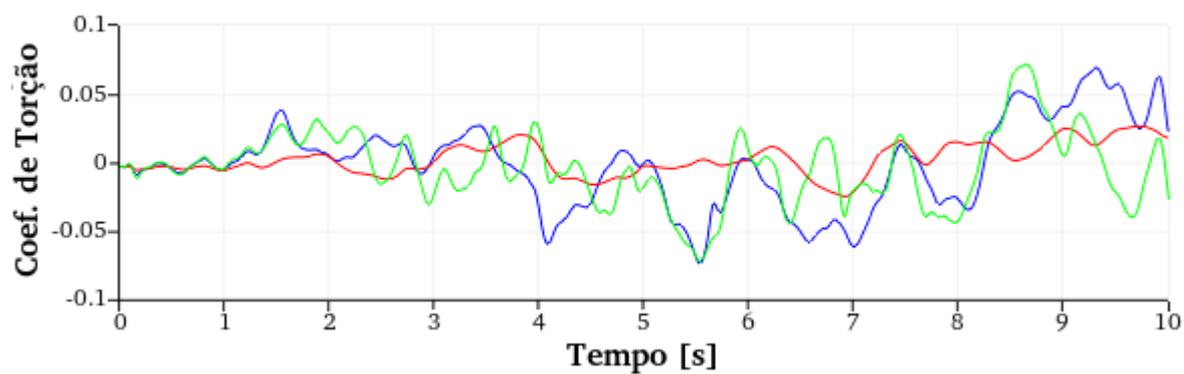


Figura 64 – Coeficientes de (a) força normal e (b) torção na placa do *outdoor* nas simulações com domínio M1 do *outdoor* em terreno plano com turbulência



(a)



(b)

Figura 65 – Coeficientes de (a) força normal e (b) torção na placa do *outdoor* nas simulações com domínio M2 do *outdoor* em terreno plano com turbulência

Tabela 21 – Parâmetros estatísticos dos coeficientes de força normal e de torção para simulação do *outdoor* em terreno plano com turbulência na entrada

Domínio	Simulação	C_f			C_T		
		Médio	Máximo	Desvio Padrão	Médio	Máximo Absoluto	Desvio Padrão
M1	1	1,284	1,428	0,046	-0,001	0,021	0,012
	2	1,348	1,627	0,107	-0,007	0,035	0,021
	3	1,538	1,830	0,164	0,004	0,112	0,037
	4	1,628	1,995	0,179	0,000	0,081	0,040
M2	1	1,230	1,344	0,051	0,003	0,026	0,012
	2	1,353	1,616	0,111	-0,003	0,069	0,034
	3	1,426	1,767	0,132	-0,006	0,071	0,027
Smith, Zuo e Mehta (2014)		1,240	-	0,400	0	-	0,042

Observa-se que há um aumento do desvio padrão dos coeficientes com o aumento da intensidade da turbulência, o que indica que as flutuações impostas no escoamento incidente estão afetando a força na estrutura. Isto é acompanhado de aumento no valor médio do coeficiente de força normal, ultrapassando os valores médios medidos em campo. O coeficiente de torção manteve-se com a média próxima de zero e chegou mais próximo ao valor de desvio padrão obtido por Smith, Zuo e Mehta (2014).

6.4 OUTDOOR NO TOPO DE TALUDE

Para a simulação de *outdoor* no topo de talude, adotou-se uma placa com 5,0 x 10,0 m com uma coluna de 5,0 m de altura e 0,5 m de diâmetro, e uma caixa com 1,0 m de espessura. Foi realizada uma simulação com um ângulo de ataque do vento de 90°. O talude apresenta 10,0 metros de altura e um ângulo de 45°. O *outdoor* está localizado 10,0 metros após a crista do talude. O domínio parametrizado utilizado na simulação é dado na Figura 66, onde foi adotado $W = 10,0$ m, $H = 10,0$ m, $T = 1,0$ m, $C = 5,0$ m e $D = 0,5$ m.

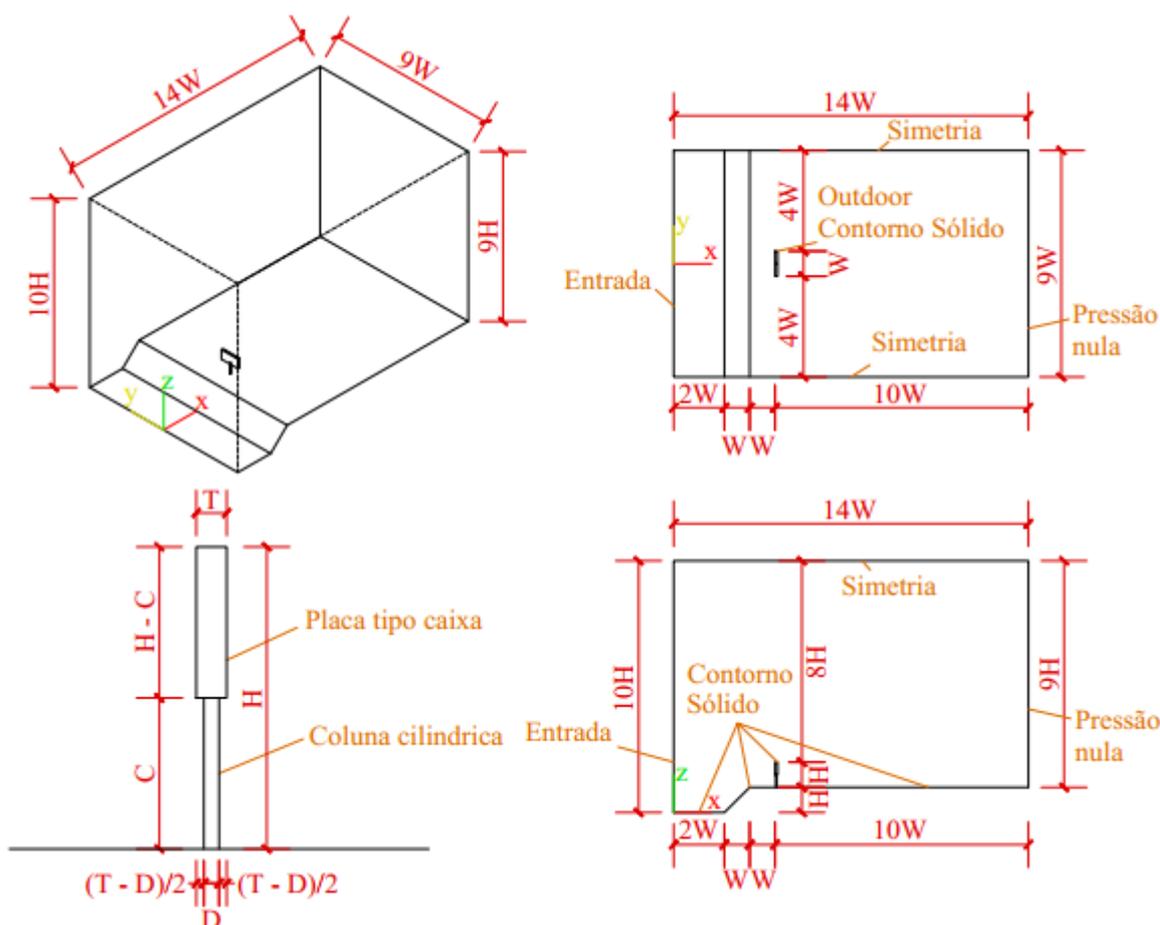


Figura 66 – Geometria e condições de contorno para simulação de *outdoor* no topo de talude

Na entrada do domínio é adotado um perfil de velocidade média em lei de potência, conforme a Equação 4.10, adotando $z_{ref} = H$, $u(z_{ref}) = 10,0$ m/s, $z_d = 0$ e expoente $p = 0,085$, obtendo-se a seguinte equação:

$$u = 10 \cdot \left(\frac{z}{H}\right)^{0,085} \quad (6.26)$$

O expoente p de 0,085 corresponde ao expoente fornecido pela NBR 6123 (ABNT, 2023) para um terreno de categoria II, referente a um terreno aberto com poucos obstáculos e uma estrutura de classe A, cuja maior dimensão não ultrapasse 20 metros. As demais componentes da velocidade na entrada são adotadas como nulas. Não foi aplicado o algoritmo CDRFG utilizado nas seções 6.2 e 6.3.2, sendo utilizado somente um perfil médio constante. Há também a presença de condições de simetria (velocidade normal ao plano igual a zero), não deslizamento (velocidade nula) e pressão nula, com as velocidades e pressões não especificadas permanecendo livres.

A malha de elementos finitos gerada apresenta maior refinamento no contorno do *outdoor* e próximo ao solo, onde o gradiente de velocidades é maior devido à condição de não deslizamento. Após testes iniciais foram encontradas situações de acúmulo de pressão próximo ao pé do talude. Devido a isso optou-se por utilizar elementos mais refinados no pé e na crista do talude.

Adotou-se uma viscosidade dinâmica de $0,005 \text{ Ns/m}^2$ e uma massa específica do ar de $1,00 \text{ kg/m}^3$, resultando em um número de Reynolds de 20.000 para a placa, conforme a equação a seguir:

$$Re = \frac{DV\rho}{\mu} = \frac{10,0 \cdot 10,0 \cdot 1,0}{0,005} = 20.000 \quad (6.27)$$

O passo de tempo da simulação foi escolhido de forma a satisfazer a condição de Courant dada pela Equação 5.30 para os menores elementos da malha e considerando $\alpha = 0,2$. O passo de tempo adotado foi de $2,5 \cdot 10^{-5} \text{ s}$. No total a malha apresenta 5.262.976 nós e 5.162.390 elementos hexaédricos, com o menor tamanho de elemento de aproximadamente 0,0157 metros. Foi estimado para a malha adotada um y^+ de 0,931 para a placa. A malha pode ser vista na Figura 67. A simulação adotou campos zerados de velocidade e pressão como condição inicial. Simularam-se 30 segundos de escoamento.

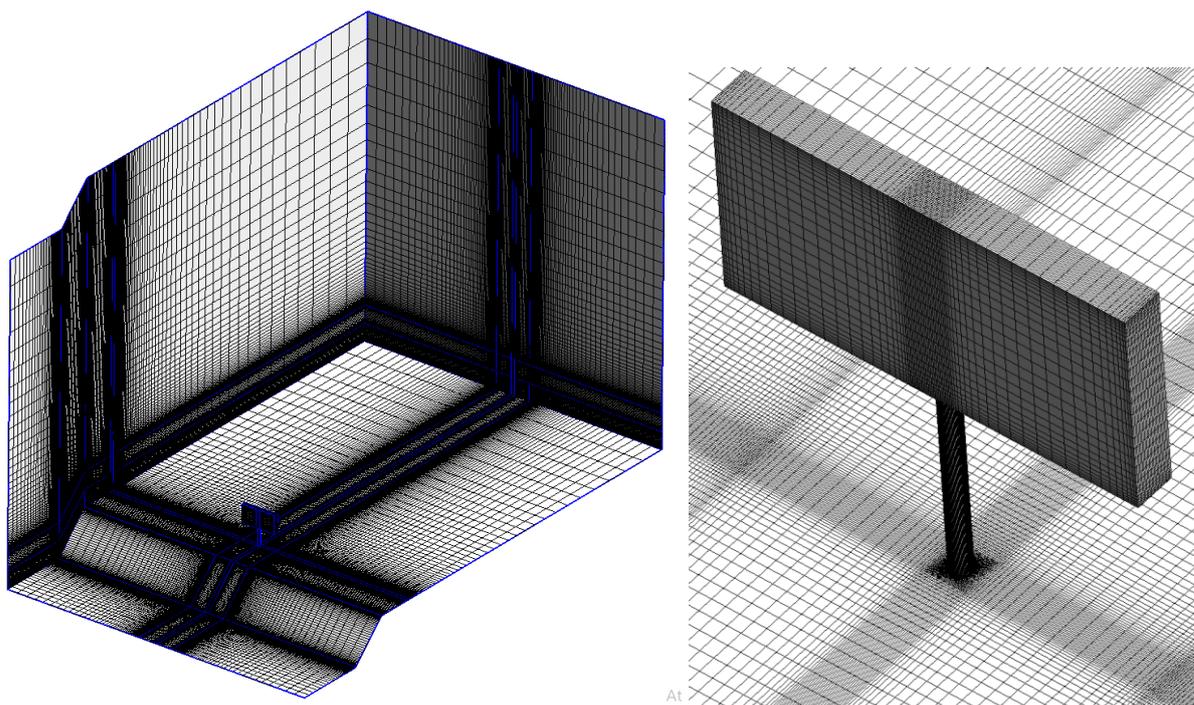


Figura 67 – Visualização da malha para simulação do *outdoor* no topo de talude

Foram registrados os valores de força e momento ao longo do tempo no *outdoor* durante a simulação. O cálculo do coeficiente de força normal foi feito de acordo com a Equação 6.19 e o do coeficiente de arrasto de acordo com a Equação 6.22. O coeficiente de pressão foi calculado de acordo com a Equação 6.23. A excentricidade vertical foi calculada de acordo com a Equação 6.25.

Para o cálculo da pressão dinâmica do vento são utilizadas duas abordagens. A primeira é calcular conforme a Equação 6.18, utilizando como referência a altura no topo do *outdoor* (20 metros), resultando em uma pressão dinâmica de 56,25 Pa. A vantagem desta abordagem é que pode ser utilizada para qualquer configuração topográfica e permite comparar diretamente diferentes configurações. A pressão dinâmica para cálculo dos coeficientes relacionados à coluna foi calculada usando como referência a altura no topo da coluna (15 m), resultando em uma pressão dinâmica de 53,57 Pa.

A segunda abordagem é utilizar a velocidade característica V_k calculada pela metodologia apresentada pela NBR 6123, conforme apresentada na Seção 4.2.1 (Equação 4.20). A vantagem desta abordagem é que o coeficiente resultante independe da topografia e permite comparar o coeficiente obtido diretamente com os resultados apresentados para *outdoor* em terreno plano. A desvantagem é que essa abordagem só pode ser utilizada para os casos de topografia previstos pela NBR 6123 e está limitado à precisão do procedimento de interpolação previsto pela norma.

Para um talude com inclinação de 45° , como o utilizado nesta simulação, a norma indica que o fator S_1 deve ser calculado pela equação a seguir e utilizando a Figura 68:

$$S_1(z) = 1,0 + \left(2,5 - \frac{z}{d_t}\right) 0,31 \geq 1 \quad (6.28)$$

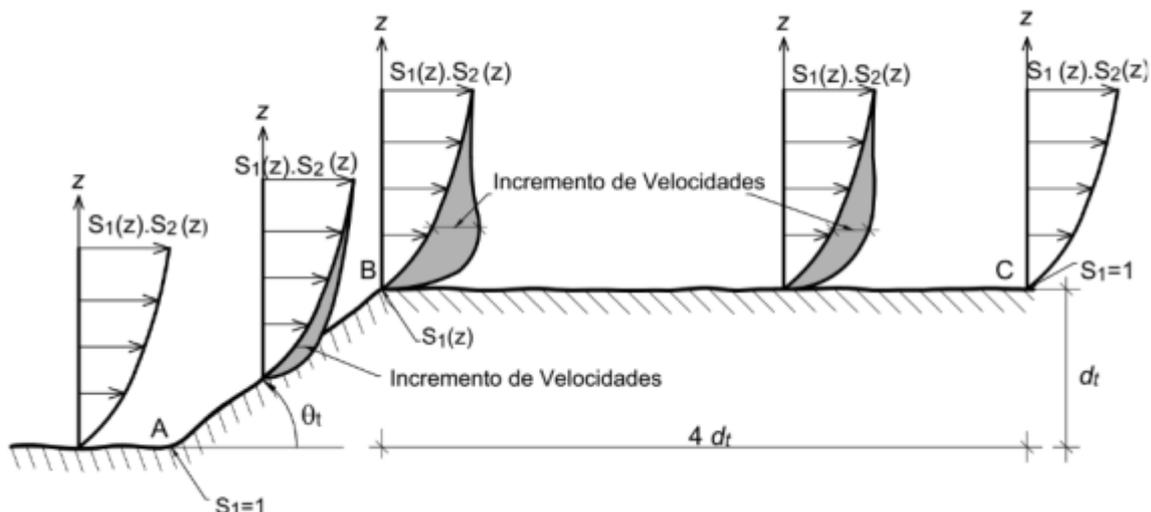


Figura 68 – Diagrama do acréscimo da velocidade do vento em taludes (ABNT, 2023)

A Equação 6.29 é válida para a crista do talude (ponto B da Figura 68). A partir de uma distância $4d_t$ da crista (ponto C da Figura 68) a velocidade do vento não é mais influenciada pelo talude, adotando-se $S_1 = 1$. Para um ponto intermediário (localizado entre os pontos B e C) o valor de S_1 deve ser obtido por interpolação linear.

Desta forma, para $z = 10$ m e $d_t = 10$ m, obtém-se para a crista do talude $S_1 = 1,465$. Como o *outdoor* está localizado 10 m após a crista, é realizada interpolação linear entre os pontos B e C, obtendo-se $S_1 = 1,349$. Considerando $S_2 = 1$, $S_3 = 1$ e $V_0 = 10,0$ m/s (velocidade em $z = 10,0$ m), se pode calcular a velocidade característica do vento pela Equação 4.20, obtendo-se $V_k = 13,49$ m/s. Calculando a pressão dinâmica usando a velocidade característica obtém-se $q = 90,99$ Pa. Ambos os valores de pressão dinâmica serão utilizados neste trabalho. A evolução dos coeficientes de força normal do painel é apresentada na Figura 69.

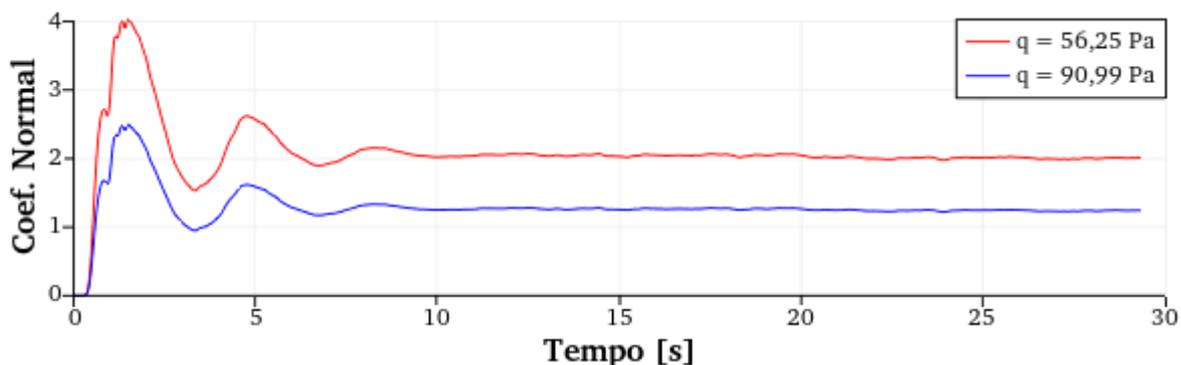


Figura 69 – Coeficiente de força normal da simulação de *outdoor* no topo de talude

Há um período inicial de desenvolvimento do escoamento onde há grandes oscilações e os resultados não são significantes. Foi feita uma média dos valores de coeficiente a partir de 20 segundos de simulação, ponto a partir do qual entende-se que o escoamento está bem desenvolvido. Desta forma, obtiveram-se os valores da Tabela 22.

Tabela 22 – Coeficiente de força normal (C_n) da placa da simulação de *outdoor* no topo de talude

Pressão Dinâmica	C_n Médio
56,25 Pa	1,999
90,99 Pa	1,236

O valor do coeficiente quando se utiliza a pressão dinâmica calculada pela metodologia da NBR 6123 é próximo do valor médio obtido nas simulações de *outdoor* em terreno plano da Seção 6.3.1 para uma incidência do vento de 90° (1,237), o que é o resultado esperado e aponta para a validade das simulações. A razão entre os coeficientes também indica que na condição topográfica estudada um *outdoor* é submetido a forças 1,62 vezes maiores, em média, que quando submetido ao mesmo vento em um terreno plano. A excentricidade vertical da força normal à placa é apresentada na Figura 70.

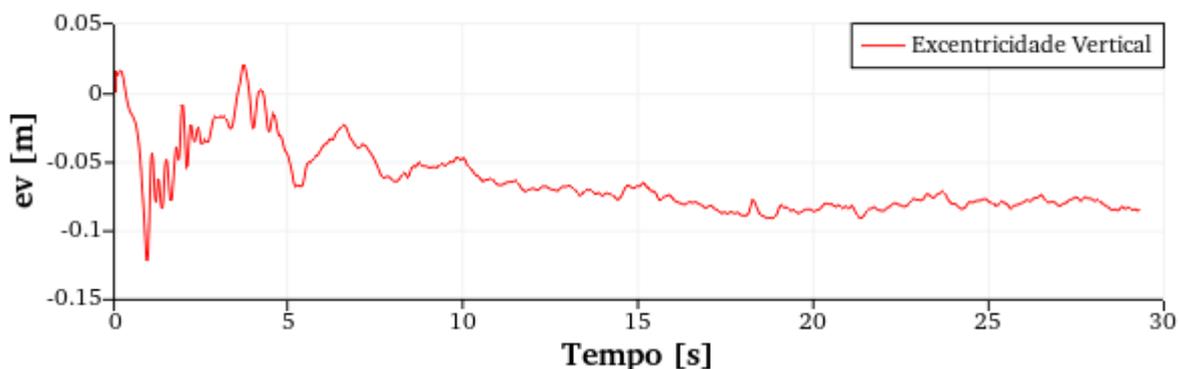


Figura 70 – Excentricidade vertical da força normal à placa da simulação de *outdoor* no topo de talude

Diferente do observado na Seção 6.3.1, a força normal à placa apresenta uma excentricidade negativa, causada pela mudança do perfil de velocidade do vento ao passar pelo talude, conforme ilustrado na Figura 68. A excentricidade vertical média foi de -0,081 metros. O coeficiente de sustentação da placa é dado por:

$$C_L = \frac{F_z}{Aq} \quad (6.29)$$

onde F_z é a força vertical na placa e A é a área frontal da placa. O histórico de coeficiente de sustentação para $q = 90,99 \text{ Pa}$ é dado na Figura 71.

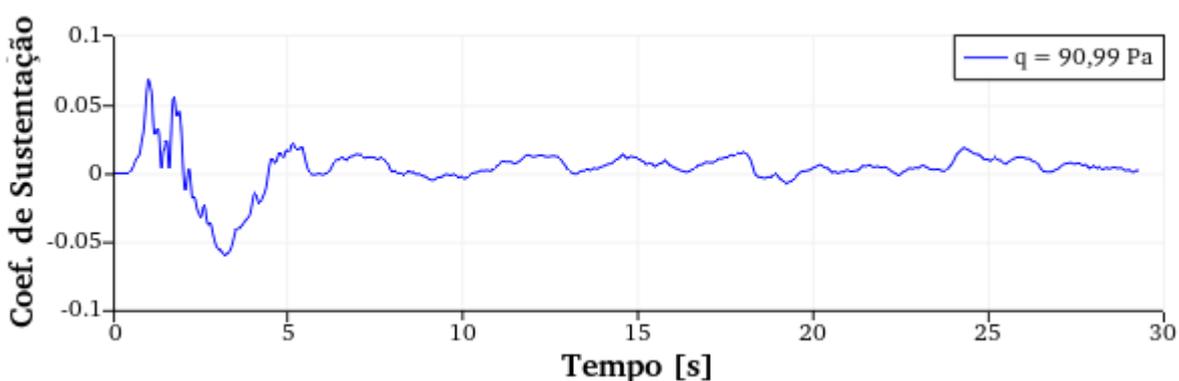


Figura 71 – Coeficiente de sustentação da placa do *outdoor* no topo de talude

Realizando uma média a partir de 10 s de simulação, obtém-se um coeficiente de sustentação médio de 0,0056, indicando que a força de sustentação no *outdoor* é baixa. É importante notar que o *outdoor* está localizado 10 m após a crista do talude e que o coeficiente de sustentação

possa ser maior caso o *outdoor* estivesse mais próximo. O histórico de coeficiente de arrasto na coluna, considerando uma pressão dinâmica de 53,57 Pa, é dado na Figura 72.

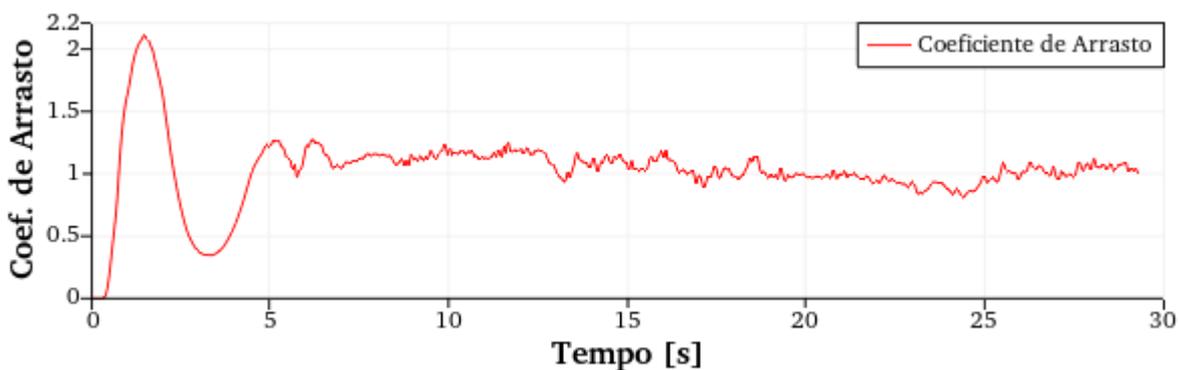


Figura 72 – Coeficiente de arrasto da coluna do *outdoor* no topo de talude

Considerando uma média a partir de 15 segundos de simulação, obtém-se um coeficiente de arrasto médio de 0,989. A força de arrasto na coluna de acordo com a altura é dada na Figura 73.

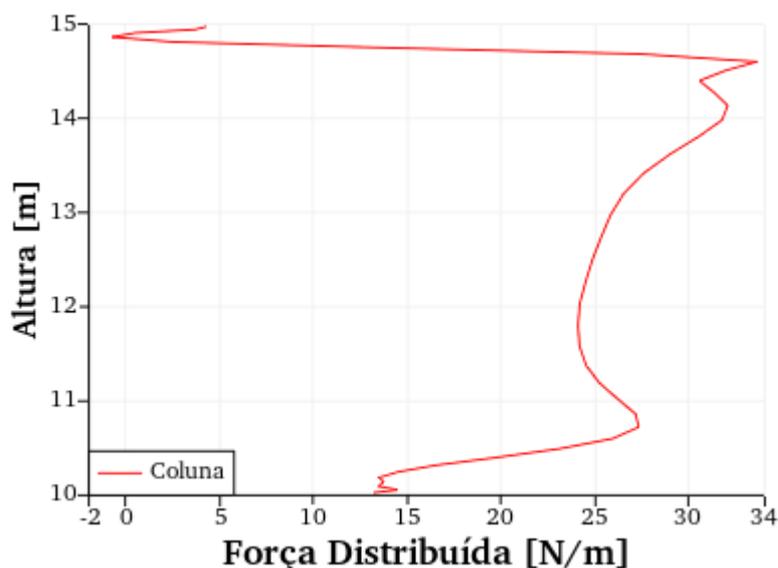


Figura 73 – Força de arrasto média distribuída ao longo da altura da coluna do *outdoor* no topo de talude

A distribuição da força de arrasto é similar à observada no *outdoor* em terreno plano, com uma diminuição da força de arrasto no topo da coluna. Na Figura 74 foram plotadas as distribuições de coeficiente de pressão em torno da coluna em diferentes alturas, utilizando uma pressão dinâmica de 53,57 Pa.

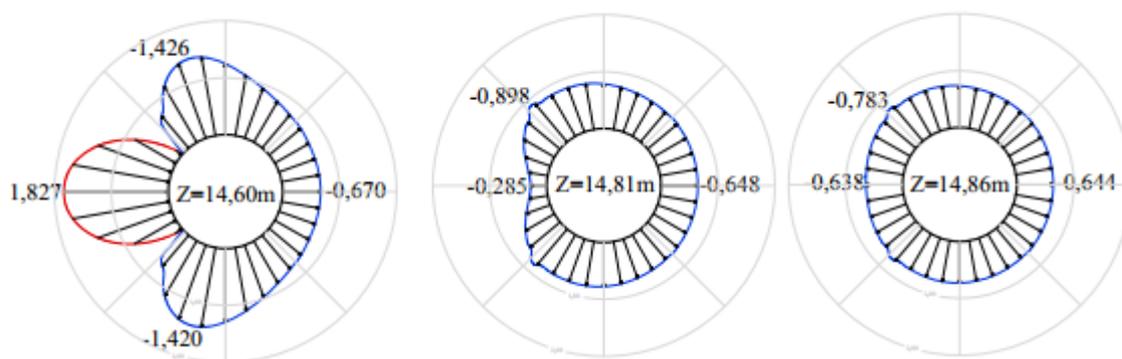


Figura 74 – Diagramas de coeficiente de pressão na coluna do *outdoor* no topo de talude

A distribuição de pressões é similar ao observado na simulação de *outdoor* em terreno plano, conforme apresentado na Figura 54. A distribuição de pressões instantâneas nas faces da placa do *outdoor* pode ser observada na Figura 75.

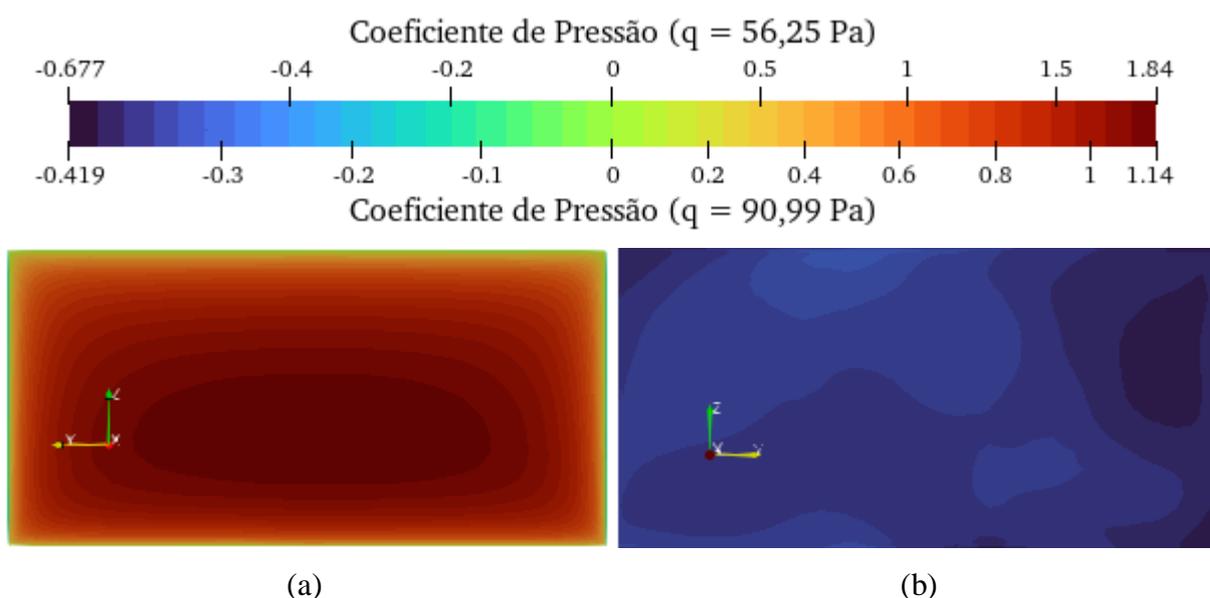


Figura 75 – Campos instantâneos de pressão na face a (a) barlavento e (b) sotavento da placa do *outdoor* da simulação de *outdoor* no topo de talude

A região de maior pressão se dá abaixo daquela observada no *outdoor* em terreno plano, conforme constatado na análise da excentricidade vertical.

Na Figura 76 são apresentados cortes horizontal e vertical do campo de pressões instantâneas ao redor do *outdoor*. É possível observar a formação de vórtices próximos às arestas da placa, uma região de turbulência atrás do *outdoor* e uma zona de baixa pressão no topo do talude, decorrente da separação do escoamento na crista.

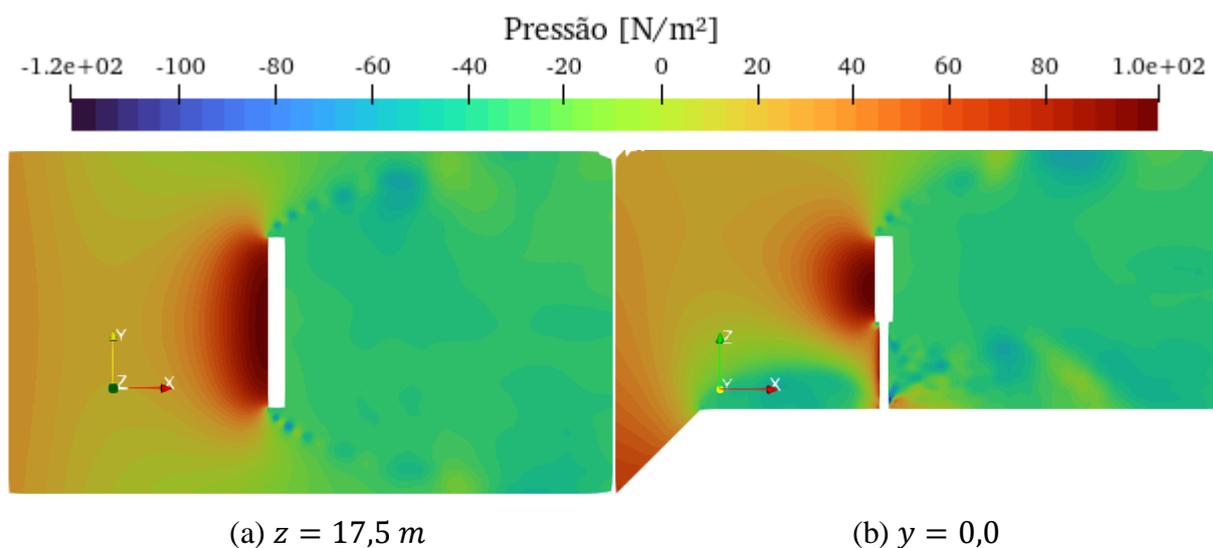


Figura 76 – Corte (a) horizontal e (b) vertical do campo de pressões instantâneas da simulação de *outdoor* em terreno plano

É possível observar no campo de pressões os vórtices gerados nas laterais da placa. Na Figura 77 são apresentadas linhas de corrente ao redor do *outdoor*. As linhas, que estão coloridas de acordo com a magnitude da velocidade, mostram como o escoamento se dá ao redor do *outdoor* e acima do talude.

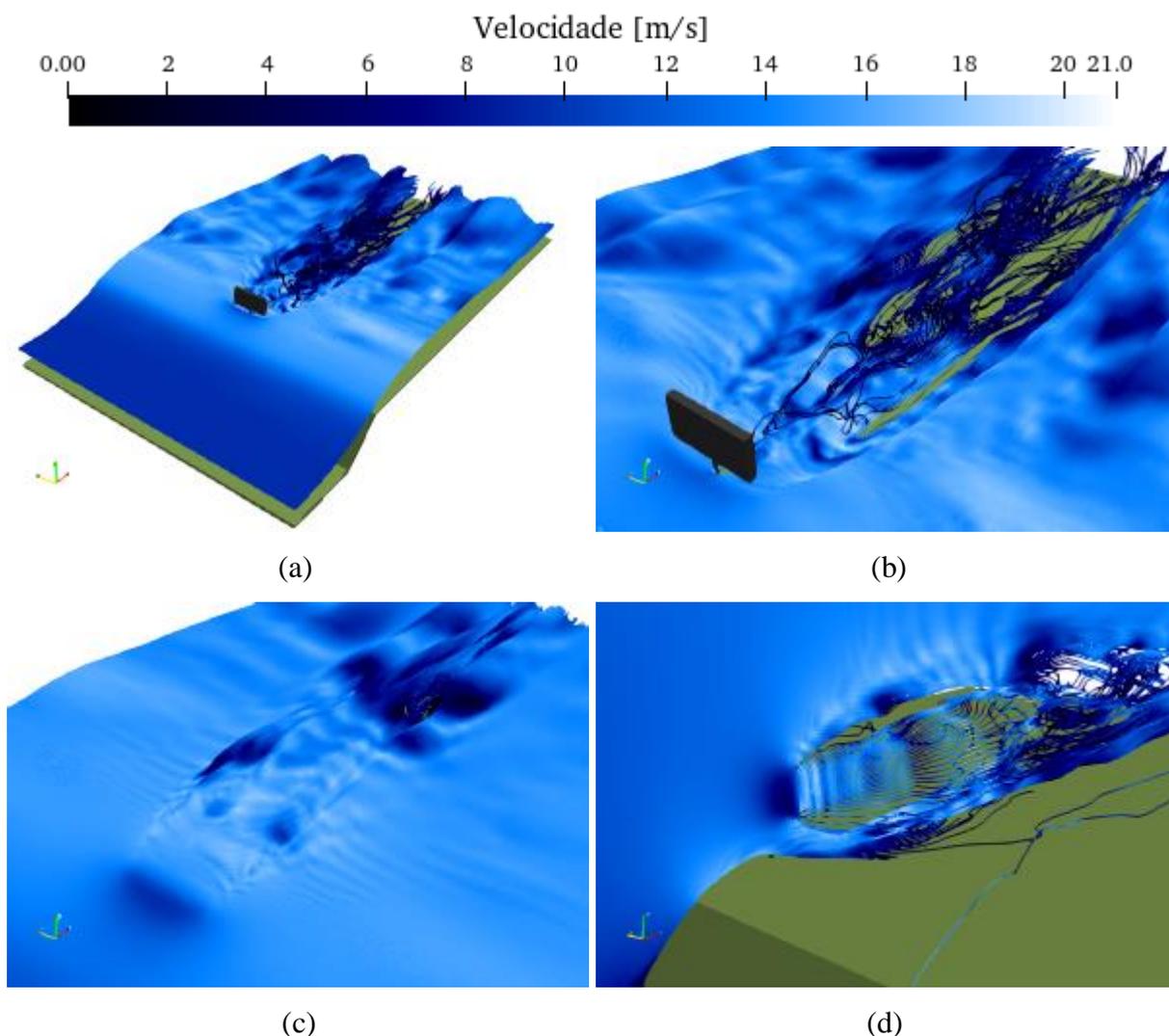


Figura 77 – Linhas de corrente instantâneas ao redor do *outdoor* da simulação de *outdoor* no topo de talude geradas a partir de (a) uma linha horizontal em $x = 0$ e $z = 5,0$ m, (b) uma linha em $x = 30$ m e $z = 12,5$ m, (c) uma linha horizontal em $x = 0$ e $z = 10,0$ m e (d) uma linha vertical em $x = 0$ e $y = -2,5$ m

6.5 CÂNION URBANO

Uma situação típica de se encontrar em centros urbanos é o caso do cânion urbano, onde duas linhas de prédios localizados em lados opostos de uma via criam uma cavidade entre elas, gerando uma zona de afunilamento do vento e alta turbulência entre os prédios. Neste trabalho optou-se por replicar a situação de cânion urbano tridimensional com escoamento perpendicular ao eixo da cavidade, conforme a configuração simulada por Gromke e Ruck (2007), Salim, Cheah e Chan (2011) e Madalozzo *et al.* (2014). Observa-se que a presente

configuração é bastante utilizada em investigações experimentais e numéricas, o que significa que há uma grande quantidade de resultados para validar o modelo utilizado.

O domínio computacional parametrizado empregado na simulação é dado na Figura 78, onde foi adotado $H = 5,0 \text{ m}$.

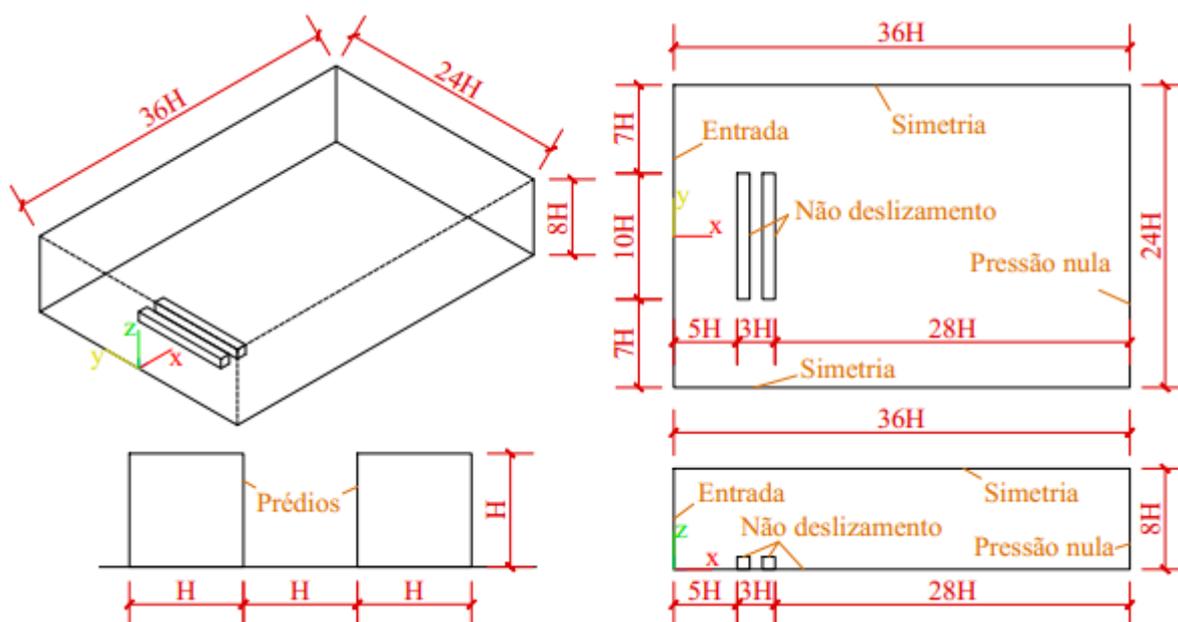


Figura 78 – Geometria e condições de contorno para simulação de cânion urbano

Na entrada do domínio é adotado um perfil de velocidade média em lei de potência, conforme a Equação 4.10, adotando $z_{ref} = H$, $u(z_{ref}) = 10,0 \text{ m/s}$, $z_d = 0$ e expoente $p = 0,3$, obtendo-se a seguinte equação:

$$u = 4,7 \cdot \left(\frac{z}{H}\right)^{0,3} \quad (6.30)$$

Os parâmetros adotados foram retirados do trabalho de Madalozzo *et al.* (2014) a fim de permitir uma melhor comparação dos resultados. As demais componentes da velocidade na entrada são adotadas como nulas. Não foi aplicado o algoritmo CDRFG utilizado nas seções 6.2 e 6.3.2, sendo utilizado somente um perfil médio constante. Há também a presença de condições de simetria (velocidade normal ao plano igual a zero), não deslizamento (velocidade nula) e pressão nula, com as velocidades e pressões não especificadas permanecendo livres.

Ao todo foram feitos 3 domínios diferentes: M1, M2 e M3. O domínio M1 foi feito conforme especificado na Figura 78 e serve para validação do modelo adotado, comparando os resultados com outros autores. Para os domínios M2 e M3 foi incluída a presença de um *outdoor* do tipo caixa entre os prédios, conforme a Figura 79, onde adotou-se $T = 0,5m$ e $D = 0,25m$. No domínio M2 o *outdoor* se localiza no centro do cânion urbano e no domínio M3 o *outdoor* se localiza próximo à extremidade do cânion urbano.

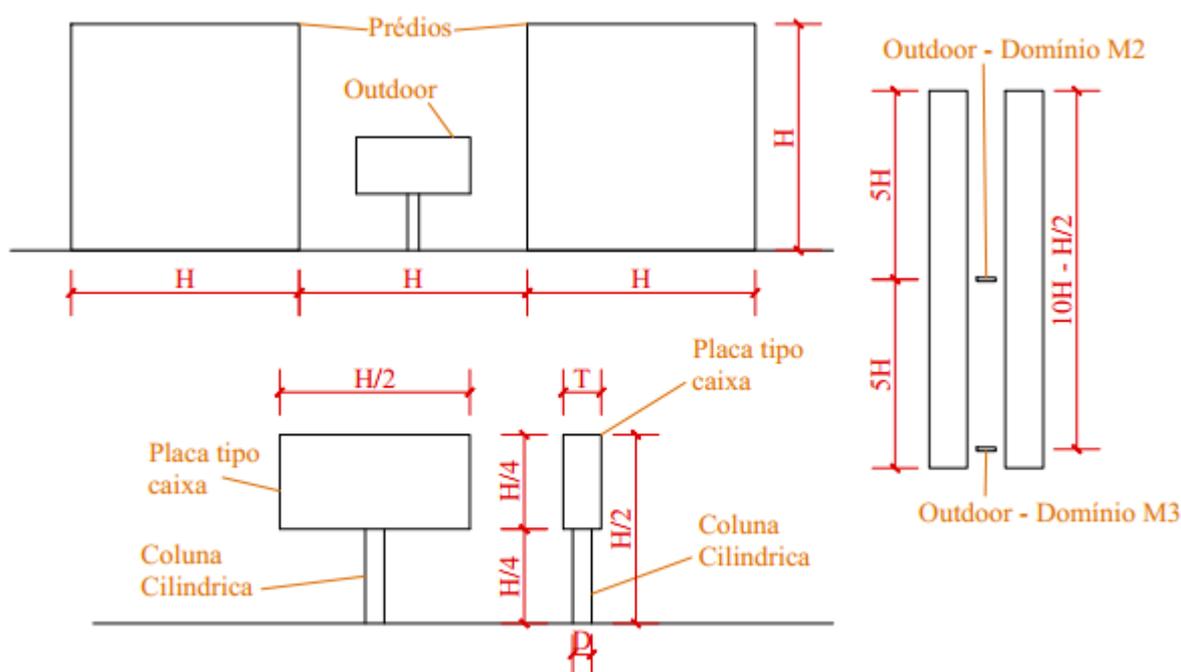


Figura 79 – Geometria dos *outdoors* para simulação de cânion urbano

As malhas de elementos finitos geradas apresentam maior refinamento no contorno dos prédios, do *outdoor* e próximo ao solo, onde o gradiente de velocidades é maior devido à condição de não deslizamento.

Adotou-se uma viscosidade dinâmica de $0,00235 \text{ Ns/m}^2$ e uma massa específica do ar de $1,00 \text{ kg/m}^3$, resultando em um número de Reynolds de 10.000 para os prédios, conforme a equação a seguir:

$$Re = \frac{DV\rho}{\mu} = \frac{5,0 \cdot 4,7 \cdot 1,0}{0,00235} = 10.000 \quad (6.31)$$

O passo de tempo das simulações foi escolhido de forma a satisfazer a condição de Courant dada pela Equação 5.30 para os menores elementos da malha e considerando $\alpha = 0,2$. Foi

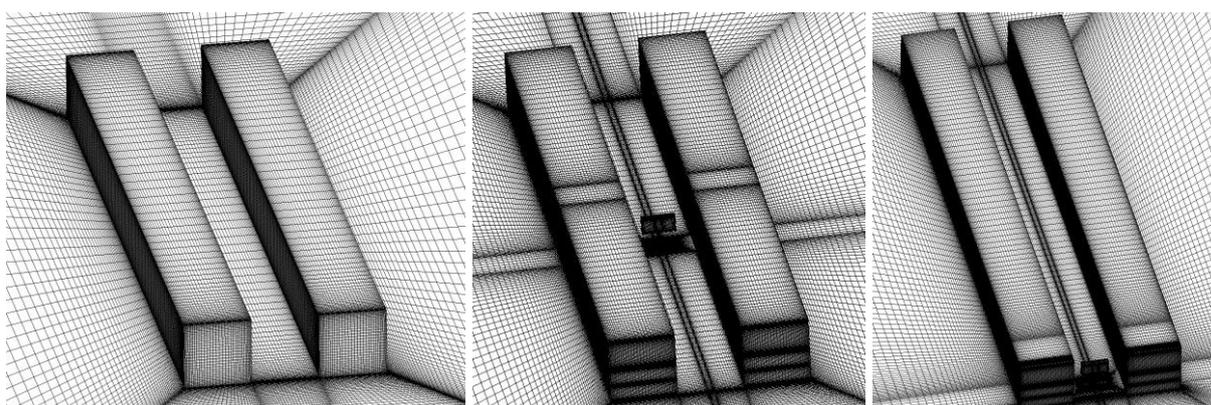
adotado um passo de tempo de $2 \cdot 10^{-4} s$ para o domínio M1 e $5 \cdot 10^{-5} s$ para os domínios M2 e M3, que apresentam elementos de menor tamanho.

Os dados numéricos dos domínios utilizados e suas respectivas malhas de elementos finitos são apresentados na Tabela 23, em que ΔE é o tamanho aproximado do menor elemento da malha.

Tabela 23 – Propriedades das malhas para simulações de cânion urbano

Domínio	Nós	Elementos Hexaédricos	ΔE		y+ Estimado	Δt
			Absoluto	Relativo		
M1	2.169.971	2.116.000	0,05 m	H/100	3,39	$2 \cdot 10^{-4} s$
M2	5.808.441	5.693.850	0,015 m	H/333	1,017	$5 \cdot 10^{-5} s$
M3	6.427.441	6.300.850	0,015 m	H/333	1,017	$5 \cdot 10^{-5} s$

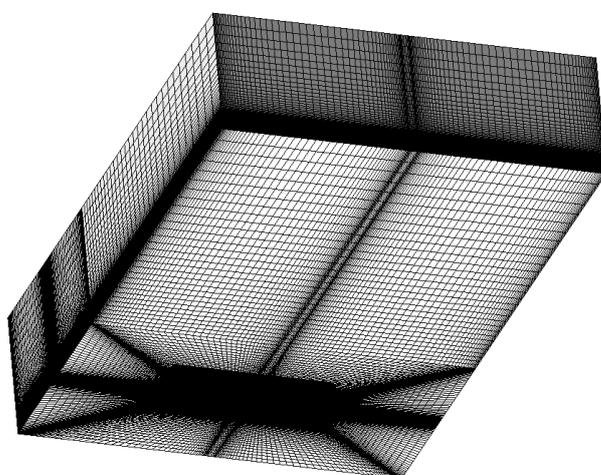
As malhas de elementos finitos dos domínios M1, M2 e M3 são apresentadas na Figura 80.



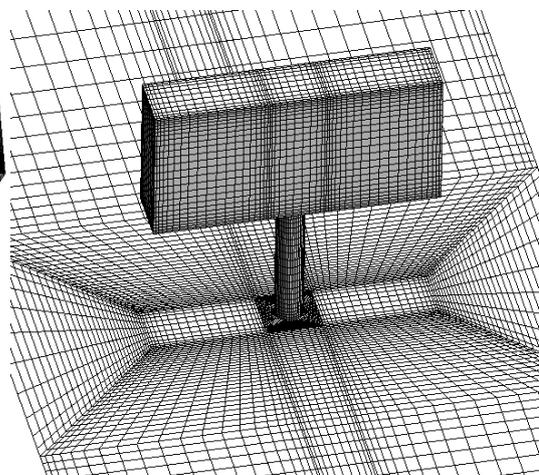
(a) Domínio M1

(b) Domínio M2

(c) Domínio M3



(d) Domínio Completo (M2)



(e) Detalhamento do *Outdoor* (M2)

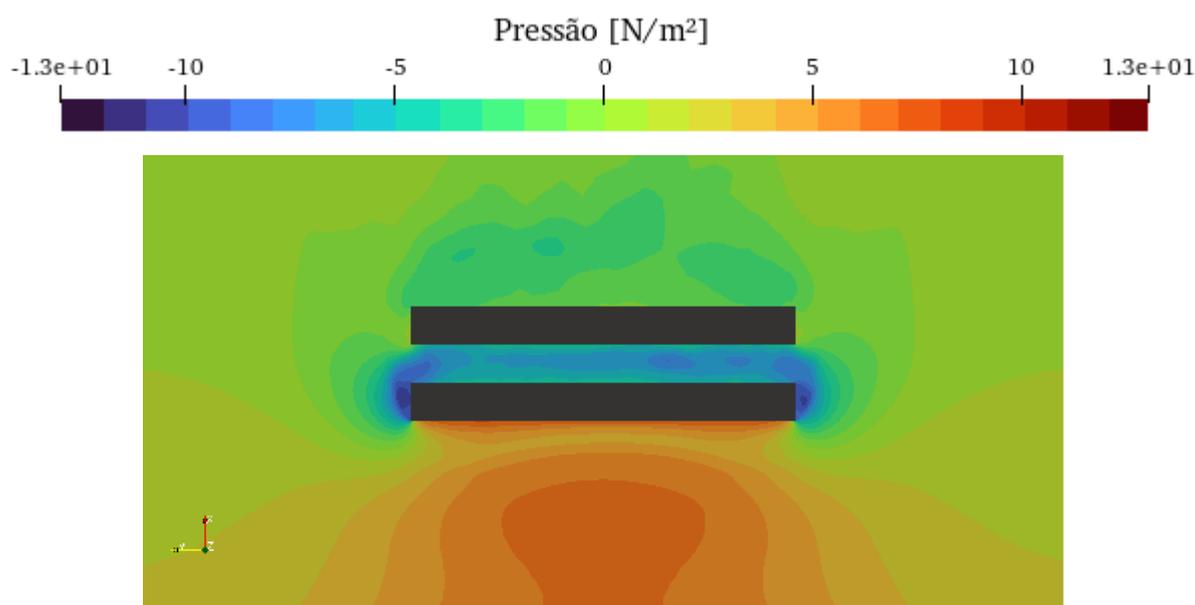
Figura 80 – Malha de elementos finitos para simulações de *outdoor* em cânion urbano

As simulações adotaram campos zerados de velocidade e pressão como condição inicial. Simularam-se 50 segundos do escoamento e mais 25 segundos adicionais no domínio M3 para registro do histórico de força no *outdoor*. O cálculo do coeficiente de pressão nas faces do *outdoor* é feito conforme a Equação 6.23, onde a pressão dinâmica do vento é dada pela Equação 6.18 considerando a velocidade de entrada na altura do *outdoor* ($z = 2,5m$). Isso resulta em uma pressão dinâmica de 7,287 Pa, que será utilizada no cálculo dos coeficientes.

O coeficiente de força normal, coeficiente de força tangencial e o coeficiente de torção foram calculados de acordo com as equações 6.19, 6.20 e 6.21, respectivamente. Foi calculado ainda o coeficiente de sustentação da placa, dado pela Equação 6.30.

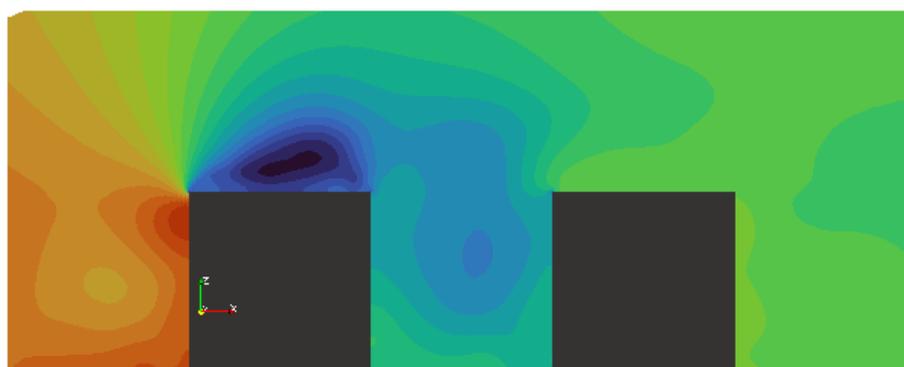
6.5.1 Cânion Urbano sem *Outdoor*

Na Figura 81 é apresentado o campo de pressões médias do escoamento no domínio M1. É possível observar uma sobrepressão à barlavento da linha de prédios, exposta diretamente ao vento, além de zonas de sucção nas laterais, onde se dá a separação do escoamento. É possível observar também uma predominância de pressões negativas no espaço entre os prédios. Ao comparar o campo de pressões com o campo obtido por Madalozzo *et al.* (2014) é possível verificar uma boa correspondência com os valores obtidos neste trabalho.

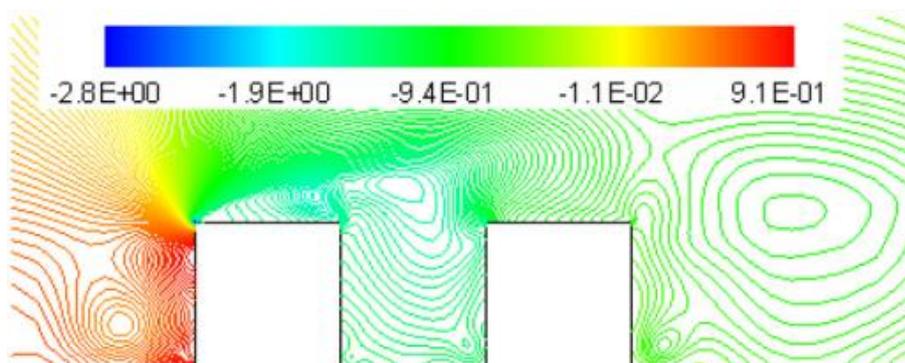


(a)

(continua)



(b)



(c)

Figura 81 – Corte (a) horizontal em $z = 2,5$ m, (b) vertical e (c) obtido por Madalozzo *et al.* (2014) no centro do campo médio de pressões da simulação de cânion urbano

Na Figura 82 é apresentada a magnitude do campo médio de velocidades. É possível observar que as velocidades entre os prédios são consideravelmente menores que as velocidades na entrada do domínio.

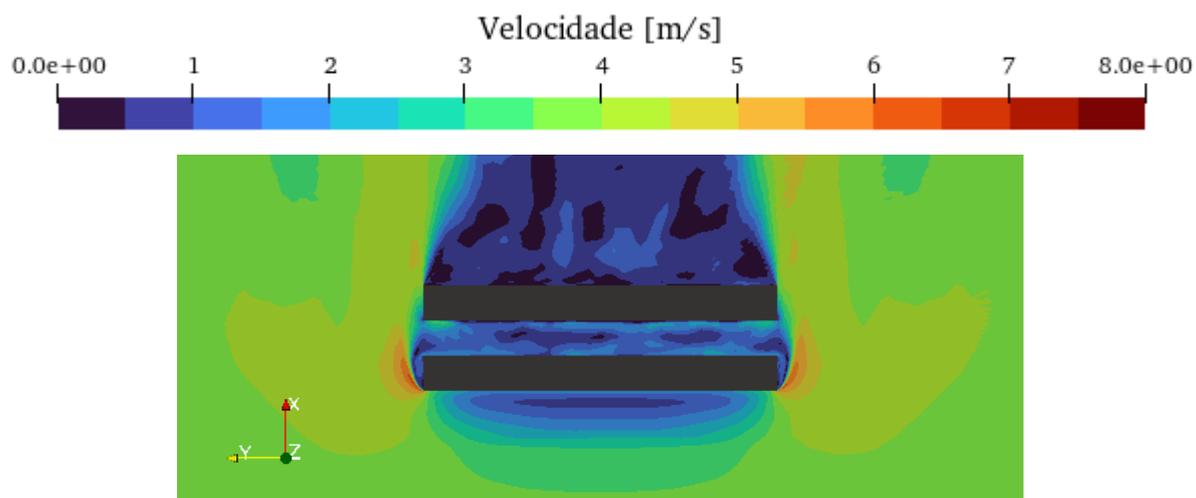


Figura 82 – Corte do campo médio da magnitude da velocidade em $z = 2,5$ m da simulação de cânion urbano

Na Figura 83 é apresentada uma comparação das linhas de corrente passando no eixo de simetria do problema, considerando-se o trabalho de Madalozzo *et al.* (2014) e o presente trabalho. É possível observar a formação de vórtices antes, entre e após as linhas de prédios, regiões nas quais observa-se também uma queda considerável na velocidade média. As linhas de corrente obtida apresentam características similares aos de Madalozzo *et al.* (2014)

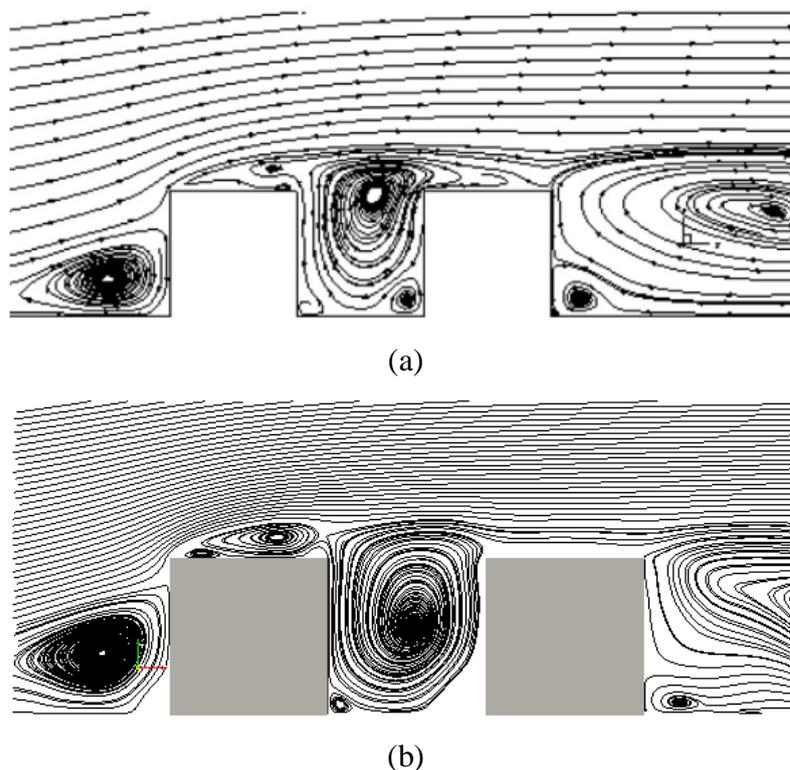


Figura 83 – Linhas de corrente em um corte central da simulação de cânion urbano obtidas por (a) Madalozzo *et al.* (2014) e (b) este trabalho

Na Figura 84 é apresentado o campo de velocidade vertical média normalizada (w_n) entre os prédios no eixo de simetria do domínio, a qual é dada por:

$$w_n = \frac{w}{4,7} \quad (6.33)$$

O resultado é comparado com o resultado de Salim, Cheah e Chan (2011).

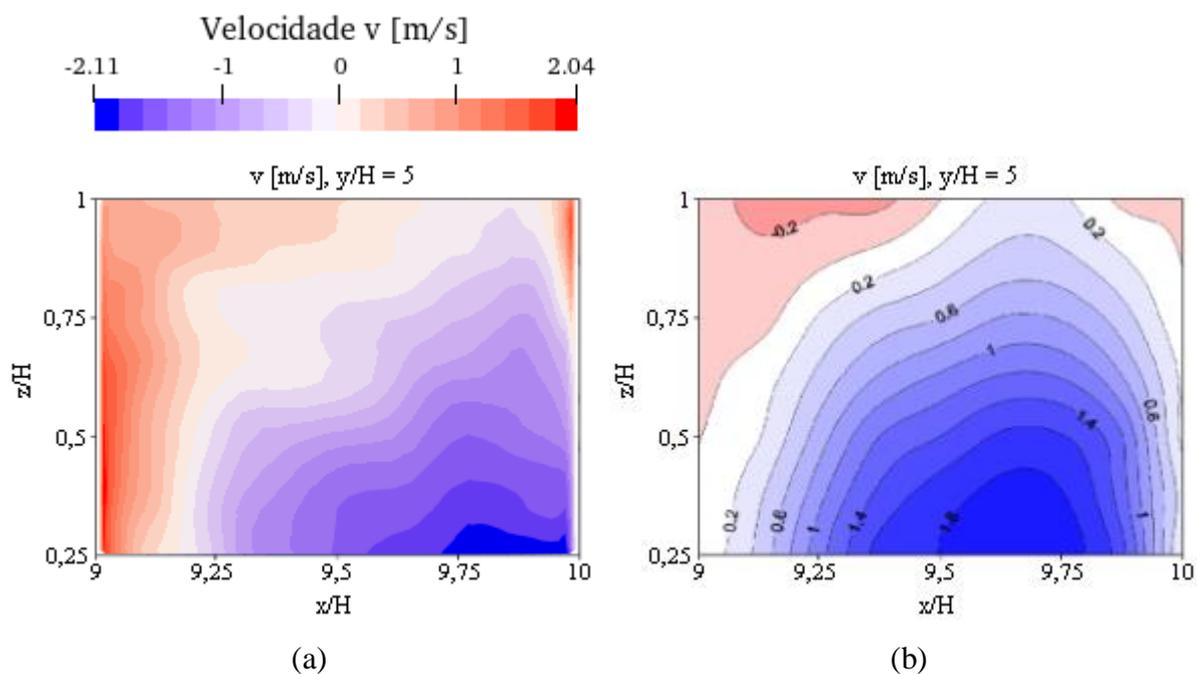


Figura 85 – Campo médio de velocidade transversal v obtidas por (a) este trabalho e (b) adaptado de Gromke e Ruck (2007) na extremidade do cânion urbano entre prédios da simulação de cânion urbano

Na Figura 86 são apresentadas linhas de corrente mostrando a interação do vento com o cânion urbano, com foco nas zonas de recirculação ao redor dos prédios.

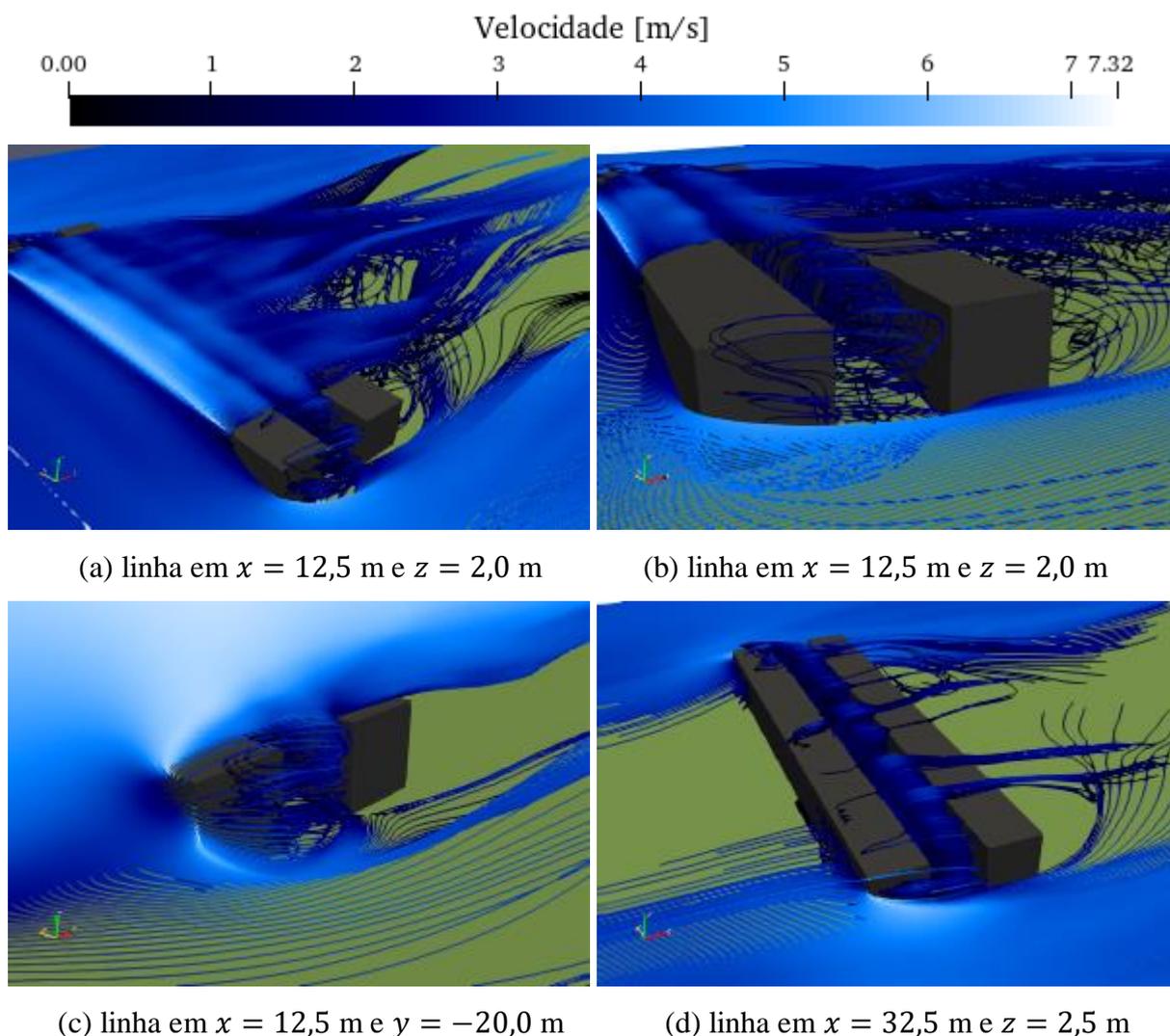


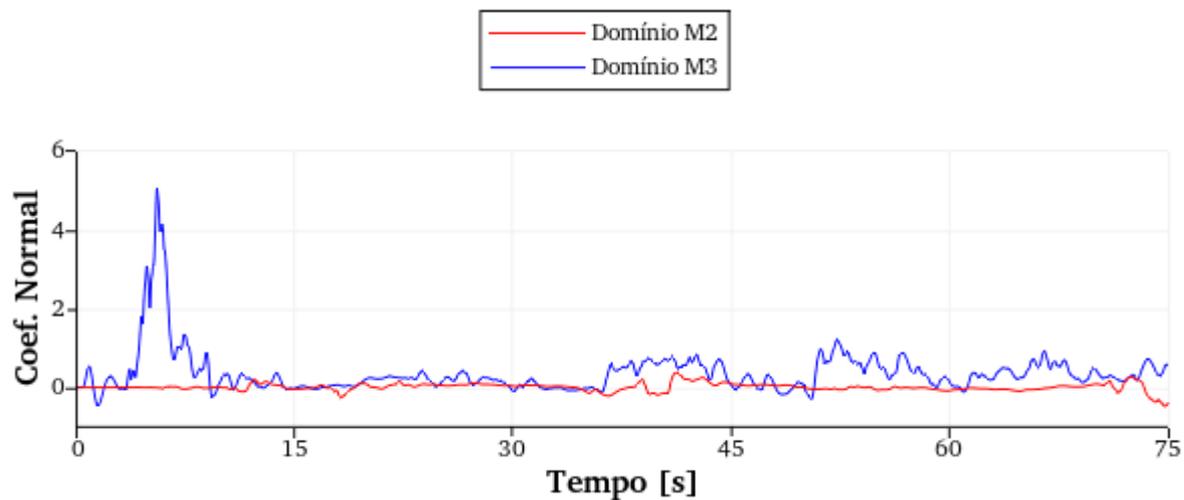
Figura 86 - Linhas de corrente do campo médio de velocidades ao redor do cânion urbano da simulação de cânion urbano geradas a partir de (a) uma linha horizontal em $x = 12,5$ m e $z = 2,0$ m, (b) uma linha horizontal em $x = 20,0$ m e $z = 3,0$ m, (c) uma linha vertical em $x = 12,5$ m e $y = -20,0$ m e (d) uma linha horizontal em $x = 32,5$ m e $z = 2,5$ m

A partir dos resultados obtidos se conclui que o modelo está adequado para simulação do escoamento em cânion urbano.

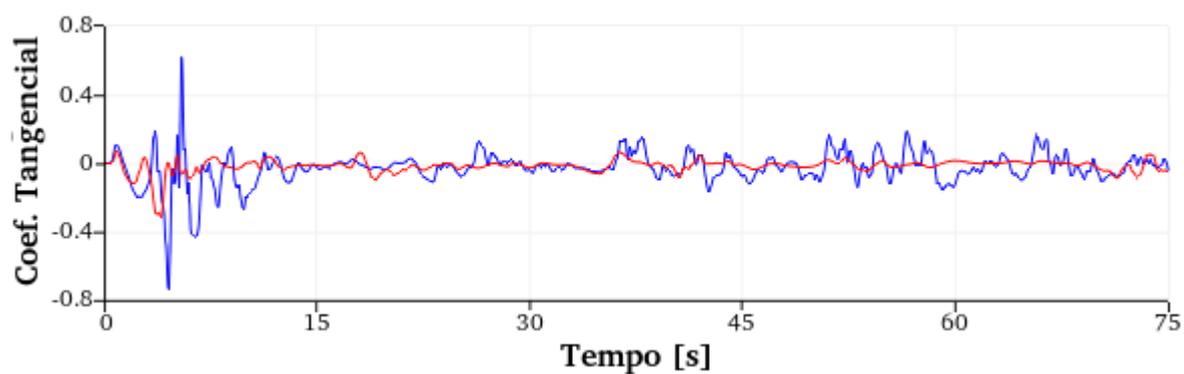
6.5.2 Cânion Urbano com *Outdoor*

Os coeficientes de força normal, força tangencial, torção e sustentação do *outdoor* em cânion urbano são apresentados na Figura 87, tanto para o *outdoor* no centro do cânion (domínio M2) quanto para o *outdoor* na extremidade do cânion (domínio M3). Os valores médios e máximos

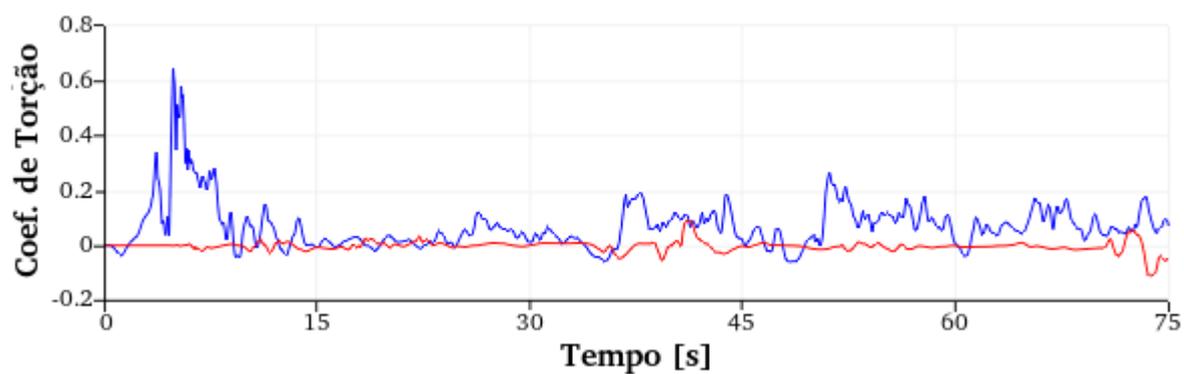
observados são apresentados na Tabela 24. Para os valores médios do domínio M2, utilizaram-se somente os registros após 25 segundos de simulação.



(a)

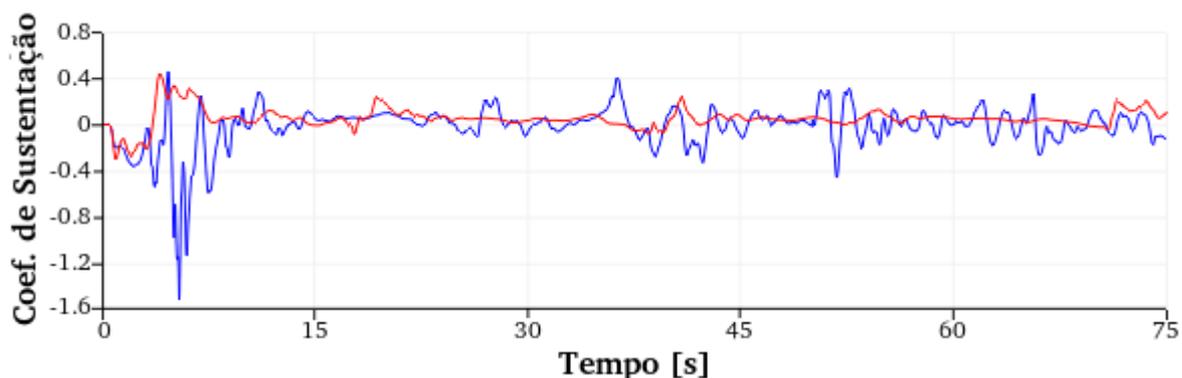


(b)



(c)

(continua)



(d)

Figura 87 – Coeficiente de (a) força normal, (b) força tangencial, (c) torção e (d) sustentação do *outdoor* no cânion urbano

Tabela 24 – Coeficientes de força médios e máximos dos *outdoors* em cânion urbano

Coeficiente	Domínio M2		Domínio M3	
	Médio	Máximo Absoluto	Médio	Máximo Absoluto
Coeficiente de Força Normal	0,006	0,374	0,329	1,212
Coeficiente de Força Tangencial	-0,010	0,087	-0,012	0,183
Coeficiente de Torção	-0,004	0,112	0,069	0,263
Coeficiente de Sustentação	0,048	0,242	0,007	0,462

Os coeficientes de força tendem a ser maiores quando o *outdoor* está localizado na extremidade do cânion. Quando comparado aos coeficientes obtidos para *outdoors* em terreno plano (Tabela 12 e Tabela 15) o *outdoor* localizado na extremidade do cânion (domínio M3) apresentou valores inferiores de coeficiente de força normal (embora não sejam desprezíveis), valor superior de coeficiente de força tangencial máximo, valor superior de coeficiente de torção médio e valores superiores do coeficiente de sustentação máximo.

Os campos de pressões médias nas faces das placas dos *outdoors* podem ser vistos na Figura 88.

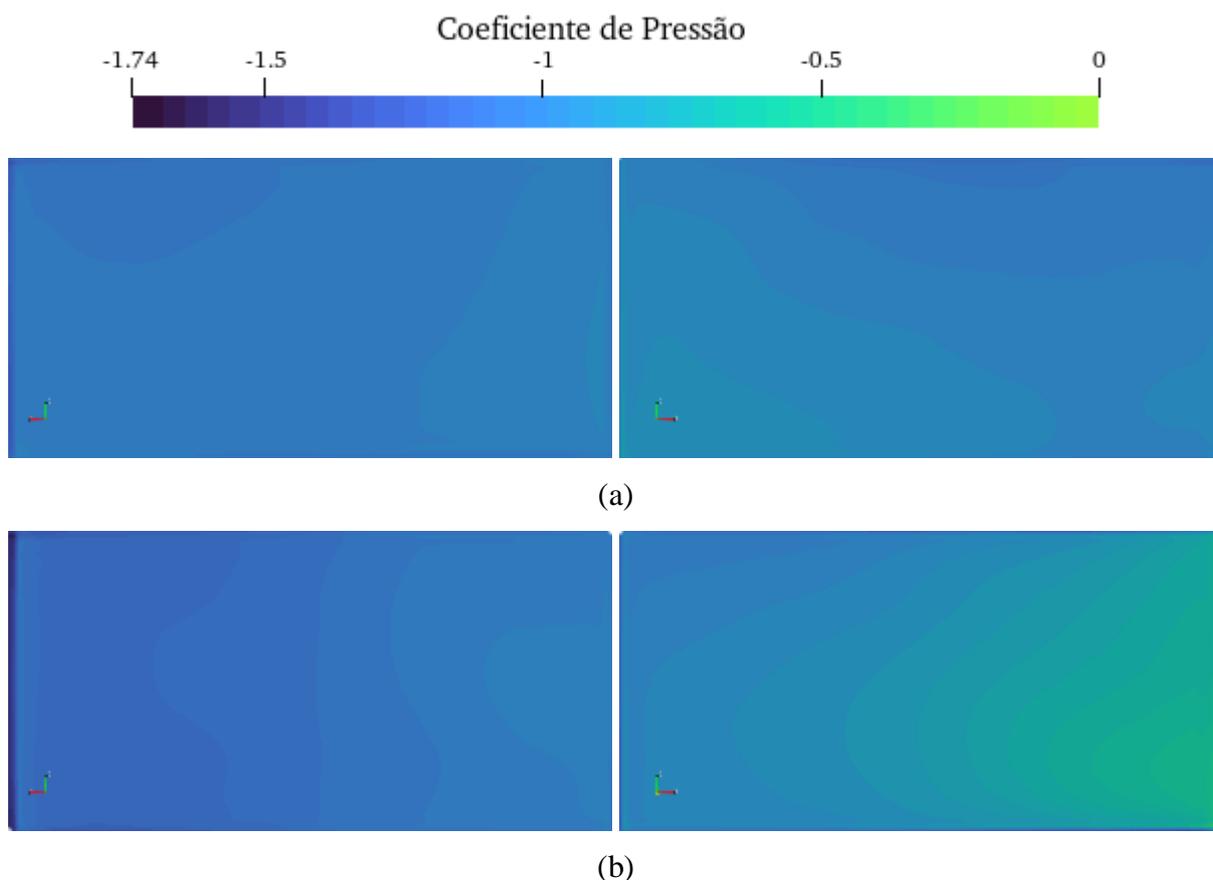
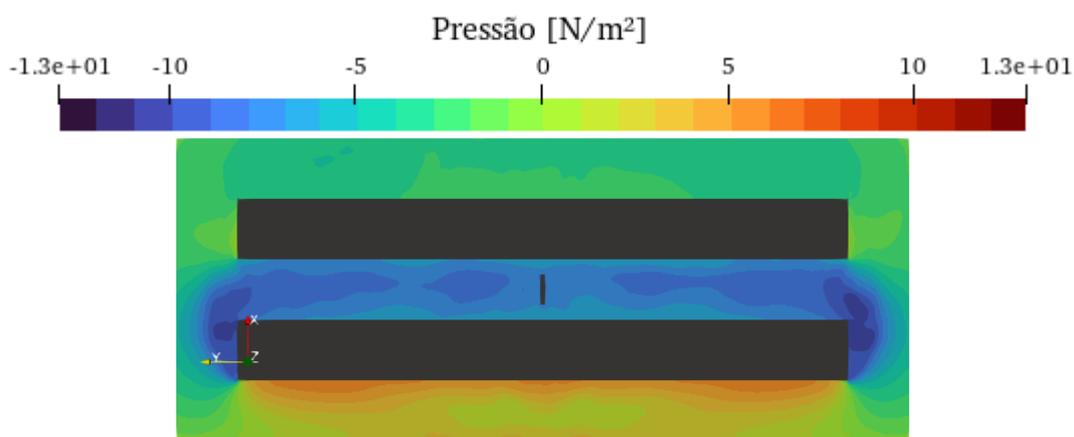


Figura 88 – Campo médio de pressões nas faces esquerda e direita da placa do *outdoor* no (a) domínio M2 e (b) domínio M3 das simulações de cânion urbano

É possível observar que ambas as faces do *outdoor* contam com pressões negativas. Os coeficientes de pressão são, em média, maiores em módulo que os encontrados para sucção no *outdoor* em terreno plano com incidência direta do vento, que atingiram um valor máximo de -0,73, o que indica maiores sucções. Em pontos localizados, o coeficiente de pressão chegou até -1,74. Estes valores indicam que sucções maiores devem ser consideradas para o projeto do revestimento das placas de *outdoors* em cânions urbanos.

Na Figura 89 são apresentados cortes horizontais do campo de pressões ao redor dos prédios a uma altura de $z = 2,5$ m.



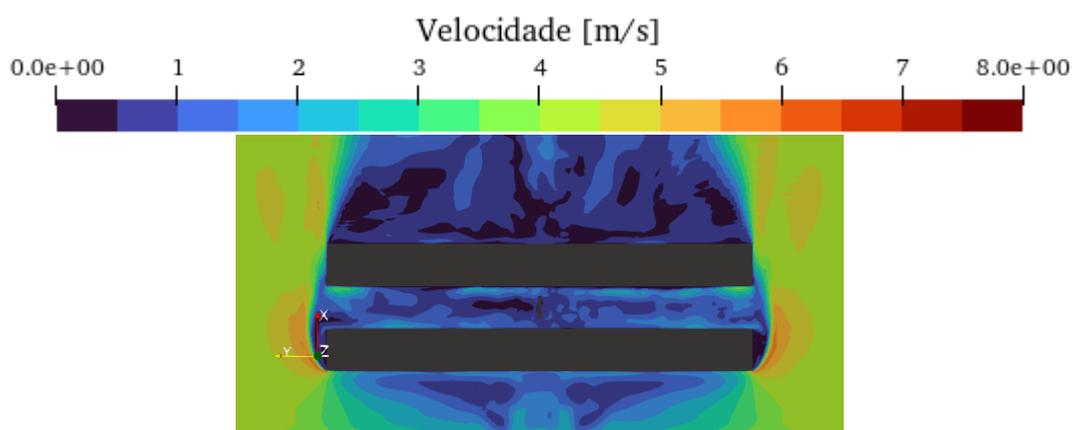
(a)



(b)

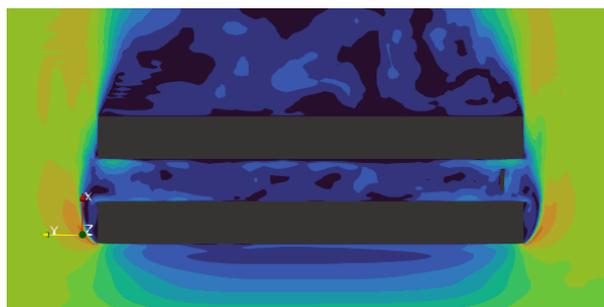
Figura 89 – Corte horizontal em $z = 2,5$ m do campo médio de pressões na simulação do *outdoor* no (a) domínio M2 e (b) domínio M3 das simulações de cânion urbano

Pode-se observar que há uma concentração de pressão positiva a barlavento da primeira linha de prédios e pressões negativas entre os prédios. Na Figura 90 são apresentados cortes horizontais do campo médio de velocidades ao redor dos prédios a uma altura de $z = 2,5$ m.



(a)

(continua)



(b)

Figura 90 – Corte horizontal em $z = 2,5$ m do campo médio do módulo das velocidades na simulação de *outdoor* no (a) domínio M2 e (b) domínio M3 das simulações de cânion urbano

As velocidades ao redor dos prédios são geralmente menores em módulo que a velocidade de entrada. Na Figura 91 são apresentados cortes verticais do campo de pressões em volta do *outdoor*.

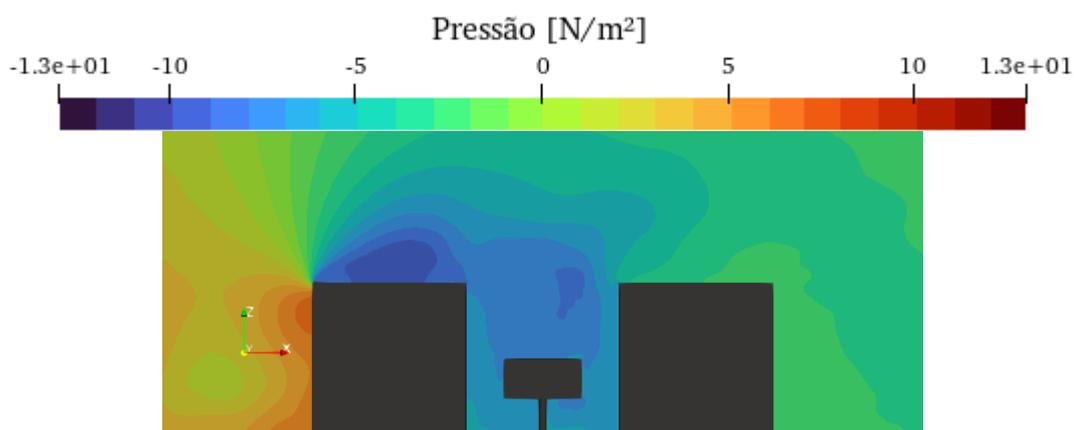
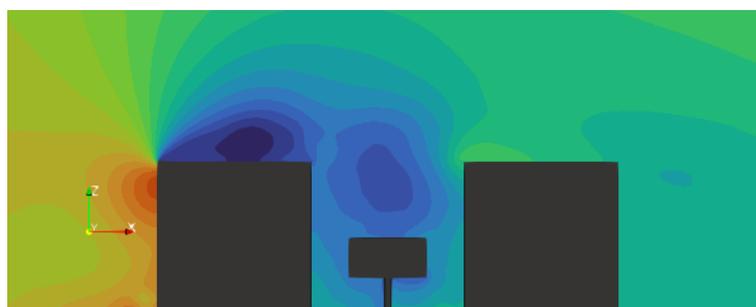
(a) $y = 0,0$ m(b) $y = -22,5$ m

Figura 91 – Corte vertical do campo médio de pressões no *outdoor* no (a) domínio M2 e (b) domínio M3 da simulação de cânion urbano

Na Figura 92 são apresentados cortes verticais do campo médio do módulo de velocidade em volta do *outdoor*.

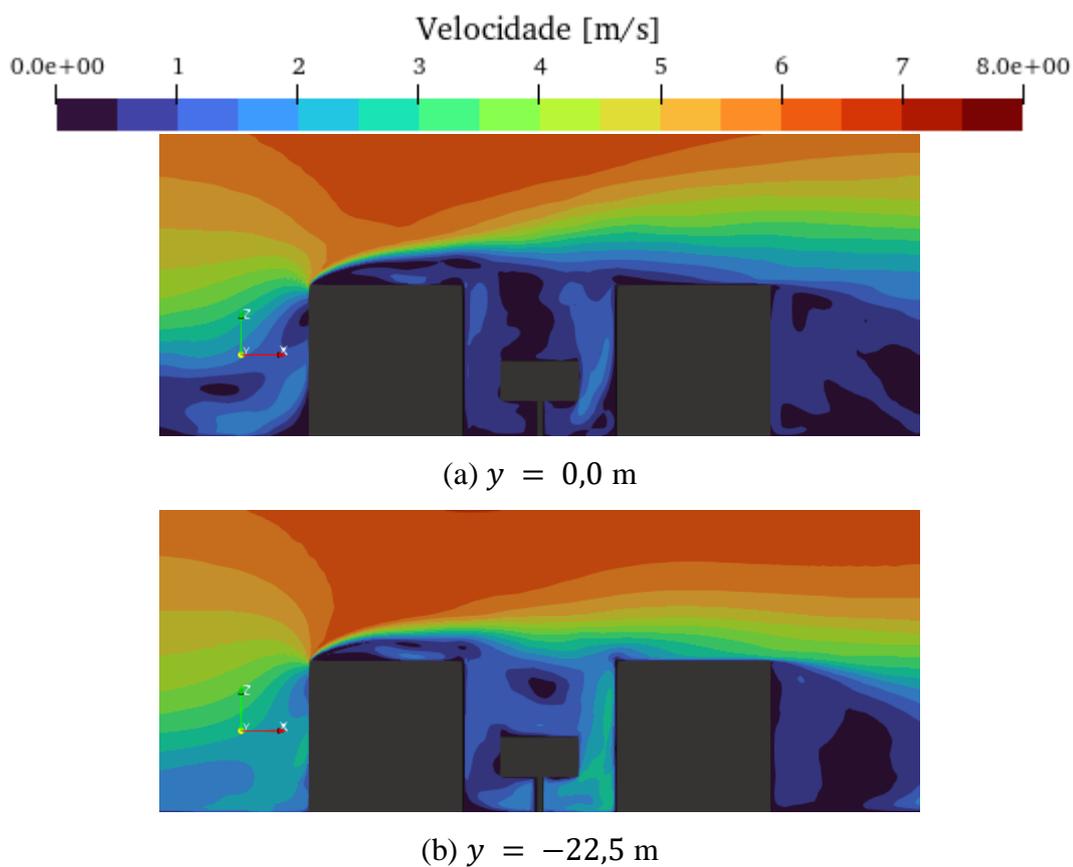


Figura 92 – Corte vertical do campo médio do módulo das velocidades ao redor do *outdoor* no (a) domínio M2 e (b) domínio M3 das simulações de cânion urbano

Como é possível observar, os campos de pressão e velocidade apresentaram valores próximos aos do cânion urbano sem o *outdoor*.

7 CONCLUSÕES

Neste trabalho um código de CFD baseado em um modelo de Taylor-Galerkin para elementos finitos e modelagem da turbulência via metodologia LES foi utilizado para simular escoamentos ao redor de placas, paredes e *outdoors* em terreno planos, taludes e cânions urbanos. Foi também realizada a implementação de um código para geração de turbulência no escoamento incidente baseado no algoritmo CDRFG.

Simulações iniciais de painéis e paredes demonstraram que o código empregado é efetivo na simulação de escoamentos e obtenção de forças em estruturas desta natureza.

A implementação do algoritmo CDRFG proposto por Aboshosha *et al.* (2015) foi utilizada para gerar escoamentos turbulentos que atendam propriedades estatísticas importantes do vento natural. Foi observado que a simulação apresenta dissipação numérica ao longo do domínio. A calibragem da intensidade da turbulência na entrada do domínio, conforme método proposto por Chen *et al.* (2022), ajudou a obter escoamentos com intensidades da turbulência na região de interesse que são mais próximas das desejadas. O espectro da velocidade longitudinal do vento turbulento apresentou boa correspondência com o espectro de von Kármán.

Na simulação de *outdoor* em terreno plano, os resultados médios da simulação sem turbulência estiveram de acordo com os resultados em escala real obtidos por Smith, Zuo e Mehta (2014). Foi feita uma comparação dos coeficientes de força obtidos com os coeficientes apresentados pela NBR 6123, onde foram identificadas algumas diferenças devido à configuração geométrica peculiar do outdoor usado como referência, o qual apresentava uma caixa fechada com espessura significativa em relação às demais dimensões. Mais investigações são necessárias para avaliar este aspecto.

Dados adicionais foram analisados, como os campos de pressão e velocidade, além dos coeficientes de força em outras partes da estrutura. Através dessas análises, identificou-se que a coluna cilíndrica do *outdoor* apresenta uma força de arrasto menor que o esperado para um caso idealizado de cilindro com uma extremidade livre. Há uma redução nas pressões em volta da coluna na região mais próxima à placa, a qual se entende ser causada pela separação

do escoamento na borda inferior da placa, o que gera uma zona de sucção na região mais superior da coluna. Há também pressões elevadas na coluna, logo abaixo da região de sucção causada pelo descolamento do escoamento na borda inferior da placa, que leva a coeficientes de pressão maiores que nos casos idealizados. Estes fatores podem levar a tensões diferentes das relatadas por códigos de projeto.

Ao aplicar o algoritmo de turbulência na simulação de *outdoor* em terreno plano, foi fácil notar o impacto que o mesmo causou nos coeficientes de força e torção do *outdoor*, que apresentaram uma variabilidade maior. Após efetuar algumas calibrações da intensidade da turbulência incidente na simulação, foi possível alcançar o desvio padrão obtido por Smith, Zuo e Mehta (2014) para o coeficiente de torção, embora o desvio padrão para o coeficiente de força ainda tenha ficado abaixo do esperado. A aplicação da turbulência na entrada modificou o valor médio do coeficiente força normal à placa. Mais análises precisam ser efetuadas para confirmar o comportamento observado.

A simulação de *outdoor* no topo do talude apresentou um bom resultado em relação ao coeficiente de força. Ao calcular o coeficiente de força utilizando a velocidade característica do escoamento via procedimento normativo, obtém-se um valor de coeficiente próximo do obtido para *outdoor* em terreno plano, o que indica que o acréscimo de velocidade devido ao talude está de acordo com o obtido via procedimento normativo. A análise da distribuição de pressões na placa do *outdoor* mostrou também que as pressões maiores se concentram em um ponto mais baixo do *outdoor*, em contraste com a distribuição de pressões convencional do *outdoor* em terreno plano. A distribuição de pressões ao redor da coluna apresenta forma similar à obtida na simulação em terreno plano.

A simulação de cânion urbano apresentou boa correspondência com os resultados de outros autores. A presença do *outdoor* não causou grandes mudanças no escoamento. O *outdoor* no interior do cânion apresenta um coeficiente de força normal não desprezível, além de coeficientes de força tangencial, torção e sustentação mais elevados que nas simulações em terreno plano. Os coeficientes de força são mais significativos quando o *outdoor* está localizado próximo à extremidade do cânion. Foram observadas apenas pressões negativas em ambas as faces da placa, tanto para um *outdoor* localizado no centro do cânion quanto para um *outdoor* localizado mais próximo à extremidade. Os coeficientes de pressão negativos resultantes foram maiores em módulo que aqueles observados para o *outdoor* em

terreno plano, indicando que sucções locais elevadas devam ser consideradas no projeto do revestimento de placas de *outdoors* em cânions urbanos.

7.1 SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

Durante este trabalho foram encontrados aspectos interessantes a serem explorados em trabalhos futuros. Recomenda-se fazer uma análise mais sistemática do algoritmo CDRFG e a influência dos dados de entrada sobre os registros de velocidades gerados a fim de explorar os limites de aplicação do algoritmo. É interessante investigar recomendações de outros autores. Yu, Yang e Xie (2018) propuseram o uso de diferentes parâmetros para cada direção do vento, ofereceram um método de cálculo mais eficiente, além de outras melhorias. Chen *et al.* (2022) propuseram, além do processo de calibração da intensidade, uma redução no desvio padrão das frequências utilizadas para geração da turbulência. Zhang, Cao e Cao (2022) propuseram melhorias que incluem a geração da turbulência através de um espectro de potência mais consistente, um novo fator de escala para controlar as escalas integrais transversais, uma medida de mitigação de flutuações fictícias de pressão e um procedimento de “Remodelação-Iterativa” para ajustar automaticamente a condição de contorno na entrada, arrumando deformações no perfil de velocidades e a diminuição da intensidade da turbulência. Como se pode observar, há um grande número de técnicas e algoritmos propostos que podem ser usados e comparados com o algoritmo implementado neste trabalho.

Nas simulações de *outdoor*, uma análise paramétrica dos efeitos da placa na coluna pode ser efetuada. Embora as forças na coluna tenham sido pouco significativas para os esforços globais na estrutura, isso pode não ser verdade para outras configurações de *outdoor* e placas de sinalização, nas quais o efeito redutor e o pico localizado de pressões causados pela placa podem ser significativos. Análises adicionais da coluna de forma isolada para fins comparativos podem ser efetuadas para confirmar os resultados obtidos neste trabalho.

Mais simulações de *outdoor* com turbulência incidente com mais ângulos de ataque, diferentes dimensões, efeitos de topografia e vizinhança devem ser realizados.

Aspectos dinâmicos da força em *outdoors* devem ser estudados através de modelos simplificados usando o histórico dos coeficientes, modelos dinâmicos utilizando a distribuição

de pressões no *outdoor* ou modelos de interação fluido-estrutura, a fim de identificar efeitos aeroelásticos do problema.

Análises com outras configurações de *outdoor* e diferentes faixas de número de Reynolds podem ser exploradas para realizar uma comparação com os resultados obtidos.

Há interesse na realização de simulações com ventos não-sinóticos, como aqueles associados a *downbursts* e tornados, para entender como os carregamentos causados por estes tipos de escoamento se comparam com os aqueles obtidos para ventos sinóticos.

A simulação com talude deve ser explorada de forma mais sistemática, com diferentes configurações de talude e posicionamentos do *outdoor*. Além de taludes, várias outras configurações topográficas são também possíveis, como taludes duplos, morros e depressões, observadas tipicamente ao longo de rodovias.

Para o cânion urbano, variações no posicionamento do *outdoor* dentro do cânion podem ser consideradas. Investigações com ventos incidindo de diferentes direções, além da variação das medidas do problema, devem ser efetuadas para se obter mais resultados. Em particular, uma simulação com o vento incidindo de forma paralela ao cânion é de interesse, já que o afunilamento do vento pode causar um aumento da velocidade e da força no *outdoor*.

Além do cânion urbano, configurações mais complexas como quarteirões podem ser estudados para analisar o comportamento de *outdoors* em regiões urbanas.

Um outro aspecto comentado na literatura, mas que não foi explorado nesse trabalho, é a adoção de *outdoors* com placas porosas, as quais podem potencialmente reduzir a força total no *outdoor*.

REFERÊNCIAS

- ABNT. **NBR 6123 - Forças devido ao vento em edificações**. Rio de Janeiro: ABNT, 2023.
- ABOSHOSHA, H.; ELSHAER, A.; BITSUAMLAK, G. T.; DAMATTY, A. E. Consistent inflow turbulence generator for LES evaluation of wind-induced responses for tall buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, 15 Maio 2015., p. 198-216
- AGUIRRE, M. A. **Simulação Numérica de Tornados usando o Método dos Elementos Finitos**. Porto Alegre: UFRGS, 2017.
- AGUIRRE, M. A. **Análise Numérica de Escoamentos de Tornado Usando os Métodos de Taylor-Galerkin e CBS com Adaptação de Malha**. Porto Alegre: UFRGS, 2023.
- ALMEIDA, F. S. D. **Desenvolvimento de ferramentas computacionais para análise de interação fluido-estrutura incluindo não linearidade geométrica**. Porto Alegre: UFRGS, 2012.
- ALMINHANA, G. **Estudo comparativo numérico-experimental das características aerodinâmicas de uma edificação alteada empregando distintas modificações de forma na seção transversal**. Porto Alegre: UFRGS, 2017.
- ALMINHANA, G. W.; BRAUN, A. L. Numerical simulation of turbulent flows using the Finite Element Method and GPU-CUDA parallelization. **CILAMCE**, Rio de Janeiro, 2021.
- AN, S. **Wind disaster vulnerability study of single-column billboard structure**. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2009.
- ASCE. Wind tunnel studies of vuildings and structures. **ASCE manuals and reports on engineering practice no. 67**, Reston, 1999.
- ASCE. **Minimum Desinnng Loads and Associated Criteria for Buildings and Other Structures (ASCE/SEI 7-22)**. [S.l.]: [s.n.], 2022.
- AVILA-SANCHEZ, S.; PINDADO, S.; LOPEZ-GARCIA, O.; SANZ-ANDRES, A. Wind Tunnel Analysis of the Aerodynamic Loads on Rolling Stock over Railway Embankments: The Effect of Shelter Windbreaks. **The Scientific World Journal**, 12 Novembro 2014.
- BAKER, C. J. Wind engineering - Past, present and future. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, 2007., p. 843-870
- BARROSO, C. W. **Aplicação do Modelo CBS em Problemas da Engenharia do Vento Computacional**. Porto Alegre: UFRGS, 2019.

- BEARMAN, P. W. An investigation of the forces on flat plates normal to a turbulent flow. **Journal of Fluid Mechanics**, Cambridge, 15 Março 1971., p. 177-198
- BIANCHIN, G. P. **Análise Numérica da Ventilação e Mitigação de Cargas Aerodinâmicas em Edificações Baixas Usando Spoilers com Controle PID**. Porto Alegre: UFRGS, 2021.
- BLESSMANN, J. **Intervalo de Tempo para Cálculo da Velocidade Básica do Vento**. 3ª. ed. Porto Alegre: UFRGS, 1988.
- BLESSMANN, J. **Introdução ao Estudo das Ações Dinâmicas do Vento**. 2ª. ed. Porto Alegre: UFRGS, 2005.
- BLESSMANN, J. **Aerodinâmica das construções**. 3ª. ed. Porto Alegre: UFRGS, 2011.
- BLESSMANN, J. **O vento na engenharia estrutural**. 2ª. ed. Porto Alegre: UFRGS, 2013.
- BLOCKEN, B. 50 years of Computational Wind Engineering: Past, present and future. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, 2014., p. 69-102
- BONO, G. **Simulação Numérica de escoamentos em Diferentes Regimes Utilizando o Método dos Elementos Finitos**. Porto Alegre: UFRGS, 2008.
- BRAUN, A. L. **Um modelo para a simulação numérica da ação do vento sobre seções de ponte**. Porto Alegre: UFRGS, 2002.
- BRAUN, A. L. **Simulação Numérica na Engenharia do Vento Incluindo Efeitos de Interação Fluido-Estrutura**. Porto Alegre: UFRGS, 2007.
- BRIASSOULIS, D.; MISTRIOTIS, A.; GIANNOULIS, A. Wind forces on porous elevated panels. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Dezembro 2010., p. 919-928
- BUDDIKA, H. A. D. S.; WEERASINGHE, W. A. C.; RODRIGO, B. C. S. S. W. Prediction of Drag Force Coefficient for Single-Column-Supported Billboard Structures. **ENGINEER**, 2022.
- BURBRIDGE, H. P. **O esquema explícito de Taylor-Galerkin na simulação numérica de escoamentos compressíveis tridimensionais utilizando elementos finitos hexaédricos de oito nós**. Porto Alegre: UFRGS, 1999.
- CGTN. Billboard falls in parking lot, damaging cars. **Youtube**, 2017. Disponível em: <https://www.youtube.com/watch?v=mLH6Mafcl0>. Acesso em: 20 Fevereiro 2024.
- CHANDRUPATLA, T. R.; BELEGUNDU, A. D. **Introduction to Finite Elements in Engineering**. 4ª. ed. [S.l.]: Pearson, 2012.

- CHEN, J.; ELSHAER, A.; ABOSHOSHA, H.; PEDRO, G. Calibrated consistent flow generator for tall building aerodynamics using large eddy simulation. **Results in Engineering**, 17 Setembro 2022.
- CHEN, W.; ZHU, Z. Numerical simulation of wind turbulence by DSRFG and identification of the aerodynamic admittance of bridge decks. **Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics**, 2020., p. 1515-1535
- CHORIN, A. J. A numerical method for solving incompressible viscous flow problems. **Journal of Computational Physics**, 1967., p. 12-26
- CHRISTON, M. A. A domain-decomposition message-passing approach to transient viscous incompressible flow using explicit time integration. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, 5 Setembro 1997., p. 329-352
- CHU, C. K. Numerical Methods in Fluid Dynamics. **Advances in Applied Mechanics**, 1979., p. 285-331
- COOK, N. J. **The Designer's Guide to Wind Loading of Building Structures, Part 2: Static structures**. Londres: BRE/Butterworths, 1990.
- COUTO, L. F. M. D. **Arquitetura de computação paralela para resolução de problemas de dinâmica dos fluidos e interação fluido-estrutura**. São Paulo: USP, 2016.
- DAVIDSON, L. Using isotropic synthetic fluctuations as inlet boundary conditions for unsteady simulations. **Advances and Applications in Fluid Mechanics**, 2007., p. 1-25
- DAVIS, J. H.; SHAFNER, J.; NICHOLS, D.; GRUBE, N.; MARTIN, P.; BHATELE, A. Porting a Computational Fluid Dynamics Code with AMR to Large-scale GPU Platforms, Maryland, 2023.
- DAWOOD, A. O.; RKABY, A. H.; SANGOOR, A. J. Wind Design Loads on Solid Signs in Southern Iraq Based on Different Design Codes and CFD Analysis. **Solid State Technology**, 2020.
- DEAVES, D. M. Computations of Wind Flow Over Two-Dimensional Hills and Embankments. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, 1980., p. 89-111
- EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **Eurocode 1: Actions on structures - Part 1-4: General actions - Wind actions**. [S.l.]: [s.n.], 2010.
- FAROOQUI, K. M.; YADAV, N. A Study on the Role of the Peak Wind Pressure Coefficient for Design of Billboard in High-rise Buildings. **GIS Science Journal**, Agosto 2022.

- FLACHBART, O. Wind pressure on solid-walled and framed structures. **Association Internationale des Ponts et Charpentes**, 1932., p. 153-172
- FOX, T. A.; LEVITAN, M. **A Comprehensive Look at Wind Loading on Freestanding Walls and Signs**. 10th Americas conference on Wind Engineering. Baton Rouge: [s.n.]. 2005.
- FUNEZ, M. L. **Um Modelo Numérico para a Simulação de Ensaios Aeroelásticos em Túneis de Vento**. Porto Alegre: UFRGS, 2019.
- GERMANO, M.; PIOMELLI, U.; MOIN, P.; CABOT, W. H. A dynamic subgrid-scale eddy viscosity model. **Physics of Fluids**, 1991., p. 1760-1765
- GEUZAIN, C.; REMACLE, J.-F. Gmsh 4.13.1. **Gmsh**, 2024. Disponível em: <https://gmsh.info/doc/texinfo/gmsh.html>. Acesso em: 5 Junho 2024.
- GIANNOULIS, A.; MISTRITIS, A.; BRIASSOULIS, D. Experimental and numerical investigation of the airflow around a raised permeable panel. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Dezembro 2010.
- GIANNOULIS, A.; STATHOPOULOS, T.; BRIASSOULIS, D.; MISTRITIS, A. Wind loading on vertical panels with different permeabilities. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Agosto 2012., p. 1-16
- GONZÁLEZ, L. A. S. **Análise de escoamentos de fluidos quase-incompressíveis e das vibrações induzidas em objetos imersos**. Porto Alegre: UFRGS, 1993.
- GROMKE, C.; RUCK, B. Influence of trees on the dispersion of pollutants in an urban street canyon - Experimental investigation of the flow and concentration field. **Atmospheric Environment**, 2007., p. 3287-3302
- HAUF, T.; NEUMANN-HAUF, G. The Turbulent Wind Flow Over and Embankment. **Boundary-Layer Meteorology**, 1982., p. 357-369
- HINZE, J. O. **Turbulence**. 2ª. ed. [S.l.]: McGraw-Hill College, 1975.
- HO, T. C. E.; SURRY, D.; DAVENPORT, A. G. Variability of low building wind loads due to surroundings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Julho 1991., p. 297-310
- HOLMES, J. D. Wind loading of parallel free-standing walls on bridges, cliffs, embankments and ridges. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Dezembro 2001., p. 1397-1407
- HU, G.; LIU, L.; TAO, D.; SONG, J.; TSE, K. T.; KWOK, K. C. S. Deep learning-based investigation of wind pressures on tall building under interference effects. **Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics**, 2020.

- HUANG, S.; LI, Q.; WU, J. A general inflow turbulence generator for large eddy simulation. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Novembro 2010., p. 600-617
- HUSAIN, M.; LEE, B. E. **An investigation of wind forces on three dimensional roughness elements in a simulated atmospheric boundary layer flow**. Sheffield: Department of Building Science, Faculty of Architectural Studies, 1980.
- HUSSAINI, M. Y.; ZANG, T. A. Spectral Methods in Fluid Dynamics. **Annual Review of Fluid Dynamics**, 1987., p. 339-367
- JESPERSEN, D. C.; LEVIT, C. A Computational Fluid Dynamics Algorithm On a Massively Parallel Computer. **International Journal of High Performance Computing Applications**, 1989.
- JIA, Y.; SILL, B. L. Pressures on a cube embedded in a uniform roughness field of variable spacing density. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Setembro 1998., p. 491-501
- KAWAHARA, M.; HIRANO, H. A finite element method for high Reynolds number viscous fluid flow using two step explicit scheme. **International Journal for Numerical Methods in Fluids**, Março/Abril 1983., p. 137-163
- KIEFER, H.; PLATE, E. J. Modeling of mean and fluctuating wind loads in built-up areas. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Abril 1998., p. 619-629
- KIM, Y.-M.; YOU, K.-P.; YOU, J.-Y. Characteristics of Wind Velocity and Temperature Change Near an Escarpment-Shaped Road Embankment. **The Scientific World Journal**, 20 Julho 2014.
- LAI, J.; TIAN, Z.; LI, H.; PAN, S. A CFD Heterogeneous Parallel Solver Based on Collaborating CPU and GPU. **IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering**, 2018.
- LEE, B. E. Wind loading on low-rise building. **Proceeding of the Eight Colloquium on Industrial Aerodynamics**, Aachen, 1980.
- LESIEUR, M. **Turbulence in Fluids**. 4^a. ed. [S.l.]: Springer, 2008.
- LETCHFORD, C. W. Wind loads on rectangular signboards and hoardings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Fevereiro 2001., p. 135-151
- LETCHFORD, C. W.; HOLMES, J. D. Wind loads on free-standing walls in turbulent boundary layers. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Janeiro 1994., p. 1-27

- LI, W.; LIU, T.; MARTINEZ-VAZQUEZ, P.; GUO, Z.; HUO, X.; XIA, Y.; CHEN, Z. Effects of embankment layouts on train aerodynamics in a wind tunnel configuration. **Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics**, 2022.
- LI, Z.; WANG, D.; CHEN, X.; LIANG, S.; LI, J. Wind load effect of single-column-supported two-plate billboard structures. **Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics**, Agosto 2018., p. 70-79
- LILLY, D. K. A proposed modification of the Germano subgrid-scale closure method. **Physics of Fluids**, 1992., p. 633-635
- LOREDO-SOUZA, A. M. Meteorological events causing extreme winds in Brazil. **Wind and Structures**, 2012.
- LOREDO-SOUZA, A. M.; SCHETTINI, E. B. C.; PALUCH, M. J. Simulação da Camada Limite Atmosférica em Túnel de Vento. **IV Escola de Primavera de Transição e Turbulência**, Porto Alegre, 27 Setembro 2004.
- MADALOZZO, D. M. S. **Simulação Numérica da Dispersão de Poluentes em Zonas Urbanas Considerando Efeitos Térmicos**. Porto Alegre: UFRGS, 2012.
- MADALOZZO, D. M. S.; BRAUN, A. L.; AWRUCH, A. M.; MORSCH, I. B. Numerical simulation of pollutant dispersion in street canyons: Geometric and thermal effects. **Applied Mathematical Modelling**, 2014.
- NDTV NEWS DESK. Giant Billboard Crushes Parked Cars After Getting Knocked Down By Wind. **NDTV**, 2017. Disponível em: <https://www.ndtv.com/offbeat/giant-billboard-crushes-parked-cars-after-getting-knocked-down-by-wind-1744863>. Acesso em: 20 Fevereiro 2024.
- NORTH CAROLINA DEPARTMENT OF REVENUE. **Billboard Structures Valuation Guide**. North Carolina: [s.n.], 2019.
- NOVA ERA FM 97.5. Outdoor cai com o vento em Porto Belo - Santa Catarina. **Youtube**, 2022. Disponível em: <https://www.youtube.com/watch?v=MMUBGFEjNoc>. Acesso em: 20 Fevereiro 2024.
- OYARZUN, G.; BORRELL, R.; GOROBETS, A.; LEHMKUHL, O.; OLIVA, A. Direct numerical simulation of incompressible flows on unstructured meshes using hybrid CPU/GPU supercomputers. **Procedia Engineering**, 2013., p. 87-93
- PAULOTTO, C.; CIAMPOLI, M.; AUGUSTI, G. Wind tunnel evaluation of mean wind pressure on a frame-type signboard. **Journal of Wind Engineering**, Maio 2006., p. 397-413

- PES, M. P.; PEREIRA, E. B.; MARENGO, J. A.; MARTINS, F. R.; HEINEMANN, D.; SCHMIDT, M. Climate trends on the extreme winds in Brazil. **Renewable Energy**, 9 Janeiro 2017., p. 110-120
- PLATE, E. J.; KIEFER, H. Wind loads in urban areas. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Dezembro 2001., p. 1233-1256
- POPIOLEK, T. L. **Análise de Escoamentos Incompressíveis Utilizando Simulação de Grandes Escalas e Adaptação de Malhas**. Porto Alegre: UFRGS, 2005.
- QUINN, A. D.; BAKER, C. J.; WRIGHT, N. G. Wind and vehicle induced forces on plates. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, 2001., p. 817-829
- RBS TV; G1 RS. Passagem de ciclone pelo RS causou prejuízo de R\$ 1,3 bilhão, estima confederação nacional de municípios. **g1**, 2023. Disponível em: <https://g1.globo.com/rs/rio-grande-do-sul/noticia/2023/09/09/passagem-de-ciclone-pelo-rs-causou-prejuizo-de-r-13-bilhao-estima-confederacao-nacional-de-municipios.ghtml>. Acesso em: 13 Maio 2024.
- REBOITA, M. S.; ROCHA, R. P. D.; OLIVEIRA, D. M. D. Key Features and Adverse Weather of the Named Subtropical Cyclones over the Southwestern South Atlantic Ocean. **Atmosphere**, 2019.
- ROBERTSON, A. P.; HOXEY, R. P.; RICHARDS, P. J. Design code, full-scale and numerical data for wind loads on free-standing walls. **Journal of Wind engineering and Industrial Aerodynamics**, Julho 1995., p. 203-214
- ROBERTSON, A. P.; HOXEY, R. P.; RICHARDS, P. J.; FERGUSON, W. A. Full-scale measurements and computational predictions of wind loads on free-standing walls. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Abril 1997., p. 639-646
- RUETSCH, G.; FATICA, M. **CUDA Fortran for Scientists and Engineers: Best Practices for Efficient CUDA Fortran Programming**. Waltham: Elsevier, 2013.
- SALGADO-ESTRADA, R.; GALVÁN, A.; MORENO-MARTÍNEZ, J. Y.; ELVIRA-HERNÁNDEZ, E. A.; CARPIO, F.; HERRERA-MAY, A. L.; CASTRO, S. A. Z.; HERRERA-DÍAZ, I. E. Wind Vulnerability of Flexible Outdoor Single-Post Billboards. **Applied Sciences**, 18 Maio 2023.
- SALIM, S. M.; CHEAH, S. C.; CHAN, A. Numerical simulation of dispersion in urban street canyons with avenue-like tree plantings: Comparison between RANS and LES. **Building and Environment**, 30 Janeiro 2011., p. 1735-1746
- SANGALLI, L. A. **Análise Numérica da Ação do Vento sobre Pontes com Sistemas de Controle de Vibrações**. Porto Alegre: UFRGS, 2019.

- SCHLICHTING, H.; GERSTEN, K. **Boundary-Layer Theory**. 9^a. ed. Berlin: Springer-Verlag, 2017.
- SCRUTON, C.; ROGERS, E. W. E. Steady and unsteady wind loading of buildings and structures. **Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical**, 13 Maio 1971., p. 353-383
- SIMIU, E.; YEO, D. **Wind Effects on Structures: Modern Structural Design for Wind**. 4^a. ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2019.
- SMAGORINSKY, J. General Circulation Experiments with the Primitive Equation I the Basic Experiment. **Monthly Weather Review**, 1963., p. 99-164
- SMITH, D. A.; ZUO, D.; MEHTA, K. C. Characteristics of wind induced net force and torque on a rectangular sign measured in the field. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Outubro 2014., p. 80-91
- SONG, F.; OU, J. Study on the dynamic causes of damage of large billboard by typhoon. **Proceedings of the 14th National Conference of Structural wind engineering**, Beijing, Agosto 2009.
- STANDARDS AUSTRALIA AND STANDARDS NEW ZEALAND. **Structural Design Actions, Part 2: Wind Actions**. [S.l.]: [s.n.], 2002.
- STANDARDS NEW ZEALAND. **AS/NZS 1170.2 - Structural design actions, Part 2: Wind actions**. [S.l.]: [s.n.], 2021.
- STATHOPOULOS, T. Wind loads on low buildings: in the wake of Alan Davenport's contributions. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Dezembro 2003., p. 1565-1585
- STOKES, G. G. On the Theory of the Internal Friction of Fluid in Motion and of the Equilibrium and Motion of Elastic Solids. **Journal of Applied Mathematics and Physics**, Cambridge, 1845., p. 287-319
- TAMURA, Y.; CAO, S. Climate change and wind-related disaster risk reduction. **Proceedings of the APCWE-VII**, Taipei, Novembro 2009.
- TEIXEIRA, P. R. D. F. **Simulação Numérica da Interação de escoamentos Tridimensionais de Fluidos Compressíveis e Incompressíveis e Estruturas Deformáveis Usando o Método de Elementos Finitos**. Porto Alegre: UFRGS, 2001.
- THIBAUT, J. C.; SENOCAK, I. Accelerating incompressible flow computations with a Pthreads-CUDA implementation on small-footprint multi-GPU platforms. **The Journal of Supercomputing**, 2012., p. 693-719

- VISINTAINER, M. R. M. **Um modelo numérico para a simulação de problemas de interação fluido-estrutura-solo na engenharia do vento**. Porto Alegre: UFRGS, 2022.
- VOLUPE SOFTWARE. y+ calculator launched at Volupe's webpage. **VOLUPE Software**, 2021. Disponível em: <https://volute.se/y-calculator-launched-at-volupes-webpage/>. Acesso em: 12 Junho 2024.
- WANG, D.; CHEN, X.; LI, J.; CHENG, H. Wind load characteristics of large billboard structures with two-plate and three-plate configurations. **Wind and Structures**, Junho 2016., p. 703-721
- WARNITCHAI, P.; SINTHUWONG, S.; POEMSANTITHAM, K. Wind Tunnel Model Tests of Large Billboards. **Advances in Structural Engineering**, Fevereiro 2009., p. 103-114
- WEN, J.; XIE, Q. Field investigation and structural analysis of wind-induced collapse of outdoor single-post bilobboards. **Engineering Failure Analysis**, Shanghai, 11 Agosto 2020.
- WHITE, F. M. **Viscous Fluid Flow**. 3ª. ed. [S.l.]: McGraw-Hill, 2006.
- YU, Y.; YANG, Y.; XIE, Z. A new inflow turbulence generator for large eddy simulation evaluation of wind effects on a standard high-rise building. **Building and Environment**, 15 Junho 2018., p. 300-313
- ZHANG, Y.; CAO, S.; CAO, J. An improved consistent inflow turbulence generator for LES evaluation of wind effects on buildings. **Building and Environment**, Setembro 2022.
- ZIAUDDIN, S. M. **WIND-INDUCED DYNAMIC RESPONSE OF LARGE BILLBOARD STRUCTURES**. WIE Wind Engineering. [S.l.]: [s.n.]. 2016.
- ZUO, D.; LETCHFORD, C. W.; WAYNE, S. Wind tunnel study of wind loading on rectangular louvered panels. **Wind & Structures**, Janeiro 2011., p. 449-463
- ZUO, D.; SMITH, D. A.; MEHTA, K. C. Experimental study of wind loading of rectangular sign structures. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Julho 2014., p. 62-74