



FRANCISCO MATEUS ANTUNES

Licenciatura em Ciências de Engenharia Mecânica

**MODELAÇÃO EM FLUENT DA
VENTILAÇÃO NATURAL DE UM EDIFÍCIO
EM COMUNICAÇÃO COM O EXTERIOR**

ESTUDO DA LIBERTAÇÃO DE CALOR E OCUPAÇÃO DO EDIFÍCIO

ENGENHARIA MECÂNICA

Universidade NOVA de Lisboa
Novembro, 2021



MODELAÇÃO EM FLUENT DA VENTILAÇÃO NATURAL DE UM EDIFÍCIO EM COMUNICAÇÃO COM O EXTERIOR

ESTUDO DA LIBERTAÇÃO DE CALOR E OCUPAÇÃO DO EDIFÍCIO

FRANCISCO MATEUS ANTUNES

Licenciatura em Ciências de Engenharia Mecânica

Orientadora: Prof. Doutora Diana Filipa da Conceição Vieira
Professora Auxiliar Convidada, Universidade NOVA de Lisboa

Coorientador: Prof. Doutor José Manuel Paixão Conde
Professor Auxiliar, Universidade NOVA de Lisboa

Júri:

Presidente: Prof. Doutor José Fernando de Almeida Dias
Professor Associado, Universidade NOVA de Lisboa, FCT-NOVA

Arguente: Prof. Doutor Francisco Miguel Ribeiro Proença Brojo
Professor Auxiliar, Universidade da Beira Interior

Vogal: Prof. Doutora Diana Filipa da Conceição Vieira
Professora Auxiliar Convidada, Universidade NOVA de Lisboa

Modelação em Fluent da ventilação natural de um edifício em comunicação com o exterior

Copyright © Francisco Mateus Antunes, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade NOVA de Lisboa.

A Faculdade de Ciências e Tecnologia e a Universidade NOVA de Lisboa têm o direito, perpétuo e sem limites geográficos, de arquivar e publicar esta dissertação através de exemplares impressos reproduzidos em papel ou de forma digital, ou por qualquer outro meio conhecido ou que venha a ser inventado, e de a divulgar através de repositórios científicos e de admitir a sua cópia e distribuição com objetivos educacionais ou de investigação, não comerciais, desde que seja dado crédito ao autor e editor.

Este documento foi gerado utilizando o processador (pdf/Xe/Lua)LaTeX, com base no template NOVAthesis, desenvolvido no Dep. Informática da FCT-NOVA por João M. Lourenço. [1]

Para os meus pais.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, gostaria de expressar o meu agradecimento à Professora Doutora Filipa Vieira pela oportunidade de realizar esta dissertação em ventilação, uma área de especial interesse para mim. Agradeço também pela orientação ao longo destes meses, por toda a sua sinceridade, disponibilidade e partilha de conhecimento.

Ao Professor Doutor José Conde, o meu respeito pelo trabalho anteriormente realizado, em parceria com ex-colegas também da FCT, que me permitiu melhor entender e dar continuidade aos seus estudos.

Para os meus pais e irmãs, devo um enorme obrigado pelo apoio, compreensão e por estarem sempre presentes.

Aos meus grandes amigos Duarte Marçalo, Filipe Santos, André Antunes, André Nunes, Rita Gonçalves e Joana Afonso com quem pude contar nos bons e maus momentos. Por me lembrarem que existe um mundo fora da faculdade e que a vida tem muito para oferecer.

Por último, mas não menos importante, à minha namorada Alexandra por me fazer ver sempre o copo meio cheio e me alegrar nos dias mais cinzentos, sem a qual esta fase teria sido bem mais difícil.

RESUMO

A ventilação do ar em edifícios é necessária ao bem estar dos ocupantes, o não cumprimento das condições impostas pode resultar em perigo para a saúde dos mesmos. A ventilação natural é um meio de renovação do ar com menores custos iniciais, de operação e manutenção, relativamente aos sistemas de ventilação mecânica.

Neste trabalho é modelado o escoamento do tipo camada limite atmosférica, com a informação dos perfis de velocidade e parâmetros da rugosidade aerodinâmica presentes na regulamentação nacional NP EN 1991-1-4:2010.

O principal objetivo desta dissertação é o estudo da ventilação natural no interior e exterior de um edifício, com aberturas para o exterior e uma fonte de calor no interior, simulando a sua ocupação. São abordadas diferentes áreas para as aberturas de um edifício, como também diferentes temperaturas na fonte de calor, ambos de geometria cúbica.

Os resultados são obtidos no programa comercial ANSYS Fluent, um programa de dinâmica dos fluidos computacional, para os modelos de turbulência *Realizable $k - \epsilon$* e *SST $k - \omega$* . Anteriormente ao caso de estudo, são reproduzidos dois estudos experimentais para efeitos de validação.

Os resultados das simulações numéricas são concordantes com os experimentais, permitindo a compreensão da influência de cada modelo de turbulência. Verificaram-se algumas limitações na estabilidade das condições de fronteira impostas na entrada do domínio computacional.

Palavras-chave: Escoamento do Tipo Cada Limite Atmosférica, Ventilação Natural, Coeficiente de Pressão, Coeficiente de Transferência de Calor por Convecção, Mecânica dos Fluidos Computacional

ABSTRACT

Air ventilation is essential for the occupants' comfort, by not following imposed conditions, it can result in health danger for them. Natural ventilation is a renovation air method with lower initial operational and maintenance costs compared to mechanical ventilation.

In this paper, the atmospheric boundary layer is modelled with velocity profiles' information and aerodynamic roughness parameters present on national regulation NP 1991-1-4:2010.

This dissertation's primary goal is to study natural ventilation inside and outside a building, with openings to the outside and a heat source inside, simulating its occupation. Different opening areas of the building are used, as also different heat source temperatures, both are cubic geometries.

The commercial program ANSYS Fluent is used, a computational fluid dynamics program, in order to get the results with turbulence models *Realizable $k - \epsilon$* and *SST $k - \omega$* . Before the study case, two experimental cases were reproduced for validation purposes.

Numerical simulations' results show good agreement with the experimental data, allowing the comprehension of turbulence models interference. Some limitations are observed on the stability of boundary conditions imposed on the computational domain inlet.

Keywords: Atmospheric Boundary Layer, Natural Ventilation, Pressure Coefficient, Convective Heat Transfer Coefficient, Computational Fluid Dynamics

ÍNDICE

Índice de Figuras	xix
Índice de Tabelas	xxiii
Glossário	xxv
Siglas	xxvii
Símbolos	xxix
1 Introdução	1
1.1 Enquadramento	1
1.2 Objetivos	2
1.3 Descrição Geral da Dissertação	2
2 Ventilação de Edifícios	5
2.1 Infiltração e Exfiltração do Ar	5
2.2 Estratégias de Ventilação	6
2.2.1 Ventilação Mecânica	6
2.2.2 Ventilação Natural	6
3 Escoamento em Torno de Edifícios	13
3.1 Camada Limite Atmosférica	13
3.1.1 Condição Neutra da CLA	14
3.1.2 Perfil de Velocidades	14
3.2 Ações em Estruturas - Acções do Vento	16
3.2.1 Campo de Aplicação	16
3.2.2 Velocidade do Vento	16
3.3 Coeficientes de Pressão	19
4 Modelação Computacional	21

4.1	Equações Fundamentais	21
4.1.1	Fluido Newtoniano	22
4.1.2	Fluido incompressível	22
4.1.3	Equação da Conservação da Massa	22
4.1.4	Derivada Material	23
4.1.5	Equação do Balanço da Quantidade de Movimento	24
4.1.6	Equação da Conservação da Energia	25
4.1.7	Equações de Estado	28
4.1.8	Equações de Navier-Stokes	29
4.2	Turbulência	31
4.2.1	Equações Médias de Reynolds (RANS)	31
4.2.2	Modelação da Turbulência	32
4.2.3	Lei de Parede	39
4.2.4	Modelação da Transferência de Calor	44
4.2.5	Regiões Sólidas	45
4.2.6	Coefficiente de Transferência de Calor por Convecção	46
4.3	Malha	46
4.3.1	Qualidade da Malha	47
4.3.2	Alongamento	47
4.3.3	Distorção	48
4.4	<i>Solver</i>	49
4.4.1	Métodos de Solução	50
4.4.2	Discretização Espacial	50
4.5	Inicialização	51
4.6	Convergência	52
5	Caso de Estudo	53
5.1	Geometria do Edifício	53
5.2	Domínio Computacional	54
5.3	Malha	56
5.4	<i>Setup</i>	57
5.4.1	Condições de Fronteira	58
5.5	Casos a Analisar	62
6	Resultados e Discussão	63
6.1	Validação do Coeficiente de Pressão	63
6.1.1	Verificação de y^+	64
6.1.2	Verificação da Estabilidade do Domínio	64
6.1.3	Validação do Modelo Computacional	66
6.2	Validação do Coeficiente de Transferência de Calor	68
6.2.1	Verificação de y^*	69

6.2.2	Verificação da Estabilidade do Domínio	69
6.2.3	Validação do Modelo Computacional	70
6.3	Caso de Estudo	74
6.3.1	Verificação de γ^+	74
6.3.2	Verificação da Estabilidade do Domínio	75
6.3.3	Campos de Velocidade	85
6.3.4	Campos de Pressão	85
6.3.5	Campos de Temperatura	90
6.3.6	Variação da Pressão nas Aberturas	93
6.3.7	Coefficientes de Transferência de Calor por Convecção	94
6.3.8	Taxa de Renovação do Ar	96
7	Conclusões e Trabalhos Futuros	99
	Bibliografia	103
	Apêndices	
A	Malha 2 Utilizada no Caso de Estudo	109
B	Malha Para Validação do Coeficiente de Pressão	115
C	Valores de γ^+ para Validação do Coeficiente de Pressão	117
D	Malha Para Validação do Coeficiente de Transferência de Calor por Convecção	119
E	Valores adimensionais de γ para Validação do Coeficiente de Transferência de Calor por Convecção	121
	Anexos	
I	Ilustração da rugosidade máxima de cada categoria de terreno	125
II	<i>User Defined Function</i> - UDF	127

ÍNDICE DE FIGURAS

2.1	Formação da ventilação natural [5]	8
2.2	Ventilação cruzada [5]	9
2.3	Ventilação unilateral [5]	10
2.4	Ventilação por efeito de chaminé [5]	11
2.5	Torre de ventilação (pátio) [5]	11
3.1		
Composição da Camada Limite Atmosférica (CLA) [17]		
	Nomenclatura: <i>Atmosphere Boundary Layer (ABL)</i>	14
3.2	Efeitos da rugosidade aerodinâmica do solo no perfil de velocidades, para três tipos de terreno [17]	14
3.3	Coeficiente de pressão exterior, c_{pe} , em edifícios para uma superfície carregada, A , compreendida entre $1 [m^2]$ e $10 m^2$ [19]	19
3.4	Influência do perfil de velocidades no C_p sobre uma placa quadrada [20]	20
4.1		
Volume infinitesimal [23]		
4.2	Tensões de corte num elemento de fluido, senguado x [23]	25
4.3	Componentes vetoriais do fluxo de calor [23]	26
4.4	Medição típica da velocidade para um escoamento turbulento [23]	32
4.5	Escoamento turbulento	40
4.6	Resolução da camada limite de escoamento junto da parede	40
4.7	Camada limite térmica	42
4.8	Rugosidade do tipo grão de areia	44
4.9	Diferentes tipos de malha	46
4.10	Ortogonalidade [26]	47
4.11	<i>Aspect Ratio</i> [26]	48
4.12	Algoritmos <i>Pressure-Based</i>	49
5.1		
Geometria do edifício, com aberturas de 5%.		
5.2	Domínio computacional, com aberturas de 5%	55
5.3	Divisão do domínio computacional, com aberturas de 5%	57

5.4	Malha 1, com aberturas de 5%	58
5.5	Malha 2, com aberturas de 5%	59
5.6	Malha 2, com aberturas de 15%	60
5.7	Fronteiras do domínio, com aberturas de 5%	61
6.1	Perfil de velocidades a montante do edifício, validação do C_p	65
6.2	Energia cinética turbulenta a montante do edifício, validação do c_p	66
6.3	Validação de C_p ao longo do plano de simetria no sentido do escoamento	67
6.4	Validação de C_p ao longo do plano central horizontal	67
6.5	Validação de C_p ao longo do plano central transversal	67
6.6	<i>Setup</i> experimental, adaptado de Defraeye et al., 2010 [6]	68
6.7	Perfil de velocidades a montante do edifício, validação do h_c	71
6.8	Validação de T_w ao longo do plano de simetria no sentido do escoamento	72
6.9	Validação de T_w ao longo do plano horizontal	72
6.10	Validação de h_c ao longo do plano de simetria no sentido do escoamento	73
6.11	Validação de h_c ao longo do plano horizontal	73
6.12	Valores de y^+ no exterior do edifício com aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)	76
6.13	Valores de y^+ no interior do edifício com aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)	77
6.14	Valores de y^+ na fonte de calor com aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)	78
6.15	Perfil de velocidades a montante do edifício com aberturas de 5%	79
6.16	Perfil de velocidades a montante do edifício com aberturas de 15%	80
6.17	Perfil da energia cinética turbulenta a montante do edifício com aberturas de 5%	81
6.18	Perfil da energia cinética turbulenta a montante do edifício com aberturas de 15%	82
6.19	Perfil da taxa de dissipação específica a montante do edifício, com aberturas de 5% (a e b) e 15% (c e d)	83
6.20	Perfil da taxa de dissipação turbulenta a montante do edifício, com aberturas de 5% (a e b) e 15% (c e d)	84
6.21	Campos de velocidade no plano de simetria com aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)	86
6.22	Campos de velocidade nos planos médios das aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)	87
6.23	Campos de pressão no plano de simetria com aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)	88
6.24	Campos de velocidade nos planos médios das aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)	89
6.25	Campos de temperatura no plano de simetria com aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)	91
6.26	Campos de temperatura nos planos médios das aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)	92
6.27	Valores de h_c ao longo do plano de simetria vertical	95

6.28	Valores de h_c ao longo do plano horizontal	95
A.1	Parâmetros da malha 2 no plano XZ	110
A.2	Parâmetros da malha 2 no plano XY	111
A.3	Parâmetros da malha 2 no plano YZ	112
A.4	Parâmetros da malha 2 no plano XZ - Aproximado	113
A.5	Parâmetros da malha 2 no plano XY - Aproximado	113
B.1	Malha utilizada para validação do C_p	115
C.1	Valores de y^+ utilizados para validação do C_p	117
D.1	Malha utilizada para validação do h_c	119
E.1	Valores de y^* utilizados para validação do h_c	122
E.2	Valores de y^+ utilizados para validação do h_c	123
I.1	Ilustração dos tipos de terreno [19]	125

ÍNDICE DE TABELAS

3.1	Categorias e parâmetros de terreno [19], ilustrado no Anexo I	18
4.1	Forças atuantes sobre uma partícula de fluido	24
4.2	Número de equações adicionais e respectivos modelos de turbulência [23, 26]	33
4.3	Constantes do modelo <i>Standard</i> $k - \varepsilon$ [28, 29]	34
4.4	Constantes do modelo <i>Renormalization-Group (RNG)</i> $k - \varepsilon$ [28]	35
4.5	Constantes do modelo <i>Realizable</i> $k - \varepsilon$ [28]	36
4.6	Constantes do modelo <i>Shear-Stress Transport (SST)</i> $k - \omega$ [28]	38
4.7	<i>Skewness</i> [43]	48
5.1	Rácio de blocagem para cubo com $H = 5,30 [m]$	54
5.2	Qualidade da malha 2	57
6.1	Rácio de blocagem para cubo com $H = 6 [m]$	64
6.2	Variação da pressão nas aberturas 1 e 2	93
6.3	Variação da pressão nas aberturas 1 e 2 (Águas, F., 2020 [8])	93
6.4	Variação entre modelos utilizados e a diferença de pressão relativamente ao estudo de Águas, F. 2020 [8]	94
6.5	Velocidade média e caudal mássico nas aberturas 1 e 2	97
6.6	Variação entre modelos utilizados e a diferença de pressão relativamente ao estudo de Águas, F. 2020 [8]	97
6.7	Velocidade média, caudal mássico e taxa de renovação na abertura 1 (Águas, F. 2020 [8])	97
6.8	Variação da taxa de renovação do ar relativamente ao estudo de Águas, F. 2020 [8]	98
A.1	Parâmetros da malha 2 para aberturas de 5% e 15%	114

GLOSSÁRIO

- barlavento** Lado onde o vento sopra [2]
- isotrópico** Um material com comportamento isotrópico apresenta as mesmas características físicas independentemente da direção considerada
- orografia** A orografia é a parte da geografia física que se dedica à descrição de montanhas. Através das suas representações cartográficas (i.e. mapas), é possível visualizar e estudar o relevo de uma região [3]
- purgar** Limpar, purificar pela eliminação das impurezas ou matérias estranhas [4]

SIGLAS

ASM	<i>Algebraic Stress Model</i>
CEN	Comité Europeu de Normalização
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
CHTC	<i>Convective Heat Transfer Coefficient</i>
CLA	Camada Limite Atmosférica
DBS	<i>Density-Based Solver</i>
DNS	<i>Direct Numerical Simulation</i>
EN	Norma Europeia
EWT	<i>Enhanced Wall Treatment</i>
LES	<i>Large Eddy Simulations</i>
LRNC	<i>Low-Reynolds-Number Correction</i>
LRNM	<i>Low Reynolds Number Modeling</i>
ML	<i>Mixing Length</i>
PBS	<i>Pressure-Based Solver</i>
PISO	<i>Pressure Implicit with Splitting of Operations</i>
QUICK	<i>Quadratic Upstream Interpolation for Convective Kinetics</i>
RANS	<i>Reynolds-Averaged Navier-Stokes</i>
RNG	<i>Renormalization-Group</i>
RSM	<i>Reynolds Stress Models</i>
SIMPLE	<i>Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations</i>

SIMPLEC	<i>Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations Consistent</i>
SST	<i>Shear-Stress Transport</i>
SWF	<i>Standard Wall Functions</i>
UDF	<i>User Defined Function</i>

SÍMBOLOS

A	Área de superfície carregada [m^2]
α	Expoente da lei de potência
c	Calor específico [$\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$]
c_{dir}	Coefficiente de direção
C_μ	Coefficiente dos modelos de turbulência $k - \varepsilon$
$c_o(z)$	Coefficiente de orografia em função da altura
C_p	Coefficiente de pressão
c_p	Calor específico a pressão constante [$\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$]
c_{pe}	Coefficiente de pressão exterior
$c_{pe,1}$	Coefficiente de pressão exterior local
$c_{pe,10}$	Coefficiente de pressão exterior global
$c_r(z)$	Coefficiente de rugosidade do terreno em função da altura
C_s	Constante de rugosidade
c_v	Calor específico a volume constante [$\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$]
δ	Espessura da camada limite [m]
$\delta x, \delta y, \delta z$	Dimensões infinitesimais segundo x, y, z
\dot{m}	Incremento mássico de cada elemento cúbico do fluido
E	Valor empírico
f	Coefficiente de <i>Coriolis</i>
Gr	Número de <i>Grashof</i>
H	Aresta do edifício [m]
h_c	Coefficiente de transferência de calor por convecção [$\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$]
h_g	Altura máxima da Camada Limite Atmosférica

SÍMBOLOS

i^*	Energia térmica interna [J]
I_v	Intensidade de turbulência
k	Energia cinética turbulenta [J/Kg]
k_I	Coefficiente de turbulência
k_r	Coefficiente de terreno
K_s	Altura da rugosidade aerodinâmica no ANSYS Fluent [m]
K_s^+	Altura adimensional de rugosidade
L	Dimensão linear do escoamento [m]
λ	Condutividade térmica [W/(m · K)]
λ_{eff}	Condutividade térmica efetiva [W/(m · K)]
λ_t	Condutividade térmica turbulenta [W/(m · K)]
Ma	Número de <i>Mach</i>
μ	Viscosidade dinâmica do fluido [Pa · s]
μ_t	Viscosidade turbulenta [Pa · s]
ν	Viscosidade cinemática do fluido [m ² /s]
ω	Taxa de dissipação específica [1/s]
p	Força de pressão [Pa]
p_0	Pressão estática num ponto de estagnação
P_f	Função de Pr e Pr_t
p_s	Pressão estática local na superfície do objeto
ϕ	Propriedade genérica correspondente ao fluido em análise
Pr	Número de <i>Prandtl</i>
Pr_t	Número turbulento de <i>Prandtl</i>
\mathbf{q}	Vetor do fluxo de calor [W/m ²]
Q_m	Caudal mássico que atravessa a abertura [kg/s]
R_{int}	Taxa de renovação do ar interior
RB	Rácio de blocagem [%]
Re	Número de <i>Reynolds</i>
ρ	Massa volúmica [Kg/m ³]
Ri	Número de <i>Richardson</i>

s_{ij}	Taxa de deformação linear de um elemento de fluido
S_M	Efeitos das forças de campo por unidade de volume
σ_v	Desvio padrão da turbulência
T	Temperatura [°C]
t	Instante de tempo
T_{ref}	Temperatura de referência [°C]
T_w	Temperatura da parede [°C]
τ	Tensão de corte do fluido [Pa]
τ_w	Tensão de corte do fluido na parede [Pa]
U	Velocidade do escoamento [m/s]
\mathbf{u}	Vetor de velocidade [m/s]
u, v, w	Componentes da velocidade segundo x, y, z
\bar{U}_b	Velocidade média de referência do vento [m/s]
$\bar{U}_{b,0}$	Valor básico da velocidade de referência do vento [m/s]
\bar{U}	Velocidade média do vento [m/s]
u_τ	Velocidade de atrito
V	Volume [m ³]
V_{int}	Caudal mássico nas aberturas [kg/s]
ε	Taxa de dissipação turbulenta [m ² /s ³]
κ	Constante de <i>Von Kármán</i>
x, y, z	Coordenadas cartesianas
y	Distância normal à parede [m]
y^*	Distância adimensional relativamente à parede, $C_\mu^{1/4} \cdot k^{1/2} \cdot y/\nu$
y^+	Distância adimensional relativamente à parede, $u_\tau \cdot y/\nu$
y_p	Distância do centro do primeiro elemento à parede
z	Altura a partir do solo [m]
z_0	Altura da rugosidade aerodinâmica [m]
$z_{0,II}$	Altura da rugosidade aerodinâmica para terreno do tipo II [m]
z_{max}	Altura máxima a partir do solo, definida pelo EUROCÓDIGO 1 de 200 [m]
z_{min}	Altura mínima a partir do solo, definida pelo EUROCÓDIGO 1 [m]

INTRODUÇÃO

1.1 Enquadramento

A ventilação do ar em edifícios é necessária ao bem-estar e conforto dos ocupantes, garantido parâmetros considerados aceitáveis de velocidade, temperatura e pureza do ar no interior. O não cumprimento destas condições pode resultar em perigo para a saúde dos mesmos.

Independentemente do clima, os sistemas de ventilação mecânica permitem a renovação do ar de forma controlada, adaptação às variadas necessidades do interior, são frequentemente essenciais em edifícios de escritórios e de grandes dimensões onde a renovação do ar deve alcançar o centro do edifício e onde os ganhos de calor podem originar sobreaquecimento. Por essas razões, em alguns países como no Canadá e na Eslováquia são aplicados em praticamente todas as novas construções, no entanto apresentam elevados custos de instalação, operação e manutenção. Em contrapartida, existe a ventilação natural com menores custos iniciais, de operação e manutenção. Não necessita de espaço na planta do edifício e pode ser aplicada em variadas instalações, como escolas, bibliotecas e armazéns [5].

Para melhor entender o escoamento do ar no interior e exterior de um edifício, recorre-se à dinâmica dos fluidos computacional, do inglês *Computational Fluid Dynamics* (CFD). As técnicas de CFD são hoje em dia aplicadas a inúmeras áreas, como por exemplo na hidrodinâmica dos navios, aerodinâmica dos carros e aviões. Desta forma é possível contornar limitações típicas dos ensaios em túneis de vento, cuja realização poderia constituir algum perigo ou impossibilidade de resolução. Adicionalmente, a utilização de *softwares* de CFD permite alterar e repetir estudos de forma mais económica financeiramente e no tempo despendido.

Através de CFD é possível estudar variados problemas, nomeadamente escoamentos complexos de fluidos com transferência de calor. Em particular, as transferências de calor por convecção nas superfícies de objetos inseridos num escoamento do tipo camada limite para elevados números de *Reynolds* são do interesse de muitas áreas de investigação. Um caso tipicamente abordado é o escoamento do tipo camada limite atmosférica, ou vento,

incidente num edifício que pode influenciar significativamente a respetiva perda de calor e, por sua vez, a eficiência térmica. Geralmente, a transferência de calor por convecção é modelada pelos coeficientes de calor [6].

1.2 Objetivos

O objetivo principal deste trabalho consiste em analisar o comportamento do escoamento aerodinâmico no interior e exterior de um edifício com aberturas em comunicação com o exterior, bem como a libertação de calor e ocupação do edifício, modelado no programa comercial ANSYS Fluent. Nesta dissertação pretende-se dar seguimento ao trabalho anteriormente realizado por colegas da mesma instituição no âmbito da ventilação em torno de edifícios (Branco, M. 2020 [7]) e ventilação natural (Águas, F. 2020 [8]), abordando os seguintes tópicos:

- Reprodução do estudo experimental realizado em túnel de vento por Hoxey et al., 2002 [9] e comparação dos resultados do coeficiente de pressão, também obtidos em CFD por Richards et al., 2002 [10];
- Reprodução do estudo experimental realizado em túnel de vento por Meinders et al., 1999 [11] e comparação dos resultados da temperatura de superfície e do coeficiente de transmissão de calor por convecção, também obtidos em CFD por Defraeye et al., 2010 [6];
- Explorar diferentes malhas e alcançar uma relação ótima entre qualidade e peso computacional;
- Análise da influência de diferentes aberturas no edifício, bem como de diferentes temperaturas impostas na fonte de calor, no que diz respeito à velocidade, coeficiente de pressão, coeficiente de transferência de calor por convecção e taxa de renovação do ar;
- Verificar se o escoamento é modelado de forma alheia ao modelo de turbulência utilizado.

1.3 Descrição Geral da Dissertação

A presente dissertação é constituída por um total de sete capítulos. Sendo o primeiro capítulo um enquadramento à temática abordada e os objetivos a que o aluno se propõe a realizar.

No capítulo dois é abordada a ventilação de edifícios, inclusive o seu funcionamento e técnicas utilizadas.

No capítulo três é apresentado o escoamento do tipo camada limite atmosférica e respetiva relação com a norma nacional NP EN 1991-1-4:2010.

No capítulo quatro procede-se a uma disposição dos conceitos teóricos necessários à simulação numérica em ANSYS Fluent, com o intuito de justificar alguns parâmetros utilizados.

No capítulo cinco, com recurso à informação anteriormente referida, o caso de estudo da dissertação é apresentado, nomeadamente a geometria, malha e *setup* utilizados nas simulações.

No capítulo seis são expostos os resultados obtidos, acompanhados da discussão.

No capítulo sete é feita uma análise e conclusão dos dados obtidos, terminando com algumas sugestões de trabalhos futuros.

VENTILAÇÃO DE EDIFÍCIOS

A introdução de ar “limpo” num espaço é designada ventilação. Este ar tanto pode ser misturado com o ar existente no espaço, como pode ser substituído. A ventilação do ar é essencial para o bem-estar e conforto dos ocupantes de um edifício, podendo ser obtida por meios mecânicos ou naturais. Assim, é garantida a diluição e remoção de poluentes e odores emitidos de fontes inevitáveis, como as que derivam do metabolismo e outras atividades inerentes aos ocupantes.

As necessidades de ventilação dependem do padrão de ocupação e uso do edifício. Não existindo apenas uma solução económica para ventilação é necessário uma seleção otimizada da estratégia de ventilação.

São várias as vezes em que se recorre à ventilação para fins a que não é destinada. O principal objetivo da ventilação é diluir e remover poluentes de fontes inevitáveis, todos os restantes poluentes devem ser controlados com recurso à eliminação ou contenção da respetiva fonte.

2.1 Infiltração e Exfiltração do Ar

Além da ventilação intencional no edifício, existe infiltração inevitável do ar, ou seja, escoamento de ar que entra num espaço através de falhas e porosidades indesejadas ou acidentais. Analogamente, o ar que sai do edifício é designado exfiltração.

O ar entra e sai do edifício devido às diferenças climáticas internas e externas ao edifício, como diferenças de pressão derivadas do vento e diferenças de temperatura. Não excluindo as ventoinhas e outras aberturas provenientes da ventilação que também contribuem para o escoamento de ar não intencional, onde as pressões atuantes nessas mesmas aberturas dependem das condições climáticas, ao invés das forças intencionais (i.e. mecânicas).

A infiltração do ar não aumenta apenas o caudal de ar que entra no edifício, como também altera o padrão do escoamento do ar, a qualidade e conforto geral do ar interior. Isto porque pode introduzir poluentes e micróbios, pode também resultar na acumulação de humidade no isolamento da construção, causado por escoamento do ar com água das

chuvas e vapor de água

Porém, a magnitude do ar infiltrado é frequentemente desprezada no projeto, resultando assim em rendimentos inferiores, consumo excessivo de energia, dificuldade em fornecer aquecimento (ou arrefecimento) adequado, podendo alterar drasticamente o rendimento dos equipamentos de recuperação de calor.

2.2 Estratégias de Ventilação

2.2.1 Ventilação Mecânica

Os sistemas de ventilação mecânica permitem renovar o ar controladamente e adaptam-se às variadas necessidades dos ocupantes e concentrações de poluentes, independentemente do clima. Alguns sistemas permitem a entrada de ar filtrado, enquanto outros têm um circuito de recuperação de calor do ar extraído.

Em alguns países (e.g. Canadá, Eslováquia) estes sistemas de ventilação são aplicados em praticamente todas as construções de novos edifícios e muitas das reconstruções também. No entanto, é menos frequente encontrar esta solução em climas amenos e em edifícios de menores dimensões, porque esta aplicação exige elevados custos de instalação, operação, manutenção e oferece um reaproveitamento de calor de baixa eficiência. Independentemente do clima, a ventilação mecânica é frequentemente essencial em edifícios de escritórios e de grandes dimensões onde a renovação do ar deve alcançar o centro do edifício e onde elevados ganhos de calor podem originar sobre-aquecimento [5].

2.2.2 Ventilação Natural

Muitos edifícios no mundo são ventilados “naturalmente”. No passado, isto muitas vezes significava apenas satisfazer as necessidades recorrendo a combinações aleatórias de ar infiltrado e abertura de janelas. Nos dias de hoje, a ventilação pode apresentar elevados requisitos, com sistemas modernos que oferecem maior segurança e controlo. Um projeto rigoroso possibilita à ventilação natural satisfazer as necessidades climáticas, mesmo em edifícios de elevada complexidade.

Esta aplicação é especialmente adequada a edifícios localizados em climas moderados, afastados dos centros das cidades. A ventilação natural opera essencialmente nos modos:

- *Mixing Ventilation*: A mistura é promovida pela turbulência natural do ar e, no caso da ventilação natural, pela disposição dos difusores. *Mixing ventilation* promove condições térmicas essenciais à utilização de recirculação do ar, sendo a distribuição dos poluentes uniforme quando se obtém uma mistura ótima;
- *Displacement ventilation*: Este método tem sido cada vez mais adotado em alguns países para edifícios de escritórios e outros do tipo não doméstico. Teoricamente as condições necessárias à ventilação são atingidas de forma mais eficiente, no entanto a capacidade de aquecer ou arrefecer o ar é limitada pela natureza. Ao contrário

da *mixing ventilation*, a concentração de poluentes no espaço não é uniforme, sendo que o ar a montante da fonte poluente não se encontra contaminado e a jusante pode conter elevados níveis de contaminação.

No que toca às restrições ambientais e ruído exterior, algumas aplicações típicas deste mecanismo são residências consideradas baixas, escritórios de dimensão reduzida, escolas, bibliotecas, edifícios para fins recreativos, edifícios públicos, armazéns, entre outros [5, 12, 13].

No entanto, sistemas de ventilação natural especializados podem também ser aplicados a variadas condições climáticas e até mesmo em edifícios comerciais de grande escala, dependendo das circunstâncias e requisitos individuais.

Na fase de projeto, as condições mínimas de ventilação são normalmente garantidas por aberturas permanentes e as máximas por ajuste das mesmas.

2.2.2.1 Mecanismos de Ventilação Natural

Para uma dada configuração de aberturas, o rácio de ventilação natural varia de acordo com a diferença de pressões interior e exterior do vento e respetiva diferença de temperaturas. Apesar desta variação, é possível desenvolver soluções satisfatórias, desde que a temperatura do ar interior, as taxas de renovação do ar e ventilação instantânea possam ser acomodadas.

2.2.2.2 Formação do Escoamento de Ar

A ventilação natural rege-se pelas diferenças de pressão geradas pelo vento e temperatura. O projeto de ventilação natural tira partido dessas forças, designadas *driving forces*, através do posicionamento e dimensão das aberturas.

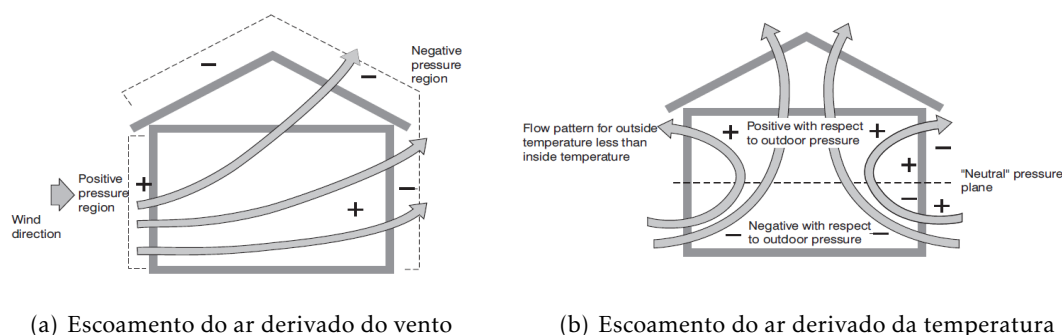
Teoricamente é possível não existir vento, mas na prática é improvável. No inverno, existe o fenómeno *stack pressure* desenvolvido pelo aquecimento do ar interior, enquanto que no verão existe turbulência permanente, derivada da variação de temperaturas do ar, originando o escoamento de ar contínuo através das aberturas.

Pressão do Vento

Quando o vento atinge um edifício de geometria retangular é induzida uma pressão positiva a barlavento do mesmo e uma pressão negativa do lado oposto. Verifica-se na Figura 2.1(a) que o ar é assim forçado a entrar pelas aberturas e a atravessar o edifício, no sentido das áreas de maior pressão para as áreas de menor pressão. Por norma, a distribuição das pressões do vento são aproximadas a considerações simplistas, recorrendo a ensaios em túnel de vento quando se pretende informação mais detalhada em estruturas complexas.

Stack Pressure

O efeito de *stack pressure* resulta das diferenças de temperatura do ar e consequentemente da massa volúmica do ar entre o interior e o exterior do edifício. Isto produz um desequilíbrio nos gradientes de pressão das massas do ar interno e externo que resulta numa variação de pressão vertical. Na Figura 2.1(b) é possível observar que a temperatura do ar interior é superior à do exterior, forçando o ar a entrar pelas aberturas de altura inferior e a sair pelas aberturas de altura superior. A direção do escoamento de ar é invertida quando a temperatura do ar interior é inferior à do exterior. O cálculo da *stack pressure* baseia-se na diferença de temperaturas entre duas massas de ar e o espaçamento vertical entre as aberturas.



(a) Escoamento do ar derivado do vento

(b) Escoamento do ar derivado da temperatura

Figura 2.1: Formação da ventilação natural [5]

Combinação de Ambos

Na fase de projeto é necessário garantir que os efeitos do vento e *stack action* se complementam e não se opõem um ao outro.

2.2.2.3 Aberturas de Ventilação

As aberturas de ventilação devem permitir que se encontrem todas as necessidades de ventilação previstas. O seu número e dimensão depende das necessidades globais de ventilação e das *driving forces* locais. Visto que o rácio de ventilação varia consoante as *driving forces*, deve ser possibilitado ao ocupante meios de ajustar as aberturas para as adaptar às necessidades. Um bom projeto deve contar com a combinação permanente de aberturas ventiladas, garantindo uma ventilação permanente em segundo plano, e aberturas controláveis que se adaptem à necessidades variáveis. Por vezes são utilizados controlos automáticos capazes de ajustar as aberturas, podendo até estarem conectados a sensores térmicos para maximizar o potencial de arrefecimento noturno [13].

A ventilação natural é normalmente constituída pelos seguintes componentes:

1. Janelas e venezianas: As janelas que se abrem são frequentemente o principal componente de ventilação, são projetadas para maximizar a passagem de grandes fluxos

de ar para purgar ou arrefecer no verão. No entanto, a impossibilidade de controlo da abertura das janelas pode causar grande desconforto e maior gasto energético nas estações de aquecimento. As venezianas promovem melhor controlo do ângulo de escoamento;

2. Ventiladores de ar;
3. Entradas automáticas de ar, com variação de área;
4. Ventoinhas sensíveis à temperatura, humidade e pressão.

2.2.2.4 Técnicas de Ventilação Natural

É possível aplicar várias técnicas ou combinações para promover ventilação natural, sendo algumas delas:

1. **Ventilação cruzada:** A ventilação depende de um percurso bem definido do escoamento de ar que entra e sai do edifício, passando pela zona de ocupação. Sendo o processo inviabilizado em edifícios compartimentados, é aconselhada a utilização de *open spaces*, como se pode observar na Figura 2.2. Visto que existe um limite de ar capaz de penetrar o edifício através das aberturas, são aplicados limites de distâncias máximas entre estas.

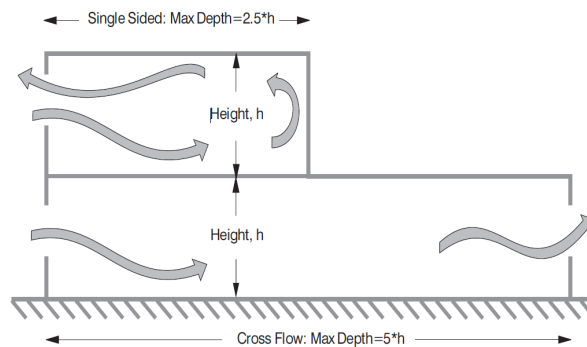


Figura 2.2: Ventilação cruzada [5]

2. **Ventilação unilateral:** Neste caso as aberturas estão posicionadas apenas num dos lados da divisão. No caso da ventilação verdadeiramente unilateral o escoamento do ar apresenta um perfil aleatoriamente turbulento, sendo uma configuração pouco fiável e não recomendada como parte de um sistema de ventilação natural controlada (Figura 2.3(a)). Geralmente, colocar mais do que uma abertura num dos lados ou uma única abertura de grandes dimensões é suficiente para que o ar escoe em ambas as direções (Figura 2.3(b)). A ventilação é orientada pela formação natural do vento e *stack forces*, sendo necessário o correto distanciamento entre aberturas para gerar troca de ar em aplicações práticas.

A ventilação unilateral é frequentemente convertida em ventilação cruzada. Na Figura 2.3(c) existe um segundo fluxo de ar, que atravessa a partição interna (por exemplo através de uma porta), e se conecta. Muitas divisões apresentam este tipo de escoamento cruzado em segundo plano, que pode também ser proporcionado com a instalação de ventoinhas interiores.

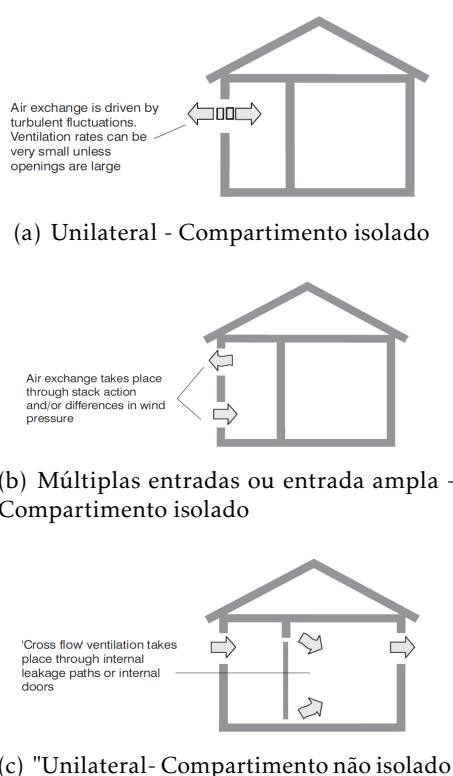


Figura 2.3: Ventilação unilateral [5]

3. **Ventilação por efeito de chaminé (em moradias):** Este tipo de sistemas tem sido principalmente utilizado em moradias na Escandinávia e outros países da Europa, por vezes também em alguns edifícios não residenciais. Geralmente são usados para promover a extração do ar de divisões "húmidas" com banheiras e chuveiros onde a combinação de *stack pressure* e a pressão de sucção induzida pelo vento forçam a saída do ar. Esta solução necessita de uma chaminé por divisão (Figura 2.4). Ocasionalmente, a pressão gerada na chaminé pode não superar a pressão estática exterior a temperaturas reduzidas, provocando um refluxo (ou *back-draughting*) do ar, no entanto se esta situação ocorrer é temporária e por isso não apresenta problemas na qualidade do ar ou na saúde dos ocupantes.
4. **Torres de ventilação:** Em alguns países onde o vento é predominantemente estável e fornece *driving forces*, que promovem a ventilação por efeito de chaminé, pode ser instalada uma "torre de vento". Neste caso, o vento entra pelas aberturas laterais criando um escoamento de ar que se dirige ao interior do edifício.

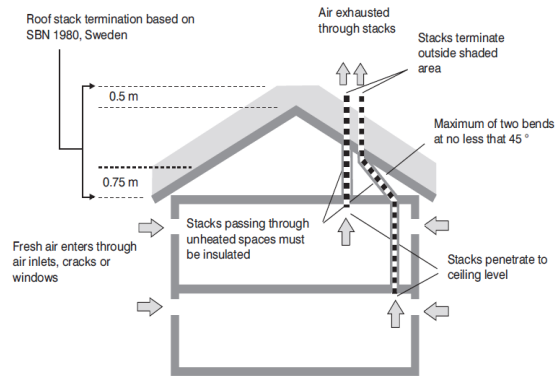


Figura 2.4: Ventilação por efeito de chaminé [5]

5. **Ventilação em pátios:** Esta solução é comum em edifícios de escritórios e *shoppings* onde um pátio é essencialmente coberto de envidraçados para promover a ventilação natural do espaço (Figura 2.5). É frequente recorrer a fontes de água no seu interior para arrefecimento do ar, pelo processo de evaporação que aumenta a massa volúmica do ar e, conseqüentemente, a pressão do ar interior. Desta forma, o escoamento de ar é forçado a entrar pelas aberturas laterais e o ar aquecido é escoado para o exterior [14].

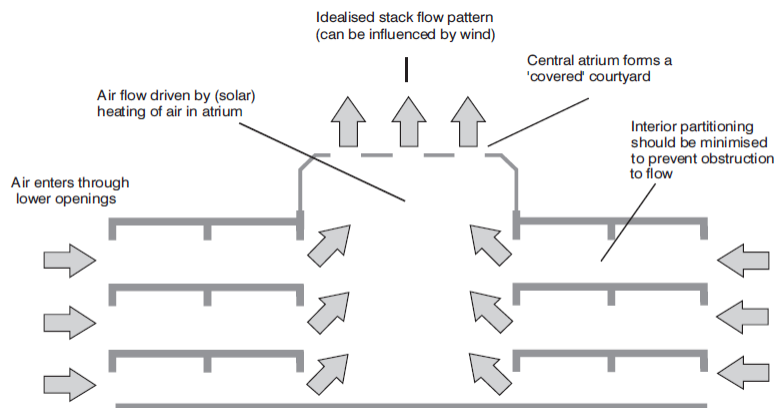


Figura 2.5: Torre de ventilação (pátio) [5]

2.2.2.5 Vantagens e Desvantagens da Ventilação Natural

A ventilação natural é indicada para climas amenos ou moderados, não sendo porém adequada a locais ruidosos e poluídos. Geralmente é mais económica do que a ventilação mecânica (no custo inicial operacional e de manutenção), possibilita elevadas taxas de purgação e arrefecimento do ar, se existirem aberturas suficientes, e o desconforto nos períodos em que o ambiente é aquecido são facilmente tolerados. Além disso, estes sistemas não necessitam de espaço na planta do edifício.

No entanto, o controlo inadequado da taxa de ventilação pode originar problemas na qualidade do ar interior e perdas excessivas de calor. Em edifícios com várias divisões e planos amplos, esta técnica pode-se tornar uma impossibilidade para renovação e distribuição do ar. A recuperação de calor na extração do ar é na verdade impraticável [12], tal como a filtração do ar, e é frequente serem os próprios ocupantes a ajustar as aberturas para que se satisfaçam as condições necessárias.

ESCOAMENTO EM TORNO DE EDIFÍCIOS

3.1 Camada Limite Atmosférica

O escoamento de um fluido sobre uma superfície sólida não apresenta uma velocidade média constante consoante a altura, porque o fluido adere à parede. Por muito reduzida que seja a viscosidade, nesta região chamada **camada limite** as forças de atrito são máximas e impedem o livre escoamento do fluido[15].

No caso do vento, o atrito é originado pelos variados obstáculos existentes no solo e a zona de interesse na análise do vento é designada Camada Limite Atmosférica (CLA). Pode ser definida como a zona da superfície atmosférica onde os efeitos como o atrito, aquecimento e arrefecimento, ocorrem numa escala de tempo inferior a um dia, e na qual o fluxo de momento, calor ou matéria são transportados pelos movimentos de turbulência numa escala de grandeza igual à altura da camada limite ou menos." [16].

Na Figura 3.1 é ilustrada a divisão da CLA segundo a *camada interna* e *camada externa*, não sendo possível definir em concreto a separação entre camadas é considerado um intervalo de sobreposição.

A *camada interna* ou *camada de superfície* é composta pela *camada de rugosidade* e pela *camada inercial*, onde ocorre a transição entre as camadas interior e exterior. A região mais próxima do solo cobre cerca de 80 % da altura média do edifícios e o seu escoamento do ar não apresenta uma única direção geral mas sim várias direções. Este fenómeno deve-se à rugosidade aerodinâmica do solo, ilustrado na Figura 3.2, onde existem obstáculos de origem humana e de origem natural (e.g. edifícios, montanhas, florestas).

Porém, na *camada externa* ou *camada de Eckman* os factores predominantes são os efeitos resultantes dos gradientes de pressão e da força de *Coriolis*, derivada da rotação da Terra.

A altura total da CLA pode variar desde alguns metros até vários quilómetros, a partir da qual o efeito de perturbação aerodinâmica torna-se desprezável. Este valor depende das condições atmosféricas, como a presença de nuvens e o ciclo diário de aquecimento e arrefecimento, alterando também a estrutura turbulenta da mesma.

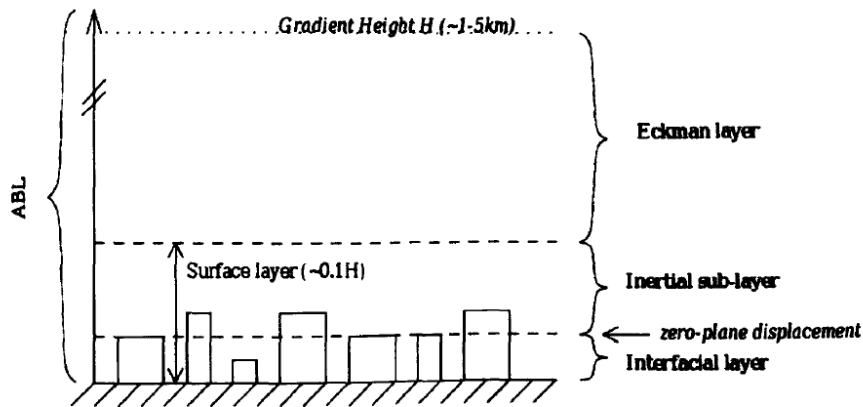


Figura 3.1: Composição da CLA [17]
 Nomenclatura: *Atmosphere Boundary Layer (ABL)*

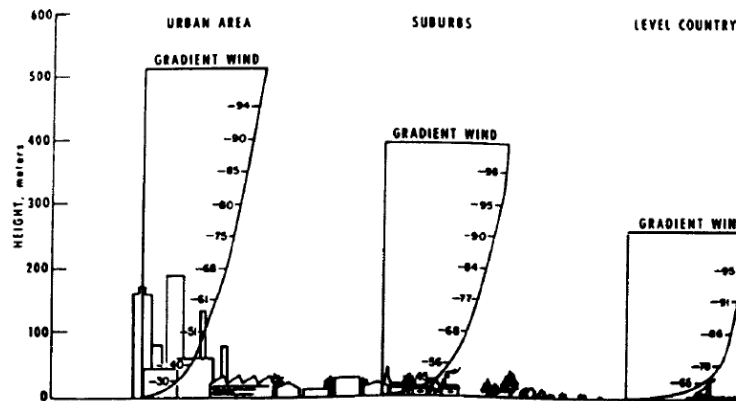


Figura 3.2: Efeitos da rugosidade aerodinâmica do solo no perfil de velocidades, para três tipos de terreno [17]

3.1.1 Condição Neutra da CLA

Assume-se que a CLA se encontra num estado de **condição neutra**, ou seja, a transferência de calor por convecção é desprezável relativamente à turbulência mecânica. Isto porque a turbulência mecânica é responsável pela maioria da troca de movimentos, através da mistura dos efeitos térmicos. Esta hipótese é válida em casos de engenharia estrutural, visto que os efeitos do vento, com elevados números de *Reynolds*, resultam em elevados níveis de turbulência.

3.1.2 Perfil de Velocidades

A velocidade média do vento varia consoante a altura na CLA, sendo nula ao nível do solo onde é considerada a hipótese de não escorregamento, e no limite da CLA, h_g , onde a velocidade não é perturbada pela rugosidade aerodinâmica do solo.

A altura h_g pode ser determinada segundo a Equação 3.1, a partir do coeficiente de

Coriolis, f , e da velocidade de atrito, u_τ (Equação 3.2). Que por sua vez depende da tensão de corte do fluido na parede, τ_w [Pa], e da massa volúmica do fluido, ρ [Kg/m^3] (neste caso o ar).

$$h_g = \frac{u_\tau}{6f} \quad (3.1)$$

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (3.2)$$

Na camada interna, a descrição matemática do perfil de velocidades do vento, relativamente ao solo, pode ser descrita segundo funções do tipo potência ou do tipo logarítmico. No contexto da presente dissertação, onde a camada interna é sujeita a uma análise mais detalhada, admite-se uma velocidade constante para a camada externa.

3.1.2.1 Lei de Potência

A lei de potência (Equação 3.3) permite calcular a velocidade média do vento, \bar{U} , à altura z , segundo a velocidade de referência, \bar{U}_b , à altura de referência z_{ref} e o coeficiente dependente da rugosidade e estabilidade do terreno, α .

$$\bar{U}_{(z)} = \bar{U}_b \cdot \left(\frac{z}{z_{ref}} \right)^\alpha \quad (3.3)$$

Este modelo aproxima-se do perfil de velocidades na camada externa, mas apresenta algumas falhas para a camada interior. Sendo por isso desenvolvido um outro modelo baseado na lei logarítmica.

3.1.2.2 Lei Logarítmica

A lei logarítmica (Equação 3.4), aplicada a uma CLA de condição neutra, pode ser descrita segundo a constante de *Von Kármán*, $k \approx 0,4$, a altura da rugosidade aerodinâmica do terreno, z_0 , a altura acima do solo, z , e a velocidade de atrito, u_τ .

$$\bar{U}_{(z)} = \frac{\bar{U}_\tau}{k} \cdot \ln\left(\frac{z}{z_0}\right) \quad (3.4)$$

z_0 está relacionada com a rugosidade do terreno (tal como α) e define a altura à qual o vento teria velocidade nula, se a lei logarítmica fosse extrapolada [16].

Os modelos baseados na lei logarítmica ajustam-se melhor na zona inferior do perfil, onde se localizam a maioria dos edifícios, e são mais conservativos na camada exterior.

Para que estes valores se aproximassem mais da realidade até à altura h_g , em 1980 Harris e Deaves [18] estenderam o perfil do tipo logarítmico, obtendo a Equação 3.5 com adição do polinómio de origem empírica.

$$\bar{U}_{(z)} = \frac{\bar{U}_\tau}{k} \cdot \left[\ln\left(\frac{z}{z_0}\right) + 5,75 \cdot a - 1,88 \cdot a^2 - 1,88 \cdot a^3 + 0,25 \cdot a^4 \right] \quad (3.5)$$

Onde $a = z/h_g$. Justificando assim porque é que o perfil do tipo logarítmico tem sido cada vez mais utilizado no estudo do escoamento em torno de edifícios, apesar do *Regulamento de Segurança e Ações para Estruturas de Edifícios e Pontes*, atualmente em vigor em Portugal, utilizar perfis do tipo potência.

3.2 Ações em Estruturas - Acções do Vento

O Comité Técnico CEN/TC 250 "*Structural Eurocodes*" é responsável pela elaboração da Norma Europeia EN 1991-1-4:2010, implementada por vários organismos nacionais de normalização em países como é o caso da Alemanha, Áustria e Portugal, entre outros. Em 1989 surgiu o *Acordo entre a Comissão das Comunidades Europeias e o Comité Europeu de Normalização (CEN) relativo ao trabalho sobre os Eurocódigos para o projeto de edifícios e de outras obras de engenharia civil (BC/CEN/03/89)*, que definiu a preparação e publicação dos Eurocódigos, futuramente categorizados de Norma Europeia (EN).

Os Eurocódigos pretendem harmonizar a terminologia e as bases técnicas utilizadas, disponibilizando normas de cálculo utilizados no projeto de estruturas e dos seus componentes (sendo necessário ao projetista adaptar aos casos não especificamente incluídos) e servirem de referência e de guias de aprovação técnica no estabelecimento de normas europeias.

3.2.1 Campo de Aplicação

A norma nacional NP EN 1991-1-4:2010 fornece orientações para determinação das ações do vento natural em obras de engenharia civil de estruturas apoiadas no solo, respetivos componentes e acessórios. Nomeadamente para o caso do projeto estrutural de edifícios, com alturas máximas de 200 [m].

Tal como referido na Secção 3.1, o perfil de velocidades do vento varia consoante o tipo de terreno, sendo por isso necessário consultar a norma para caracterizar o escoamento do ar em torno de um edifício. Onde é referida a orografia, rugosidade, efeitos da natureza no local e a influência de construções vizinhas.

3.2.1.1 O que não é contemplado

Não sendo possível contemplar todas as situações possíveis, é de salientar que a norma referida não contém orientações relativas aos efeitos térmicos locais sobre o vento (e.g. inversão térmica na superfície das regiões árticas e tornados), nem para as vibrações de torção, tendo como exemplo edifícios altos com núcleo central, ou mesmo vibrações em que se consideram outros modos além do fundamental [19].

3.2.2 Velocidade do Vento

A velocidade do vento e a pressão dinâmica decompõem-se numa componente média e uma flutuante.

Segundo a NP EN 191-1-4:2010 a componente média, \bar{U} , deve ser obtida em função de uma velocidade de referência, \bar{U}_b , que por sua vez depende do regime local de ventos e da variação do vento em relação à altura (esta variação é relativa à rugosidade aerodinâmica do solo e da orografia) e a componente flutuante é caracterizada pela intensidade de turbulência, definida na Secção 3.2.2.5.

3.2.2.1 Valores de Referência

O valor de referência do vento é definido em função da direção do vento e da época do ano, a uma altura de 10 [m] acima do solo de um terreno do tipo II, segundo a Equação 3.6.

$$\bar{U}_b = c_{dir} \cdot c_{season} \cdot \bar{U}_{b,0} \quad (3.6)$$

O coeficiente de direção, c_{dir} , pode ser retirado do Anexo Nacional da NP EN 191-1-4:2010, mas o valor recomendado é 1,0. O mesmo valor é recomendado para o coeficiente de sazão, c_{season} , aplicado a estruturas amovíveis que possam ser utilizadas todo o ano.

O valor básico de referência da velocidade do vento, $\bar{U}_{b,0}$, é um valor característico da velocidade média do vento referida a períodos de dez minutos, independentemente da direção do vento e época do ano, a uma altura de 10 [m] acima do nível do solo em terreno do tipo campo aberto (terreno do tipo II na Tabela 3.1) e pode, também, ser retirado do Anexo Nacional da NP EN 191-1-4:2010. Salientando no entanto que para a generalidade do território português este mesmo valor é de $\bar{U}_{b,0} = 27$ [m/s], com exceção dos arquipélagos dos Açores e Madeira e algumas regiões do continente.

3.2.2.2 Velocidade Média

A velocidade média do vento, \bar{U} , a uma altura z a acima do solo (tal como descrito na Secção 3.1.2), varia consoante a rugosidade aerodinâmica do solo, da orografia e do valor de referência da velocidade do vento, \bar{U}_b .

$$\bar{U} = c_r(z) \cdot c_o(z) \cdot \bar{U}_b \quad (3.7)$$

Na Equação 3.7, $c_r(z)$ é o coeficiente de rugosidade e $c_o(z)$ o coeficiente de orografia, ambos em função da altura.

3.2.2.3 Rugosidade Aerodinâmica do Solo

A relação da velocidade média do vento no local do edifício, em função da altura acima do solo e da rugosidade do terreno a barlavento do mesmo (na direção do vento) é considerada no coeficiente de rugosidade, $c_r(z)$.

A obtenção deste valor pode ser feita a partir do Anexo Nacional da NP EN 191-1-4:2010 ou segundo a Equação 3.8.

$$\begin{cases} c_r(z) = K_r \cdot \ln\left(\frac{z}{z_0}\right) & ; \quad z_{min} \leq z \leq z_{max} \\ c_r(z) = c_r(z_{min}) & ; \quad z \leq z_{min} \end{cases} \quad (3.8)$$

Onde k_r (Equação 3.9) é o coeficiente dependente do comprimento de rugosidade, z_0 , determinado com base em z_{min} e $z_{0,II} = 0,05 [m]$ (terreno do tipo II, na Tabela 3.1) com altura máxima de $z_{max} = 200 [m]$.

$$k_r = 0,19 \cdot \left(\frac{z_0}{z_{0,II}}\right)^{0,07} \quad (3.9)$$

Tabela 3.1: Categorias e parâmetros de terreno [19], ilustrado no Anexo I

Categoria de Terreno		z_0 [m]	z_{min} [m]
0	Mar ou zona costeira exposta aos ventos do mar	0,003	1
I	Lagos ou zona plana e horizontal com vegetação negligenciável e livre de obstáculos	0,01	1
II	Zona de vegetação rasteira, tal como erva, e obstáculos isolados (árvores, edifícios) com separações entre si, pelo menos, 20 vezes a sua altura	0,05	2
III	Zona com uma abertura regular de vegetação ou edifícios, ou com obstáculos isolados, com separações entre si de, no máximo, 20 vezes a sua altura (por exemplo: aldeias, zonas urbanas, florestas permanentes)	0,3	5
IV	Zona na qual pelo menos 15 % da superfície está coberta por edifícios com uma altura média superior a 15 [m]	1,0	10

3.2.2.4 Orografia

Para casos em que as velocidades do vento são aumentadas em mais de 5 %, os efeitos derivados da orografia devem ser considerados no coeficiente de orografia, $c_o(z)$. No caso de o declive médio do terreno a barlavento ser inferior a 3°, esses efeitos podem ser desprezados.

O valor de $c_o(z)$ pode ser fornecido no Anexo Nacional da NP EN 191-1-4:2010, ou utilizado o valor recomendado de 1.

3.2.2.5 Turbulência do Vento

O conceito de turbulência é abordado com maior detalhe na Secção 4.2. Para que se possa quantificar a turbulência do vento, a NP EN 191-1-4:2010 define a intensidade de turbulência, I_v , à altura z do solo segundo a Equação 3.10.

$$\begin{cases} I_v(z) = \frac{\sigma_v}{\overline{U}(z)} = \frac{k_I}{c_o(z) \cdot \ln\left(\frac{z}{z_0}\right)} & ; \quad z_{min} \leq z \leq z_{max} \\ I_v(z) = I_v(z_{min}) & ; \quad z < z_{min} \end{cases} \quad (3.10)$$

Sendo que a componente de turbulência da velocidade do vento apresenta um valor médio e respetivo desvio padrão, σ_v , determinado segundo a Equação 3.11.

$$\sigma_v = k_r \cdot \overline{U}_b \cdot k_I \quad (3.11)$$

O coeficiente de turbulência, k_I , pode ser retirado do Anexo Nacional da NP EN 191-1-4:2010, sendo o valor recomendado igual a 1,0.

3.3 Coeficientes de Pressão

A resultante dos coeficientes de pressão descreve o efeito das pressões do vento sobre uma construção, elemento estrutural ou componente.

Os coeficientes de pressão podem ser distinguidos entre exteriores, derivados do efeito do vento nas superfícies exteriores e interiores, que dizem respeito às superfícies interiores de um edifício. Os coeficientes de pressão exterior, c_{pe} , aplicáveis a edifícios variam consoante a área de superfície carregada, A , e provém de:

1. Coeficientes locais, $c_{pe,1}$: representam os coeficientes de pressão em superfícies carregadas de área igual ou menor a $1 [m^2]$ (e.g. elementos de revestimento e de cobertura);
2. Coeficientes globais, $c_{pe,10}$: representam os coeficientes de pressão em superfícies carregadas de área superior a $10 [m^2]$.

Para algumas situações, os coeficientes de pressão exterior constam na NP EN 191-1-4:2010 e podem ser utilizados como referência para o cálculo da estrutura resistente global do edifício. O procedimento recomendado para superfícies carregadas compreendidas entre $1 [m^2]$ e $10 [m^2]$ é ilustrado na Figura 3.3, que se baseia na Equação 3.12.

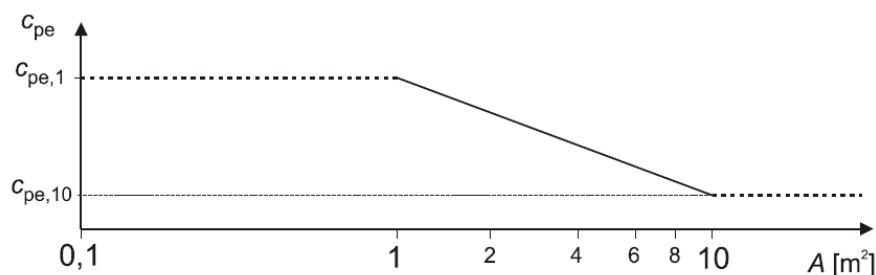


Figura 3.3: Coeficiente de pressão exterior, c_{pe} , em edifícios para uma superfície carregada, A , compreendida entre $1 [m^2]$ e $10 m^2$ [19]

$$c_{pe} = c_{pe,1} - (c_{pe,1} - c_{pe,10}) \cdot \log_{10} A \quad (3.12)$$

No entanto, neste trabalho o C_p é abordado numa perspetiva mais prática e comum em estudos aerodinâmicos de edifícios (Equação 3.13). Possibilitando assim a comparação dos resultados experimentais obtidos em túnel de vento e os resultados numéricos abordados no capítulo 6.

Esta abordagem permite também transferir os resultados experimentais obtidos em túnel de vento para casos em escala real.

$$C_p = \frac{p_s - p_0}{\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot \bar{U}_b^2} \quad (3.13)$$

Onde p_s é pressão estática local na superfície do edifício, p_0 a pressão estática local num ponto de estagnação a montante do mesmo e $\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot \bar{U}_b^2$ representa a pressão dinâmica do vento não perturbado também a montante e fora da CLA.

Note-se que este cálculo da ação do vento em edifícios despreza o efeito da variação da velocidade relativamente à altura do chão. O perfil do coeficiente de pressão, C_p , incidente na parede é alterado com o movimento das massas de ar resultante do atrito do solo. O efeito de um perfil de velocidades uniforme e do tipo camada limite sobre uma placa plana de arestas vivas é ilustrado na Figura 3.4.

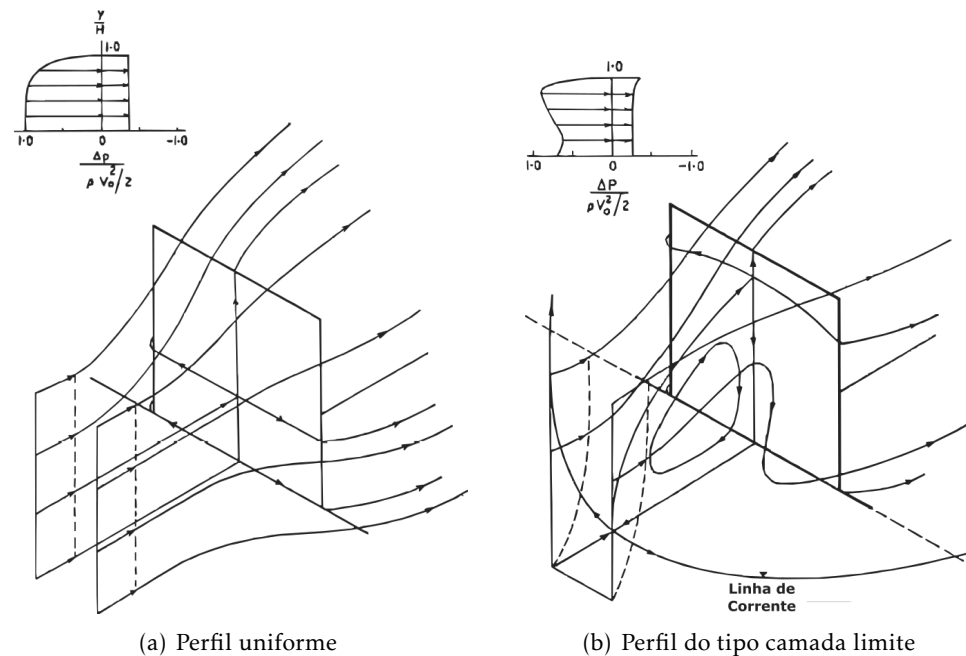


Figura 3.4: Influência do perfil de velocidades no C_p sobre uma placa quadrada [20]

MODELAÇÃO COMPUTACIONAL

Nos dias de hoje a dinâmica dos fluidos computacional ou *Computational Fluid Dynamics* (CFD) permite a análise de sistemas que envolvam o escoamento de fluidos, transferência de calor e associações de fenômenos como reações químicas. Os resultados obtidos são relevantes no desenvolvimento detalhado de produtos, análise de anomalias e otimização de sistemas, complementando a investigação e análise experimental dos sistemas. Esta técnica é frequentemente utilizada em engenharia, em aplicações de aerodinâmica dos carros e aviões, na hidrodinâmica dos navios, nas centrais elétricas e, entre inúmeras mais aplicações, é utilizada no estudo da ventilação e do vento.

A utilização de *softwares* de CFD na indústria apresenta vantagens no financiamento, quando comparado com os custos totais da construção de modelos físicos complexos. Adicionalmente, viabiliza o estudo de sistemas impossíveis ou complexos de controlar (ou até perigosos), permite a sua repetição e o custo de novos projetos e tempos de espera são menores. Os custos associados derivam essencialmente da aquisição de licenças e capacidade computacional.

Neste trabalho é utilizado o *software* ANSYS Fluent como ferramenta computacional que permite a resolução das equações de Navier-Stokes e, conseqüentemente, descrever o escoamento do ar. Este *software* recorre ao método dos volumes finitos para discretizar (i.e. repartir o domínio em pequenas parcelas) e calcular as equações para cada elemento.

4.1 Equações Fundamentais

A base matemática aplicada a modelos de escoamento de fluidos e transferência de calor provém de princípios da conservação da massa, momento e energia. Sendo necessárias as equações fundamentais aplicadas a fluidos e condições de fronteira (i.g. *inlet*, *outlet*). Estas equações representam as **leis de conservação da física**:

- Conservação da massa de um fluido - equação da continuidade;
- Conservação da quantidade de movimento, igualdade entre a diferença de quantidade de movimento e o somatório das forças num fluido - segunda lei de *Newton*;

- Conservação da energia, igualdade entre a diferença de energia e o somatório da adição de calor adicionado mais o trabalho realizado numa partícula de um fluido - primeira lei da termodinâmica.

A aplicação destas leis requer a compreensão de conceitos como fluido *Newtoniano* e fluido incompressível.

4.1.1 Fluido Newtoniano

Embora não existam fluidos perfeitamente *Newtonianos*, fluidos como a água e o ar são geralmente analisados como tal. Teoricamente, estes fluidos resistem à alteração da sua forma para qualquer tensão tangencial, não variando a sua viscosidade. Tal como o conceito de elasticidade nos materiais, o fluido oferece maior resistência à deformação quanto maior for a sua viscosidade.

Por oposição, os fluidos não *Newtonianos* variam a sua viscosidade consoante as tensões de corte ou o tempo, mesmo que as tensões sejam constantes [21].

4.1.2 Fluido incompressível

Em adição, o vento é assumido como sendo um fluido incompressível, ou seja, a sua massa volúmica é constante. Ou seja, não altera as suas propriedades físicas quando é sujeito a carregamentos.

Embora o ar seja um fluido compressível (i.e. as propriedades físicas variam quando é sujeito à compressão), é geralmente admitido um comportamento incompressível para velocidades inferiores a 100 [m/s], correspondente a $Ma = 0,3$ [22].

4.1.3 Equação da Conservação da Massa

Na aplicação das leis de conservação da física o fluido é descrito à escala macroscópica, tornando possível ignorar a sua estrutura molecular e respetivos movimentos moleculares. O fluido é por isso descrito em termos de propriedades macroscópicas, como a velocidade, pressão, temperatura e massa volúmica [23].

As partículas do fluido são por isso elementos infinitesimais, cujas propriedades macroscópicas não são influenciadas por moléculas individuais, centrados em (x, y, z) e de dimensões $\delta x, \delta y, \delta z$, tal como ilustrado na Figura 4.1.

O incremento mássico de cada elemento cúbico do fluido, \dot{m} , para cada instante de tempo, t , é dado pela Equação 4.1.

$$\dot{m} = \frac{\partial(\rho \cdot V)}{\partial t} = \frac{\partial \rho}{\partial t} \cdot (\delta x \cdot \delta y \cdot \delta z) \quad (4.1)$$

Onde ρ representa a massa volúmica do fluido e V o volume do elemento cúbico.

O caudal mássico resultante de um elemento de fluido é dado pela Equação 4.2. Sendo que para cada uma das suas faces, W, E, N, S, T e B , o caudal mássico é resultante da

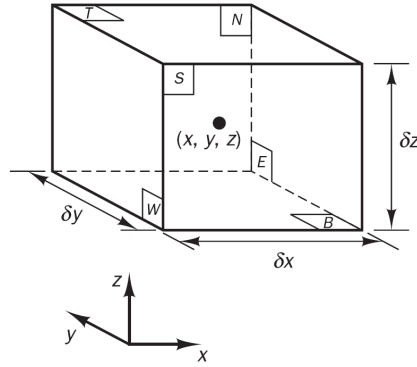


Figura 4.1: Volume infinitesimal [23]

multiplicação da massa volúmica, área e componente de velocidade normal à respetiva face. As componentes da velocidade segundo x, y, z são u, v, w , respetivamente.

$$\begin{aligned} & \left(\rho \cdot u - \frac{\partial(\rho \cdot u)}{\partial x} \cdot \frac{1}{2} \cdot \delta x \right) \cdot \delta y \cdot \delta z - \left(\rho \cdot u + \frac{\partial(\rho \cdot u)}{\partial x} \cdot \frac{1}{2} \cdot \delta x \right) \cdot \delta y \cdot \delta z \\ & + \left(\rho \cdot v - \frac{\partial(\rho \cdot v)}{\partial y} \cdot \frac{1}{2} \cdot \delta y \right) \cdot \delta x \cdot \delta z - \left(\rho \cdot v + \frac{\partial(\rho \cdot v)}{\partial y} \cdot \frac{1}{2} \cdot \delta y \right) \cdot \delta x \cdot \delta z \\ & + \left(\rho \cdot w - \frac{\partial(\rho \cdot w)}{\partial z} \cdot \frac{1}{2} \cdot \delta z \right) \cdot \delta x \cdot \delta y - \left(\rho \cdot w + \frac{\partial(\rho \cdot w)}{\partial z} \cdot \frac{1}{2} \cdot \delta z \right) \cdot \delta x \cdot \delta y \quad (4.2) \end{aligned}$$

Igualando as Equações 4.1 e 4.2, colocando todos os termos do caudal mássico resultante no primeiro membro e dividindo ambos os membros pelo volume infinitesimal, obtém-se a equação que descreve a conservação da massa tridimensional ou equação da continuidade (Equação 4.3).

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \cdot u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot w)}{\partial z} = \frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \cdot \mathbf{u}) = 0 \quad (4.3)$$

Considerando o ar um fluido incompressível, a massa volúmica não varia com o tempo e a Equação 4.3 resulta na Equação 4.4.

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = \nabla \cdot (\rho \cdot \mathbf{u}) = 0 \quad (4.4)$$

4.1.4 Derivada Material

Segundo *Lagrange*, as leis de quantidade de movimento e energia dizem respeito às variações das propriedades de uma partícula de um fluido [23].

Considerando uma propriedade genérica por unidade de massa, ϕ , de uma partícula de fluido, a respetiva variação temporal é dada pela Equação 4.5. Deixando claro que um elemento de fluido é um volume infinitesimal estacionário e uma partícula de fluido é um volume infinitesimal que segue no escoamento.

A taxa de variação de uma propriedade por unidade de massa, ϕ , para uma partícula de fluido ou derivada material é expressa na Equação 4.5.

$$\underbrace{\frac{D\phi}{Dt}}_{\text{derivada total}} = \underbrace{\frac{\partial\phi}{\partial t}}_{\text{derivada local}} + \underbrace{u \cdot \frac{\partial\phi}{\partial x} + v \cdot \frac{\partial\phi}{\partial y} + w \cdot \frac{\partial\phi}{\partial z}}_{\text{derivada convectiva}} = \frac{\partial\phi}{\partial t} + (\mathbf{u} \cdot \nabla)\phi \quad (4.5)$$

Consequentemente, a taxa de variação de uma propriedade por unidade de volume para uma partícula de fluido é expressa pela Equação 4.6.

$$\rho \cdot \frac{D\phi}{Dt} = \rho \cdot \left(\frac{\partial\phi}{\partial t} + (\mathbf{u} \cdot \nabla)\phi \right) \quad (4.6)$$

Ou:

$$\frac{\partial(\rho \cdot \phi)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \cdot \phi \cdot \mathbf{u}) = \rho \cdot \left[\frac{\partial\phi}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla\phi \right] + \phi \left[\frac{\partial\rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \cdot \mathbf{u}) \right] \quad (4.7)$$

Derivado da conservação da propriedade ϕ , o último termo da Equação 4.7 é nulo. Dando origem à Equação 4.8.

$$\frac{\partial(\rho \cdot \phi)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \cdot \phi \cdot \mathbf{u}) = \rho \cdot \frac{D\phi}{Dt} \quad (4.8)$$

4.1.5 Equação do Balanço da Quantidade de Movimento

A equação do balanço da quantidade de movimento deriva da segunda lei de Newton, aplicada a uma partícula de fluido de massa. Este balanço iguala a taxa de variação da quantidade de movimento de uma partícula de fluido ao somatório das forças que atuam sobre essa mesma partícula.

A taxa de variação da quantidade de movimento por unidade de volume segundo os eixos x, y e z é dada pela equação generalizada (Equação 4.9). Onde i e j são referentes às direções x, y e z e a componente da velocidade na direção dos eixos é representada por \mathbf{u}_j .

$$\rho \cdot \frac{D\mathbf{u}_i}{Dt} = \frac{\partial(\rho \cdot \mathbf{u}_i)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \cdot \mathbf{u}_i \cdot \mathbf{u}) \quad (4.9)$$

As forças aplicadas numa partícula de fluido podem ser distinguidas entre forças de superfície e forças de campo (Tabela 4.1).

Tabela 4.1: Forças atuantes sobre uma partícula de fluido

Forças de Superfície	Forças de Campo
Forças de Pressão	Força Centrífuga
Forças Viscosas	Força de Coriolis
Força Gravítica	Força Eletromagnética

O estado de tensão de um elemento de fluido é definido em função da força de pressão (i.e. tensão normal), p , e nove componentes das forças viscosas (i.e. tensões de corte), τ .

A resultante das forças segundo a direção de x é o somatório das componentes atuantes segundo essa mesma direção no elemento de fluido, Figura 4.2.

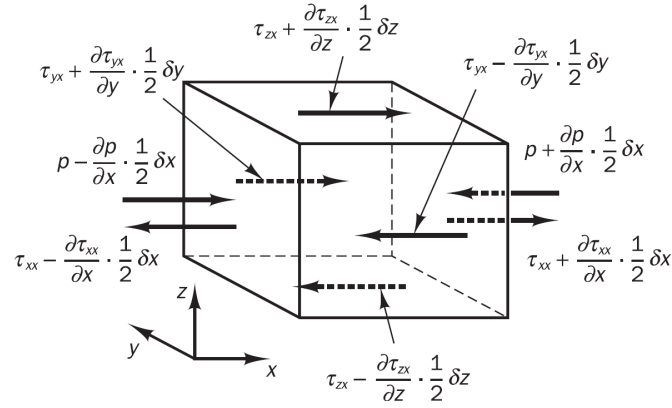


Figura 4.2: Tensões de corte num elemento de fluido, senguado x [23]

A força resultante por unidade de volume, $\delta x \cdot \delta y \cdot \delta z$, segundo x é portanto descrita segundo a Equação 4.10. O sinal associado à pressão é negativo por oposição ao sentido convencional da tensão de corte normal positiva.

$$\frac{\partial(-p \cdot \tau_{xx})}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} \quad (4.10)$$

O balanço da quantidade de movimento na direção x é portanto descrito segundo a Equação 4.11, não entrando em detalhe sobre os efeitos das forças de campo segundo x por unidade de volume, S_{Mx} . O mesmo procedimento é realizado para as restantes direções, y e z , resultando nas Equações 4.12 e 4.13.

$$\rho \cdot \frac{Du}{Dt} = \frac{\partial(-p + \tau_{xx})}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} + S_{Mx} \quad (4.11)$$

$$\rho \cdot \frac{Dv}{Dt} = \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial(-p + \tau_{yy})}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} + S_{My} \quad (4.12)$$

$$\rho \cdot \frac{Dw}{Dt} = \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial(-p + \tau_{zz})}{\partial z} + S_{Mz} \quad (4.13)$$

As componentes das forças de campo derivadas da gravidade são:

$$S_{Mx} = 0 \quad S_{My} = 0 \quad S_{Mz} = 0$$

4.1.6 Equação da Conservação da Energia

A equação da conservação da energia deriva da primeira lei da termodinâmica, ou seja, a taxa de variação da energia interna é igual à taxa de calor transferido mais o trabalho efetuado pela partícula de fluido. Aplicando a equação da derivada material (Equação 4.8) à energia, obtém-se a taxa de variação de uma partícula de fluido por unidade de volume, descrita pela Equação 4.14.

$$\rho \cdot \frac{DE}{Dt} = \frac{\partial \rho \cdot E}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \cdot E \cdot \mathbf{u}) \quad (4.14)$$

O fluxo de trabalho resultante num elemento de fluido, provocado por uma partícula de fluido devido à ação de uma força de superfície, é igual ao produto entre a força e a componente de velocidade na direção da força. Na Figura 4.2 encontram-se ilustradas essas mesmas forças segundo a direção de x , cujo produto com a velocidade u resulta na Equação 4.15. O mesmo procedimento é realizado para as restantes direções, y e z , resultando nas Equações 4.16 e 4.17.

$$\left[\frac{\partial(u \cdot (-p + \tau_{xx}))}{\partial x} + \frac{\partial(u \cdot \tau_{yx})}{\partial y} + \frac{\partial(u \cdot \tau_{zx})}{\partial z} \right] \cdot \delta x \cdot \delta y \cdot \delta z \quad (4.15)$$

$$\left[\frac{\partial(v \cdot \tau_{xy})}{\partial x} + \frac{\partial(v \cdot (-p + \tau_{yy}))}{\partial y} + \frac{\partial(v \cdot \tau_{zy})}{\partial z} \right] \cdot \delta x \cdot \delta y \cdot \delta z \quad (4.16)$$

$$\left[\frac{\partial(w \cdot \tau_{xz})}{\partial x} + \frac{\partial(w \cdot \tau_{yz})}{\partial y} + \frac{\partial(w \cdot (-p + \tau_{zz}))}{\partial z} \right] \cdot \delta x \cdot \delta y \cdot \delta z \quad (4.17)$$

O fluxo total de trabalho realizado por todas as forças de superfície por unidade de volume é então representado pela Equação 4.18.

$$\frac{\partial u \cdot p}{\partial x} - \frac{\partial v \cdot p}{\partial y} - \frac{\partial w \cdot p}{\partial z} = -\nabla \cdot (\mathbf{p} \cdot \mathbf{u}) \quad (4.18)$$

O fluxo de energia derivado da condução de calor através de uma partícula de fluido é ilustrado na Figura 4.3.

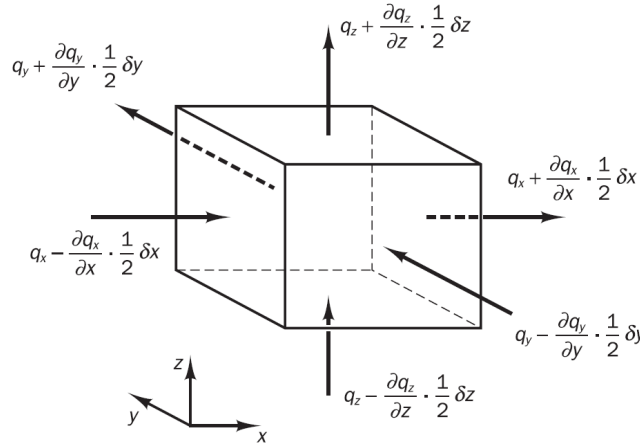


Figura 4.3: Componentes vetoriais do fluxo de calor [23]

O fluxo resultante de calor transferido na partícula de fluido por unidade de volume é dado pela Equação 4.19. Onde o vetor do fluxo de calor é representado por \mathbf{q} e os respetivos componentes por q_x , q_y e q_z .

$$-\frac{\partial q_x}{\partial x} - \frac{\partial q_y}{\partial y} - \frac{\partial q_z}{\partial z} = -\nabla \cdot \mathbf{q} \quad (4.19)$$

A lei de *Fourier* da condução de calor relaciona o fluxo de calor com o gradiente local de temperatura, T .

$$q_x = -k \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \quad q_y = -k \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \quad q_z = -k \cdot \frac{\partial T}{\partial z}$$

Ou na forma vetorial:

$$\mathbf{q} = -k\nabla T \quad (4.20)$$

Relacionando as Equações 4.19 e 4.20 é obtida a forma final do fluxo líquido de calor transferido à partícula de fluido por unidade de volume (Equação 4.21). Onde a condutividade térmica do fluido é representada por k .

$$-\nabla \cdot \mathbf{q} = \nabla \cdot (k\nabla T) \quad (4.21)$$

A equação da conservação da energia é dada por:

$$\begin{aligned} \rho \cdot \frac{DE}{Dt} = -\nabla \cdot (\rho \cdot \mathbf{u}) + & \left[\frac{\partial(u \cdot \tau_{xx})}{\partial x} + \frac{\partial(u \cdot \tau_{yx})}{\partial y} + \frac{\partial(u \cdot \tau_{zx})}{\partial z} \right. \\ & + \frac{\partial(v \cdot \tau_{xy})}{\partial x} + \frac{\partial(v \cdot \tau_{yy})}{\partial y} + \frac{\partial(v \cdot \tau_{zy})}{\partial z} \\ & \left. + \frac{\partial(w \cdot \tau_{xz})}{\partial x} + \frac{\partial(w \cdot \tau_{yz})}{\partial y} + \frac{\partial(w \cdot \tau_{zz})}{\partial z} \right] + \nabla \cdot (k\nabla T) \quad (4.22) \end{aligned}$$

A energia pode ser definida como a soma da energia (térmica) interna, cinética e energia potencial gravítica.

$$E = \underbrace{i^*}_{\text{energia interna}} + \underbrace{\frac{1}{2} \cdot (u^2 + v^2 + w^2)}_{\text{energia cinética}} + \underbrace{b \cdot z}_{\text{energia potencial}} \quad (4.23)$$

Ou seja:

$$\rho \cdot \frac{DE}{Dt} = \rho \cdot \frac{Di^*}{Dt} + \rho \cdot \frac{D\left[\frac{1}{2} \cdot (u^2 + v^2 + w^2)\right]}{Dt} + \rho \cdot \frac{D(g \cdot z)}{Dt} \quad (4.24)$$

Define-se portanto uma fonte de energia por unidade volume e tempo para a energia potencial, S_E na Equação 4.25, e para a energia cinética, S_M na Equação 4.26.

$$\rho \cdot \frac{D(g \cdot z)}{Dt} = -S_E \quad (4.25)$$

$$\rho \cdot \frac{D\left[\frac{1}{2} \cdot (u^2 + v^2 + w^3)\right]}{Dt} = -\mathbf{u} \cdot \nabla \rho + u \cdot \left(\frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} \right) + v \cdot \left(\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} \right) + w \cdot \left(\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z} \right) + \mathbf{u} \cdot \mathbf{S}_M \quad (4.26)$$

Substituindo a Equação 4.24 em 4.22, onde por sua vez é substituída a Equação 4.26, obtém-se a **equação da conservação da energia interna** (Equação 4.27).

$$\rho \cdot \frac{Di^*}{Dt} = -p \nabla \cdot \mathbf{u} + \nabla \cdot (k \nabla T) + \tau_{xx} \cdot \frac{\partial u}{\partial x} + \tau_{yx} \cdot \frac{\partial u}{\partial y} + \tau_{zx} \cdot \frac{\partial u}{\partial z} + \tau_{xy} \cdot \frac{\partial v}{\partial x} + \tau_{yy} \cdot \frac{\partial v}{\partial y} + \tau_{zy} \cdot \frac{\partial v}{\partial z} + \tau_{xz} \cdot \frac{\partial w}{\partial x} + \tau_{yz} \cdot \frac{\partial w}{\partial y} + \tau_{zz} \cdot \frac{\partial w}{\partial z} + S_i^* \quad (4.27)$$

Onde S_i é um novo termo fonte definido, segundo a Equação 4.28.

$$S_i^* = S_E - \mathbf{u} \cdot \mathbf{S}_M \quad (4.28)$$

No caso concreto de um fluido incompressível, conceito apresentado na Secção 4.1.2, a massa volúmica, ρ , é constante. Tem-se por isso que $i^* = c \cdot T$, onde c representa o calor específico, e $\nabla \cdot \mathbf{u} = 0$. Desta forma, a Equação 4.27 é convertida na **equação da temperatura** (Equação 4.29).

$$\rho \cdot c \cdot \frac{Di}{Dt} = \nabla \cdot (k \nabla T) + \tau_{xx} \cdot \frac{\partial u}{\partial x} + \tau_{yx} \cdot \frac{\partial u}{\partial y} + \tau_{zx} \cdot \frac{\partial u}{\partial z} + \tau_{xy} \cdot \frac{\partial v}{\partial x} + \tau_{yy} \cdot \frac{\partial v}{\partial y} + \tau_{zy} \cdot \frac{\partial v}{\partial z} + \tau_{xz} \cdot \frac{\partial w}{\partial x} + \tau_{yz} \cdot \frac{\partial w}{\partial y} + \tau_{zz} \cdot \frac{\partial w}{\partial z} + S_i^* \quad (4.29)$$

As Equações 4.27 e 4.29 não são novas leis de conservação da física, são apenas formas alternativas da equação da energia (Equação 4.23).

4.1.7 Equações de Estado

O escoamento tridimensional de um fluido é descrito por um sistema de cinco equações diferenciais parciais, ou seja, pela equação de conservação da massa (Equação 4.3), as equações de conservação da quantidade de movimento nas direções x , y e z (Equações 4.11, 4.12 e 4.13) e a equação de conservação da energia (Equação 4.22). As relações entre as

quatro variáveis termodinâmicas, ρ, p, i^* e T , são obtidas admitindo o equilíbrio termodinâmico. A velocidade do escoamento pode ser elevada, mas são geralmente inferiores ao ponto de, mesmo que as propriedades de uma partícula de fluido variem rapidamente de posição para posição, o próprio fluido ajusta-se às novas condições de forma tão abrupta que as alterações são consideradas instantâneas.

O estado de uma substância em equilíbrio termodinâmico pode ser descrito através de duas variáveis independentes. As equações de estado relacionam as restantes variáveis com as duas variáveis de estado. No caso de se utilizarem ρ e T como variáveis de estado, as equações de estado para p e i^* são dadas pelas Equações 4.30 e 4.31.

$$p = p(\rho, T) \quad (4.30)$$

$$i^* = i^*(\rho, T) \quad (4.31)$$

Para um gás perfeito as equações de estado são bastante conhecidas (Equações 4.32 e 4.33).

$$p = \rho \cdot R \cdot T \quad (4.32)$$

$$i^* = c_v \cdot T \quad (4.33)$$

4.1.8 Equações de Navier-Stokes

As equações fundamentais contêm incógnitas, nomeadamente as componentes das tensões viscosas, τ_{ij} , nas equações do balanço da quantidade de movimento (Equações 4.11, 4.12 e 4.13) e de conservação da energia (Equação 4.22). Na maioria dos escoamentos, estas componentes são expressas em função das taxas de deformação locais. Em escoamentos tridimensionais a taxa de deformação local é composta pela taxa de deformação linear e volumétrica.

A taxa de deformação linear, s_{ij} , de um elemento de fluido apresenta nove componentes, em casos tridimensionais, sendo que seis delas são independentes para fluidos isotrópicos [24]. Todos os gases, incluindo o ar, e muitos dos líquidos apresentam este comportamento isotrópico. As deformações lineares são expressas pela Equação generalizada 4.34.

$$s_{ii} = \frac{\partial u_i}{\partial i} \quad (4.34)$$

As deformações angulares são expressas pela Equação generalizada 4.35.

$$s_{ij} = s_{ji} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\partial u_i}{\partial j} + \frac{\partial u_j}{\partial i} \right) \quad (4.35)$$

Por conseguinte, a deformação volúmica é dada pela Equação 4.36.

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = \nabla \cdot \mathbf{u} \quad (4.36)$$

Em fluidos *Newtonianos*, descritos na Secção 4.1.1, as componentes das tensões viscosas, τ_{ij} , são proporcionais às deformações, s_{ij} . Por isso, a lei de *Newton* para escoamento compressível é constituída por duas constantes de proporcionalidade, a viscosidade dinâmica, μ , que se relaciona com as tensões e deformações lineares e a viscosidade, λ , que se relaciona com a deformação volumétrica.

As componentes normais num fluido *Newtoniano* são dadas pela Equação 4.37.

$$\tau_{ii} = 2 \cdot \mu \cdot \frac{\partial \mathbf{u}_i}{\partial i} + \lambda \nabla \cdot \mathbf{u} \quad (4.37)$$

As componentes de corte num fluido *Newtoniano* são dadas pela Equação 4.38.

$$\tau_{ij} = \tau_{ji} = \mu \cdot \left(\frac{\partial \mathbf{u}_i}{\partial j} + \frac{\partial \mathbf{u}_j}{\partial i} \right) \quad (4.38)$$

Na prática, o efeito provocado por λ é reduzido e por isso pouco se sabe sobre o mesmo. Para gases, incluindo o ar, é aplicada a hipótese de *Stokes* 4.39 [24].

$$\lambda = -\frac{3}{2} \cdot \mu \quad (4.39)$$

Verificando a relação expressa na Equação 4.40.

$$\tau_{xx} + \tau_{yy} + \tau_{zz} = 0 \quad (4.40)$$

As equações de *Navier-Stokes* resultam portanto da substituição das tensões viscosas (Equação 4.37) nas equações de balanço da quantidade de movimento (Equações 4.11 a 4.13). Adicionando as contribuições das tensões viscosas, $[s_M]$, ao termo fonte (Equação 4.41), é possível apresentar as equações de *Navier-Stokes* generalizadas, na forma mais comum para aplicação de elementos finitos (Equação 4.42).

$$S_M = S_M + [s_M] \quad (4.41)$$

$$\rho \cdot \frac{D\mathbf{u}_i}{Dt} = -\frac{\partial p}{\partial i} + \nabla \cdot (\mu \nabla \mathbf{u}_i) + S_{M_i} \quad (4.42)$$

Ao aplicar o modelo *Newtoniano* nas tensões viscosas (Equação 4.37), a equação da conservação da energia interna (Equação 4.27), obtém-se a Equação 4.43.

$$\rho \cdot \frac{Di^*}{Dt} = -p \nabla \cdot \mathbf{u} + \nabla \cdot (k \nabla T) + \Phi + S_{i^*} \quad (4.43)$$

Na Equação 4.43, a função de dissipação, Φ , toma sempre um valor positivo e representa também uma fonte de energia interna derivada do trabalho realizado sobre a partícula de fluido (Equação 4.44).

$$\Phi = \mu \cdot \left[2 \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + 2 \cdot \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + 2 \cdot \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 - \frac{2}{3} \cdot (\nabla \cdot \mathbf{u})^2 \right] \quad (4.44)$$

4.2 Turbulência

Os escoamentos em regime laminar são discretizados pelas equações apresentadas na Secção 4.1, em casos simples as equações de continuidade e *Navier-Stokes* podem até ser resolvidas analiticamente [24].

Porém, a maioria dos escoamentos aplicados na engenharia são turbulentos, onde ao contrário do que acontece em escoamentos laminares, existem remoinhos e é adicionada uma condição de irregularidade, a turbulência. Estas irregularidades têm origem em pequenas perturbações derivadas de ondas de pressão, irregularidades nas superfícies ou até de vibrações mecânicas, e resultam em elevadas taxas de deformação no fluido, ao ponto de entrar em rotação para equilibrar a energia inserida. As deformações elevadas forçam o fluido a rodar para equilibrar a energia inserida (isto porque as forças inerciais prevalecem sobre as forças viscosas).

Em escoamentos turbulentos o número de *Reynolds*, Re (Equação 4.45), toma valores elevados, o que comprova a reduzida importância relativa dos efeitos viscosos sobre os efeitos inerciais.

$$Re = \frac{\rho \cdot U \cdot L}{\mu} \quad (4.45)$$

Onde ρ representa a massa volúmica do fluido [kg/m^3], U a velocidade do escoamento [m/s], L a dimensão linear característica do escoamento [m] e μ a viscosidade dinâmica do fluido [$Pa \cdot s$].

A velocidade e todas as outras componentes do escoamento turbulento variam de forma aleatória e abrupta (Figura 4.4). Desta forma a complexidade do escoamento é aumentada e torna-se necessário recorrer à modelação em CFD. Existem por isso a simulação numérica direta (do inglês *Direct Numerical Simulation* (DNS)), a simulação por grandes remoinhos (ou *Large Eddy Simulations* (LES)) e as equações médias de *Reynolds* (ou *Reynolds-Averaged Navier-Stokes* (RANS)).

Nos estudos aerodinâmicos de edifícios são frequentemente utilizados os modelos numéricos RANS [6, 10, 17, 25].

4.2.1 Equações Médias de Reynolds (RANS)

Tal como referido anteriormente, a natureza aleatória de um escoamento turbulento resulta numa função de campo do escoamento com elevadas flutuações no espaço e no tempo. Serve de exemplo a Figura 4.4, onde é ilustrada uma medição típica da velocidade

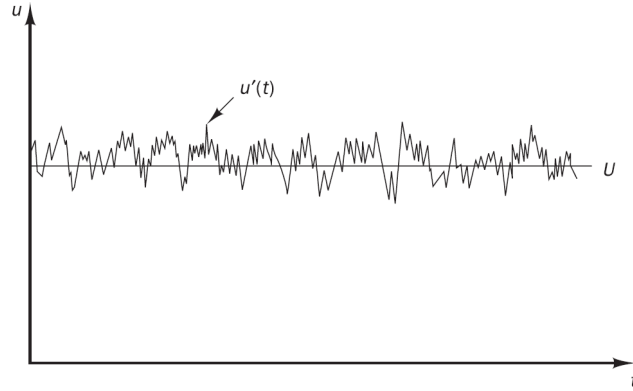


Figura 4.4: Medição típica da velocidade para um escoamento turbulento [23]

para um escoamento turbulento, u , que pode ser definida por uma velocidade média, U , e uma componente de variação, $u'(t)$ resultando que $u(t) = U + u'(t)$. A este processo é chamado a decomposição de *Reynolds* e desta forma é possível descrever um escoamento turbulento através de um termo médio de uma propriedade e respetiva flutuação.

Procedendo deste modo para as Equações 4.3 e 4.42, ou seja, aplicando a média temporal, e considerando o escoamento incompressível (i.e. as flutuações da massa volúmica são desprezáveis), são definidas as equações médias de *Reynolds* ou equações RANS.

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial t} + \left(\bar{u} \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \bar{v} \frac{\partial \bar{u}}{\partial y} + \bar{w} \frac{\partial \bar{u}}{\partial z} \right) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial x_j^2} - \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial(\rho \overline{u'u'})}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \overline{v'u'})}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \overline{w'u'})}{\partial z} \right) \quad (4.46)$$

$$\frac{\partial \bar{v}}{\partial t} + \left(\bar{u} \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} + \bar{v} \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} + \bar{w} \frac{\partial \bar{v}}{\partial z} \right) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \nu \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial x_j^2} + \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial(-\rho \overline{u'v'})}{\partial x} + \frac{\partial(-\rho \overline{v'v'})}{\partial y} + \frac{\partial(-\rho \overline{w'v'})}{\partial z} \right) \quad (4.47)$$

$$\frac{\partial \bar{w}}{\partial t} + \left(\bar{u} \frac{\partial \bar{w}}{\partial x} + \bar{v} \frac{\partial \bar{w}}{\partial y} + \bar{w} \frac{\partial \bar{w}}{\partial z} \right) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + \nu \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x_j^2} + \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial(-\rho \overline{u'w'})}{\partial x} + \frac{\partial(-\rho \overline{v'w'})}{\partial y} + \frac{\partial(-\rho \overline{w'w'})}{\partial z} \right) \quad (4.48)$$

Os novos termos designados nas Equações 4.46, 4.47 e 4.48 são as tensões de *Reynolds*, $-\rho \overline{u'_i u'_j}$, que se referem a mecanismos adicionais de troca de quantidade de movimento entre diferentes regiões do escoamento.

4.2.2 Modelação da Turbulência

Infelizmente, não existe um único modelo de turbulência que seja universalmente aceite para todas as categorias de problemas. A escolha do modelo a utilizar varia consoante as propriedades físicas do escoamento, da exactidão dos resultados pretendidos, do tempo que se dispões, entre outros. Sendo por isso necessário conhecer as capacidades e limitações de cada um.

Para que se possa simular um escoamento segundo as equações de RANS, são necessários modelos de turbulência para modelar as tensões de *Reynolds*. A aplicação dos modelos numéricos RANS adiciona termos dependentes do tempo para seja incluída a

interação entre os vários movimentos turbulentos presentes no escoamento, permitindo a resolução do campo turbulento médio e evitando custos computacionais elevados.

O número de equações adicionais para os modelos RANS mais comuns encontram-se descritos na Tabela 4.2.

Tabela 4.2: Número de equações adicionais e respetivos modelos de turbulência [23, 26]

Nº de equações	Modelo de turbulência	Designação
0	Comprimento de Mistura ou <i>Mixing Length</i> (ML)	Económico na implementação e indicado para camadas de limite reduzidas; Incapaz de prever escoamentos com separação e recirculação; Calcula apenas as propriedades médias do escoamento turbulento e suas tensões de corte.
1	Modelo Spalart-Allmaras	Desenvolvido especificamente para aplicações aeronáuticas e aeroespaciais; Económico na implementação e indicado para camadas de limite reduzidas $1 < y^+ < 30$; Incapaz de prever escoamentos com separação e recirculação; Calcula apenas as propriedades médias do escoamento e tensões de corte turbulentas.
2	Modelos $k - \varepsilon$	Modelos não lineares, baseiam-se na aproximação de Boussinesq e dependem apenas das condições locais; Historicamente mais utilizados na indústria CFD para escoamentos turbulentos; Económicos na implementação, resultados precisos para escoamentos turbulentos e simulações de transferência de calor.
	Modelos $k - \omega$	Apresentam vantagens relativamente aos modelos $k - \varepsilon$, nomeadamente na previsão de escoamentos turbulentos, para números de Reynolds reduzidos e com gradientes de pressão adversos; No entanto, a solução é sensível às condições de escoamento livre e por essa razão não são geralmente recomendados em ANSYS Fluent.
	<i>Algebraic Stress Model</i> (ASM)	Representam tentativas anteriores de encontrar um modo económico de resolver as tensões de <i>Reynolds</i> , sem ter de resolver por completo as equações de transporte.
7	<i>Reynolds Stress Models</i> (RSM)	São modelos que envolvem elevados tempos de computação, mas resolvem por completo as equações de transporte; Os resultados obtidos nem sempre justificam o esforço computacional; Não são geralmente aconselhados e devem ser aplicados apenas a escoamentos com remoinhos e rotações fortes.

Na realização deste trabalho, a fim de comparar os resultados com os trabalhos realizados por Hoxey et al., 2002 [9], Richards et al., 2002 [10], Defraeye et al., 2010 [6] e Meinders et al., 1999 [11] são utilizados os modelos *Standard* $k - \varepsilon$, *Renormalization-Group* (RNG) $k - \varepsilon$, *Realizable* $k - \varepsilon$ e *Shear-Stress Transport* (SST) $k - \omega$.

4.2.2.1 Modelo *Standard* $k - \varepsilon$

Historicamente, os modelos de duas equações são os mais vastamente utilizados na indústria CFD. O modelo *Standard* $k - \varepsilon$ proposto por Launder e Spalding, 1974 [27] é popularmente utilizado em simulações de engenharia prática para escoamentos e transferências de calor. Este modelo é comprovado pelos resultados precisos e computacionalmente económicos obtidos para uma vasta variedade de escoamentos turbulentos.

Este modelo baseia-se nas equações de transporte para a energia cinética turbulenta, k , e respetiva taxa de dissipação, ε (Equações 4.49 e 4.50).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (4.49)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon \quad (4.50)$$

Onde G_k e G_b representam a geração de energia cinética turbulenta devido aos gradientes de velocidade e força de propulsão, respetivamente. Y_M representa a contribuição das flutuações do modelo, $C_{1\varepsilon}$, $C_{2\varepsilon}$ e $C_{3\varepsilon}$ são as constantes do próprio modelo, σ_k e σ_ε são os números de *Prandtl* para k , ε , respetivamente e S_k e S_ε são os termos fonte definidos pelo utilizador e μ a viscosidade dinâmica.

A viscosidade turbulenta μ_t , que surge nas Equações 4.49 e 4.50, é definida segundo a Equação 4.51. Sendo C_μ uma constante.

$$\mu_t = \rho \cdot C_\mu \cdot \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (4.51)$$

Os valores padrão das constantes do modelo de turbulência *Standard* $k - \varepsilon$ no ANSYS Fluent, referidas nas Equações 4.49, 4.50 e 4.51, encontram-se na Tabela 4.3.

 Tabela 4.3: Constantes do modelo *Standard* $k - \varepsilon$ [28, 29]

$C_{1\varepsilon}$	$C_{2\varepsilon}$	$C_{3\varepsilon}$	σ_k	σ_ε
1,44	1,92	0,09	1,3	1,3

A derivação do modelo $k - \varepsilon$ parte do princípio que o escoamento é completamente turbulento e que os efeitos da viscosidade molecular são negligíveis. Por isso, o modelo *Standard* $k - \varepsilon$ é válido apenas para escoamentos completamente turbulentos [28]. De forma a contornar as limitações deste modelo, existem outros dois modelos $k - \varepsilon$ disponíveis no programa ANSYS Fluent: *RNG* $k - \varepsilon$ e *Realizable* $k - \varepsilon$.

Por outro lado, alguns modelos $k - \varepsilon$ não são recomendados para situações com gradientes adversos de pressão e separação da camada limite do escoamento, resultando por vezes em avaliações excessivamente optimistas dos escoamentos com superfícies não rugosas.

4.2.2.2 Modelo RNG $k - \varepsilon$

O modelo *RNG $k - \varepsilon$* , desenvolvido por OrszagS et al., 1993 [30], deriva do modelo *Standard $k - \varepsilon$* , partindo das equações equações instantâneas de *Navier-Stokes* e de métodos matemáticos designados "grupo de renormalização"(do inglês *renormalization group*). Deste modo, o modelo permite maior precisão e fiabilidade para escoamentos envolvendo separação e recirculações originadas pelo próprio escoamento, sendo possível aplicar a uma maior variedade de escoamentos quando comparado com o modelo *Standard*.

A derivação analítica adiciona um termo à equação 4.50 que melhora a precisão em escoamentos com gradientes de pressão adversos e resulta num modelo com diferentes valores das constantes referidas na Tabela 4.3. Resultando por isso nas equações de transporte (Equações 4.52 e 4.53).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_k \mu_{eff} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (4.52)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_k \mu_{eff} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} - R_\varepsilon + S_\varepsilon \quad (4.53)$$

Onde G_k e G_b representam a geração de energia cinética turbulenta devido aos gradientes de velocidade e força de propulsão, respetivamente. Y_M representa a contribuição das flutuações do modelo, α_k e α_ε são os números inversos efetivos de *Prandtl* para k , ε , respetivamente e S_k , S_ε são os termos fonte definidos pelo utilizador e μ a viscosidade dinâmica. Para informações detalhadas de como estas variáveis são calculadas é possível consultar o manual teórico do ANSYS Fluent [28].

Salientando-se que o termo R_ε (Equação 4.54) foi adicionado à Equação 4.50, melhorando a precisão dos resultados em escoamentos com elevadas tensões de corte, τ .

$$R_\varepsilon = \frac{C_\mu \cdot \rho \cdot \eta^3 \cdot \left(1 - \frac{\eta}{\eta_0}\right)}{1 + \beta \cdot \eta^3} \cdot \frac{\varepsilon^3}{k} \quad (4.54)$$

Sendo $\eta \equiv Sk/\varepsilon$, $\eta_0 = 4,38$ e $\beta = 0,012$.

No modelo *RNG $k - \varepsilon$* a viscosidade turbulenta, μ_t , é obtida segundo a Equação 4.51. Porém, neste caso $C_\mu = 0,0845$ (relativamente próximo de 0,09, no modelo *Standard $k - \varepsilon$*).

Os valores padrão das constantes do modelo *RNG $k - \varepsilon$* no ANSYS Fluent, referidas nas Equações 4.52 e 4.53, encontram-se na Tabela 4.4.

Tabela 4.4: Constantes do modelo *RNG $k - \varepsilon$* [28]

$C_{1\varepsilon}$	$C_{2\varepsilon}$
1,42	1,68

Enquanto que o modelo *Standard $k - \varepsilon$* é designado a escoamento com elevados números de *Reynolds*, o modelo *RNG $k - \varepsilon$* contém uma fórmula diferencial aplicada à viscosidade efetiva, considerando os efeitos dos escoamentos com reduzido número de *Reynolds*. Não sendo por isso independente do correto tratamento da malha junto da parede [28].

4.2.2.3 Modelo *Realizable* $k - \varepsilon$

O termo *Realizable* provém do modelo satisfazer certas restrições matemáticas relativas às tensões de *Reynolds* que os outros modelos $k - \varepsilon$ não satisfazem.

O modelo *Realizable* $k - \varepsilon$ foi proposto por Shih et al., 1995 [31] com o propósito de contornar as limitações dos restantes modelos $k - \varepsilon$ relativamente à modelação da equação de transporte para a taxa de dissipação de energia cinética turbulenta, ε (Equação 4.55) e contém uma nova fórmula para a variável C_μ (Equação 4.56).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S_\varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu\varepsilon}} + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} G_b + S_\varepsilon \quad (4.55)$$

Onde $C_{1\varepsilon}$ e $C_{3\varepsilon}$ são as constantes do próprio modelo, σ_ε é o número de *Prandtl* para ε , S_ε é um termo fonte definido pelo utilizador e μ a viscosidade dinâmica.

C_1 é definido segundo:

$$C_1 = \max \left[0, 43; \frac{\eta}{\eta + 5} \right]; \quad \eta = S \cdot \frac{k}{\varepsilon}; \quad S = \sqrt{2 \cdot S_{ij} \cdot S_{ij}}$$

No entanto, a equação de transporte para a energia cinética turbulenta, k , aplicada é a mesma do modelo *Standard* $k - \varepsilon$ (Equação 4.49).

Tal como para os restantes modelos de turbulência $k - \varepsilon$, a viscosidade turbulenta é definida segundo a Equação 4.51. A diferença entre o modelo *Standard* $k - \varepsilon$ e *Realizable* $k - \varepsilon$ é que C_μ é uma variável definida segundo a Equação 4.56.

$$C_\mu = \frac{1}{A_0 + A_s \cdot \frac{k \cdot U^*}{\varepsilon}} \quad (4.56)$$

Onde $A_0 = 4,04$ e $A_s = \sqrt{6} \cdot \phi$ são constantes do modelo. Quanto a U^* e ϕ é possível encontrar informação mais detalhada no manual teórico do ANSYS Fluent [28].

Os valores padrão das constantes do modelo de turbulência *Realizable* $k - \varepsilon$ no ANSYS Fluent, referidas nas Equações 4.49, 4.55 e 4.51, encontram-se na Tabela 4.5.

Tabela 4.5: Constantes do modelo *Realizable* $k - \varepsilon$ [28]

$C_{1\varepsilon}$	C_2	σ_k	σ_ε
1,44	1,9	1,0	1,2

No ANSYS Fluent, a utilização do modelo *Realizable* $k - \varepsilon$ é preferível, relativamente às outras variantes do modelo para uma maior variedade de escoamentos [26]. Apesar deste modelo ser relativamente recente, os estudos demonstram maior desempenho relativamente aos restantes modelos $k - \varepsilon$ em validações que envolvem separação e outras características complexas dos escoamentos [32].

Posteriormente, na Secção 4.2.3 é referida a preferência da combinação entre os modelos $k - \varepsilon$ e a opção *Enhanced Wall Treatment* (EWT).

4.2.2.4 Modelo SST $k - \omega$

O modelo *Shear-Stress Transport* (SST) $k - \omega$ foi desenvolvido por Menter, 1994 [33] com o objetivo de formular eficazmente a precisão e robustez do modelo $k - \omega$ na zona junto da parede com independência do escoamento livre. Tornando assim o modelo mais fiável e preciso para uma maior variedade de escoamentos, nomeadamente para escoamentos com gradientes de pressão adversos, ondas de choque, perfis alares, entre outros. Para tal, o modelo $k - \varepsilon$ é convertido numa formulação de $k - \omega$.

Por conseguinte, o modelo SST $k - \omega$ é similar ao modelo *Standard* $k - \omega$, apresentando alguns refinamentos (Equações 4.57 e 4.58). Ambos são multiplicados por uma função de mistura concebida para que o escoamento junto da parede seja resolvido segundo o modelo *Standard* $k - \omega$ e o restante domínio pelo modelo transformado de $k - \omega$.

O modelo SST incorpora um termo de difusão cruzada amortecida derivada da equação ω , a definição de viscosidade turbulenta é modificada considerando a equação de transporte da tensão de corte e as constantes do modelo são diferentes (Tabela 4.6).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + \tilde{G}_k - Y_k + S_k \quad (4.57)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \omega u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + G_\omega - Y_\omega + D_\omega + S_\omega \quad (4.58)$$

Onde \tilde{G}_k representa a geração de energia cinética turbulenta, k , devida aos gradientes de velocidade média, calculada através da Equação 4.59. Γ_k e Γ_ω representam a difusão efetiva de k e ω , respetivamente (Equações 4.63 e 4.64). Y_k e Y_ω representam a dissipação de k e ω derivada da turbulência (Equações 4.66 e 4.67). D_ω representa o termo de difusão cruzada (Equação 4.69) e S_k e S_ω são os termos fonte definidos pelo utilizador.

$$\tilde{G}_k = \min[G_k; 10 \cdot \rho \cdot \beta^* \cdot k \cdot \omega] \quad (4.59)$$

G_k é definido em detalhe no manual teórico do ANSYS Fluent [28].

De forma análoga, G_ω representa a geração de ω e é definida através da Equação 4.60.

$$G_\omega = \alpha \cdot \frac{\omega}{k} \cdot G_k \quad (4.60)$$

Sendo α um coeficiente definido pela Equação 4.61.

$$\alpha = \frac{\alpha_\infty}{\alpha^*} \cdot \left(\frac{\alpha_0 + Re_t/R_\omega}{1 + Re_t/R_\omega} \right) \quad (4.61)$$

Onde $R_\omega = 2,95$, o termo α_∞ é definido pela Equação 4.62 e para elevados números de *Reynolds* no modelo $k - \omega$, $\alpha = \alpha^* = 1$.

$$\alpha_\infty = F_1 \cdot \alpha_{\infty,1} + (1 - F_1) \cdot \alpha_{\infty,2} \quad (4.62)$$

Onde κ é a constante de *Von Kármán*. $\alpha_{\infty,1}$, $\alpha_{infly,2}$ e função de mistura F_1 podem ser encontradas no manual teórico do ANSYS Fluent [28].

$$\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \quad (4.63)$$

$$\Gamma_\omega = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \quad (4.64)$$

Onde σ_k e σ_ω são os números de *Prandtl* para k e ω , respetivamente. No modelo SST $k - \omega$, a viscosidade turbulenta, μ_t , é definida segundo a Equação 4.65.

$$\mu_t = \frac{\rho \cdot k}{\omega} \cdot \frac{1}{\max\left[\frac{1}{\alpha^*}, \frac{S \cdot F_2}{a_1 \cdot \omega}\right]} \quad (4.65)$$

Onde S representa a magnitude do índice de deformação, α^* representa um coeficiente que reduz o valor da viscosidade turbulenta e é definido segundo a Equação 4.70 e, tal como a função de mistura F_1 , F_2 pode ser encontrado no manual teórico do ANSYS Fluent [28].

$$Y_k = \rho \cdot \beta^* \cdot k \cdot \omega \quad (4.66)$$

$$Y_\omega = \rho \cdot \beta \cdot \omega^2 \quad (4.67)$$

Sendo β_i definido segundo a Equação 4.68.

$$\beta_i = F_1 \cdot \beta_{i,1} + (1 - F_1) \cdot \beta_{i,2} \quad (4.68)$$

O termo de difusão cruzada, referido na Equação 4.57, é definido segundo a Equação 4.69.

$$D_\omega = 2 \cdot (1 - F_1) \cdot \rho \cdot \frac{1}{\omega \cdot \sigma_{\omega,2}} \cdot \frac{\partial k}{\partial x_j} \cdot \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (4.69)$$

As constantes do modelo SST $k - \omega$ encontram-se na Tabela 4.6, sendo possível consultar o manual teórico do programa para mais informações [28].

Tabela 4.6: Constantes do modelo SST $k - \omega$ [28]

$\sigma_{k,1}$	$\sigma_{\omega,1}$	$\sigma_{k,2}$	$\sigma_{\omega,2}$	a_1	$\beta_{i,1}$	$\beta_{i,2}$	α_∞^*
1,176	2,0	1,0	1,168	0,31	0,075	0,0828	1
α_∞	α_0	β_∞^*	R_β	R_k	R_ω	ζ^*	M_{t0}
0,52	$\frac{1}{9}$	0,09	8	6	2,95	1,5	0,25

Low-Reynolds-Number Correction

Ao selecionar a opção *Low-Reynolds-Number Correction* (LRNC), α^* e Re_t na Equação 4.61 são obtidos segundo as Equações de 4.70 até 4.74.

$$\alpha^* = \alpha_{\infty}^* \cdot \left(\frac{\alpha_0^* + Re_t / Re_k}{1 + Re_t / Re_k} \right) \quad (4.70)$$

$$Re_t = \frac{\rho \cdot k}{\mu \cdot \omega} \quad (4.71)$$

$$R_k = 6 \quad (4.72)$$

$$\alpha_0^* = \frac{\beta_i}{3} \quad (4.73)$$

$$\beta_i = 0,072 \quad (4.74)$$

4.2.3 Lei de Parede

As superfícies sólidas com a definição *no-slip*, como é o caso das paredes do edifício em estudo (abordadas na Secção 5.4.1), originam um escoamento junto das mesmas que não é considerado escoamento turbulento livre. A região junto da parede é caracterizada por um gradiente adverso de velocidades, origem da maioria da produção da energia cinética turbulenta, k , no escoamento, sendo necessária uma malha tão refinada quanto necessária nesta zona.

O escoamento adjacente à parede é modelado pelas leis de parede (do inglês *wall functions*) e pode ser repartido em três camadas (ilustradas na Figura 4.5(a)), onde:

- Subcamada viscosa (ou *viscous sublayer*) é a zona mais próxima da paredes, onde predominam as forças viscosas e o perfil de velocidades é definido segundo uma função linear representada a azul na Figura 4.5(b) (relembrando que é uma escala logarítmica), $y^+ < 5$;
- Região intermédia (ou *buffer layer*) é zona onde o escoamento não é completamente definido pelas leis de parede e por isso deve ser evitado, $5 < y^+ < 30$;
- Região logarítmica (do inglês *log-law region*) ou zona turbulenta é onde os efeitos turbulentos predominam e o perfil de velocidades é definido por uma função logarítmica a verde na Figura 4.5(b), $30 < y^+ < 500$.

As *Standard Wall Functions* (SWF), originalmente derivadas do modelo $k-\varepsilon$, baseiam-se no trabalho de Launder e Spalding, 1972 [29] e são tipicamente expressas em parâmetros adimensionais, nomeadamente y^+ (Equação 4.75).

$$y^+ \equiv \frac{u_{\tau} \cdot y}{\nu} \quad (4.75)$$

Onde u_{τ} é a velocidade de atrito definida na Equação 3.2, y_p é a distância normal entre o centroide do primeiro elemento e a parede, ρ é a massa volúmica do ar e ν a respetiva viscosidade dinâmica.

Desta forma, o centroide do elemento adjacente à parede é posicionado no interior da região logarítmica e o escoamento é modelado segundo a suposição de uma camada logarítmica estendida (Figuras 4.6(a) e 4.6(b)) [6].

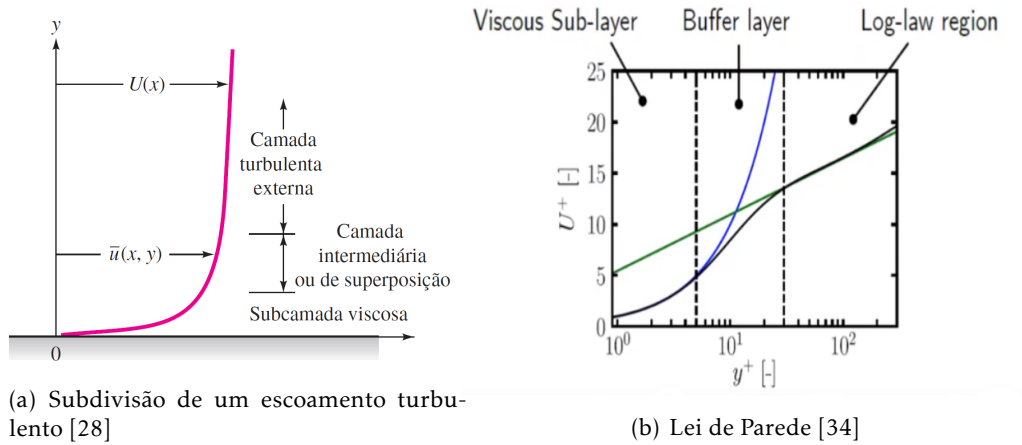


Figura 4.5: Escoamento turbulento

No entanto, ao aplicar os modelos numéricos RANS (descritos na Seção 4.2.1) é recomendado utilizar $y^+ > 30$ para todo o domínio, caso contrário a tensão de corte na parede, τ_w , e a transferência de calor na parede podem deteriorar-se. As SWF não são por isso apropriadas para escoamentos com reduzido número de *Reynolds* ($Re \approx 10^2 - 10^4$), onde a mesma suposição de uma camada logarítmica estendida não é válida [6, 28].

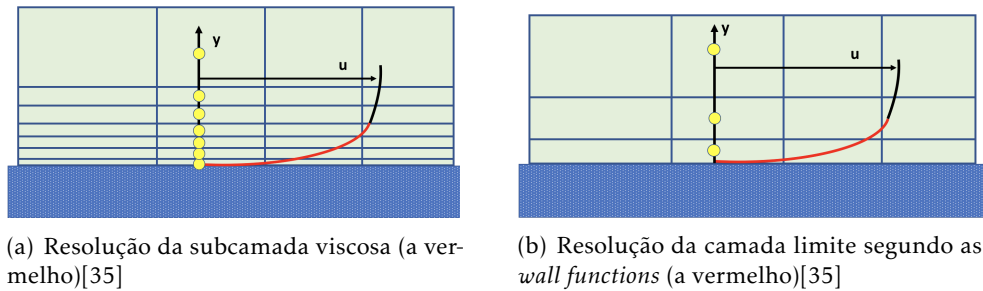


Figura 4.6: Resolução da camada limite de escoamento junto da parede

Para escoamentos complexos, onde a tensão de corte na parede, τ_w , pode ser nula (e.g. pontos de estagnação e de conexão) e onde y^+ pode igualmente ser nulo, estes parâmetros não são apropriados. Com o propósito de contornar esta singularidade, o ANSYS Fluent utiliza os parâmetros adimensionais referidos nas Equações 4.76, 4.77 e 4.78 [6].

$$y^* \equiv \frac{\rho \cdot C_\mu^{1/4} \cdot k^{1/2} \cdot y}{\mu} \quad (4.76)$$

$$U^* \equiv \frac{\rho \cdot C_\mu^{1/4} \cdot k^{1/2} \cdot U}{\tau_w} \quad (4.77)$$

$$T^* \equiv \frac{\rho \cdot C_\mu^{1/4} \cdot k^{1/2} \cdot (T_w - T) \cdot c_p}{q_{c,w}} \quad (4.78)$$

Onde y é a distância normal entre o ponto do escoamento e a parede cujos parâmetros são avaliados, k representa a energia cinética turbulenta, U a magnitude da velocidade

média do escoamento, ρ a densidade do ar, μ a viscosidade dinâmica do ar, c_p a capacidade térmica do ar e T a temperatura. C_μ é um coeficiente de valor igual a 0,09 para o modelo *Standard k - ε* (Tabela 4.3) e uma variável para o modelo *Realizable k - ε*, de valor igual no elemento junto da parede quando são utilizadas as SWF (Equação 4.56) [28].

Os parâmetros adimensionais, nas Equações 4.76, 4.77 e 4.78, estão relacionados com k , em vez do gradiente de velocidades, que está relacionado com a velocidade de atrito na parede. No ANSYS Fluent as leis de parede para a velocidade e temperatura médias baseiam-se na unidade de parede, y^* , em vez das frequentemente referidas y^+ , porém ambas são aproximadamente iguais para camadas limite turbulentas em equilíbrio. Obtendo a relação expressa na Equação 4.79.

$$\sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} = C_\mu^{1/4} \cdot k^{1/2} \quad (4.79)$$

As funções anteriormente apresentadas (Equações 4.77 e 4.78) podem ser derivadas para os perfis de velocidade e temperatura na camada turbulenta externa, assumindo algumas considerações para o escoamento, distribuição de k e da dissipação da energia turbulenta, ε [36]. Obtendo desta forma as Equações 4.80 e 4.81 utilizadas pelo programa para obtenção dos parâmetros do escoamento nos elementos junto da parede, nomeadamente nos seus centroides.

$$U_p^* = \frac{1}{\kappa} \cdot (E \cdot y_p^*) \quad y_p^* > y_v^* = 11,225 \quad (4.80)$$

$$T_p^* = Pr_t \cdot \left(\frac{1}{\kappa} \cdot \ln(E \cdot y_p^*) + P_f \right) \quad y_p^* > y_T^* = 11,639 \quad (4.81)$$

Onde Pr é o número molecular de *Prandtl* (Equação 4.82) e Pr_t é o número turbulento de *Prandtl*, igual a 0,85 na parede [28]. E representa uma constante empírica igual a 9,793, P_f representa uma função empírica dada por Jayatillaka, 1969 [37] em função de Pr e Pr_t .

$$Pr = \frac{\text{taxa de difusão viscosa}}{\text{taxa de difusão térmica}} = \frac{c_p \cdot \mu}{\lambda} \iff \sqrt{Pr} \approx \frac{\delta}{\delta_T} \quad (4.82)$$

Na Equação 4.82, c_p é o calor específico [$W/(m \cdot K)$], μ é a viscosidade dinâmica [$Pa \cdot s$] e λ a condutividade térmica [$W/(m \cdot K)$]. As respetivas espessuras de camada limite δ e δ_T encontram-se ilustradas na Figura 4.7.

Tal como na lei de parede aplicada à velocidade, a temperatura aplicada no ANSYS Fluent é também repartida em duas zonas:

- Regressão linear aplicada na subcamada de condução térmica, ou subcamada térmica viscosa, onde a condução é importante, $y^* < 11,639$;
- Lei logarítmica aplicada na camada turbulenta onde os efeitos de turbulência controlam a condução, $y^* > 11,639$.

A espessura da camada de condução térmica é geralmente diferente da espessura da subcamada viscosa para a velocidade e varia de fluido para fluido, ilustrado na Figura 4.7. Por exemplo, a camada de condução térmica de um fluido como o óleo com elevado número de *Prandtl*, Pr , (e.g. óleo) apresenta uma espessura menor do que a subcamada viscosa para a velocidade. Verificando o oposto para fluidos de reduzido número de *Prandtl* (e.g. metal líquido) [28]. Por outras palavras, quando o número de *Prandtl* é reduzido a difusão do calor ocorre mais facilmente do que a velocidade.

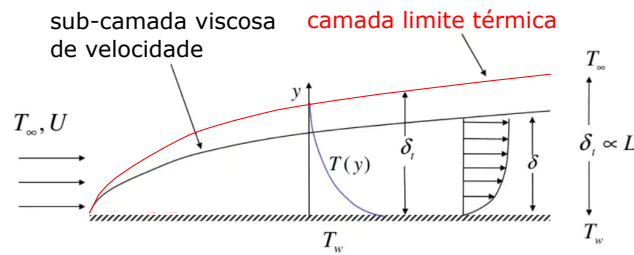


Figura 4.7: Camada limite térmica

No ANSYS Fluent, a função linear (linha azul na Figura 4.5(b)) é aplicada quando $y^* < 11,225$ e a função logarítmica (linha verde na Figura 4.5(b)) é aplicada quando $y^* > 11,225$ [28]. De forma análoga, verifica-se o mesmo para a temperatura com o valor de $y_T^* = 11,639$.

$$U^* = y^* \quad y^* < y_v^* = 11,225 \quad (4.83)$$

$$T^* = Pr \cdot y^* \quad y^* < y_T^* = 11,639 \quad (4.84)$$

4.2.3.1 Aplicação da Rugosidade Aerodinâmica

Nos casos de estudo onde se considera a rugosidade aerodinâmica, abordada na Secção 3.2.2.3, a lei de parede (Equações 4.80 e 4.83) é modificada segundo a Equação 4.85 e utilizada para avaliar a tensão de corte na parede e outras *wall functions* para a temperatura média e turbulência.

$$U^* = \begin{cases} y^* & , y^* < 5 \\ \frac{1}{k} \cdot \ln(y^*) + B - \Delta B \cdot (K_s^+) & , 30 < y^+ < 500 \end{cases} \quad (4.85)$$

Onde B é uma constante aditiva na lei logarítmica e ΔB (definida pela Equação 4.86) depende, geralmente, do tipo e dimensão da rugosidade.

$$\Delta B = \frac{1}{\kappa} \cdot \ln(f_r) \quad (4.86)$$

Sendo f_r uma função de rugosidade que quantifica a mudança da interceção devido aos efeitos de rugosidade.

Não existe uma função geral válida para todos os tipos de rugosidade, no entanto para rugosidades do tipo grão de areia (do inglês *sand-grain*) e elementos de rugosidade uniforme similar, ΔB foi comprovado estar correlacionado com a altura adimensional de rugosidade, K_s^+ definida pela Equação 4.87.

$$K_s^+ = \frac{K_s \cdot u_\tau}{\nu} \quad (4.87)$$

Onde K_s é a altura da rugosidade aerodinâmica [m] e u_τ representa a velocidade de atrito [m/s^2] (Equação 3.2). A análise dos resultados experimentais revelam que a função de rugosidade não é uma simples função, aplicando diferentes fórmulas consoante o valor de K_s^+ .

De acordo com os resultados, os efeitos de rugosidade são negligenciados em regime *hydrodynamically smooth* ($K_s^+ \leq 2,25$), tornando-se cada vez mais importantes no regime de transição ($2,25 < K_s^+ \leq 90$), acabando por ter efeito total no regime *fully rough* ($K_s^+ > 90$). No ANSYS Fluent, as fórmulas adotadas para determinar ΔB nestes intervalos derivam do trabalho desenvolvido por Cash e Karp, 1990 [38].

$$\Delta B = \begin{cases} 0 & , K_s^+ \leq 2,25 \\ \frac{1}{\kappa} \cdot \ln \left[\frac{k_s^+ - 2,25}{87,75} + C_s \cdot K_s^+ \right] \times \sin [0,4258 \cdot (\ln(K_s^+) - 0,811)] & , 2,25 < K_s^+ \leq 90 \\ \Delta B = \frac{1}{\kappa} \cdot \ln(1 + C_s \cdot K_s^+) & , K_s^+ > 90 \end{cases} \quad (4.88)$$

Sendo $0 < C_s \leq 1,0$ a constante de rugosidade (ou *roughness constant*). De forma geral, a condição de CLA implica que $K_s^+ > 90$, onde $0,5 \leq C_s \leq 1$ [39].

Na Equação 4.87, a rugosidade aerodinâmica K_s difere da rugosidade aerodinâmica z_0 referida na norma nacional NP EN 1991-1-4:2010 (Secção 3.2.2.3). Sendo por isso necessário determinar o valor no ANSYS Fluent segundo a Equação 4.89 [39].

$$k_s = \frac{E \cdot z_0}{C_s} \quad (4.89)$$

Ao gerar a malha, a altura dos elementos junto da parede não deve ser inferior à altura da rugosidade aerodinâmica, tal como ilustrado na Figura 4.8. Ou seja, a distância da parede ao centro do primeiro elemento adjacente à parede tem de ser superior à altura da rugosidade aerodinâmica, $y_p > K_s$ [26, 39, 40].

Enhanced Wall Treatment

Para elevados números de *Reynolds*, as *wall functions* são vastamente utilizadas, nomeadamente para geometrias complexas onde a obtenção de uma malha com elementos refinados é impraticável.

No entanto, as *wall functions* não são apropriadas para escoamentos com valor de *Reynolds* reduzido, visto que a suposição de uma camada logarítmica estendida não é válida para estes casos (tal como referido na Secção 4.2.3).

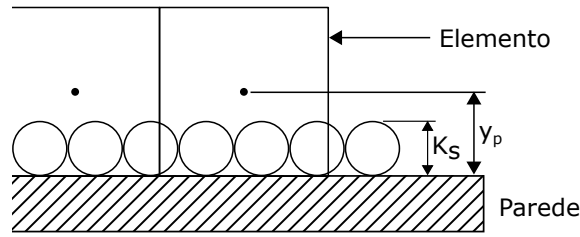


Figura 4.8: Rugosidade do tipo grão de areia

Por isso, ambos os modelos baseados em ε têm a opção de EWT, tornando os modelos relativamente insensíveis ao valor de y^* da célula junto da parede. No caso de escoamentos que requerem alta definição dos resultados junto de paredes de camada limite (especialmente com transferências de calor) é recomendado utilizar valores de $y^* \approx 1$.

No caso do modelo SST $k - \omega$, este foi originalmente desenvolvido para trabalhar com números de *Reynolds* reduzidos utilizando o modelo $k - \omega$ para a zona junto da parede em junção com o modelo *Standard* $k - \varepsilon$ na região turbulenta do escoamento.

Porém, quando a opção EWT é acionada os valores da rugosidade não podem ser definidos no programa [26, 28].

4.2.4 Modelação da Transferência de Calor

A transferência de calor pode ocorrer por condução, radiação e convecção. Sendo que os casos onde apenas existe condução e/ou convecção são os mais simples, enquanto que os escoamentos definidos pelas forças de propulsão ou convecção natural e os modelos de radiação são mais complexos.

No ANSYS Fluent a equação de transporte para a transferência de calor para escoamentos incompressíveis, negligenciando as forças de propulsão e a dissipação viscosa do calor, é descrita segundo a Equação 4.90.

$$\frac{\partial(\rho \cdot c_p \cdot T)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \cdot c_p \cdot T \cdot \mathbf{u}) = \nabla \cdot (\lambda_{eff} \cdot \nabla T) \quad (4.90)$$

Onde ρ representa a massa volúmica do ar, c_p o calor específico, T a temperatura, \mathbf{u} o vetor de velocidade média e λ_{eff} a condutividade térmica efetiva (Equação 4.91), correspondente ao somatório da condutividade térmica, λ , e da condutividade térmica turbulenta, λ_t (definida de acordo com o modelo de turbulência utilizado).

$$\lambda_{eff} = \lambda + \lambda_t \quad (4.91)$$

Sendo a condutividade térmica turbulenta proporcional à viscosidade turbulenta, μ_t , que nos modelos utilizados neste trabalho, para a camada limite, é uma função de $k^{1/2} \cdot y$. No caso das *wall functions* (Equações 4.80, 4.81, 4.77 e 4.78), estas são obtidas assumindo que μ_t é proporcional a $k^{1/2} \cdot y$ e consequentemente de y^* [36].

Desta forma, a condutividade térmica está relacionada com k e não com o gradiente de velocidades, o que pode resultar num melhoramento significativo das previsões da transferência de calor na parede [41]. Segundo Defraeye, et al. [6], o programa consegue por isso simular a transferência de calor nos pontos de estagnação, onde as velocidades reduzidas estão geralmente relacionadas com a elevada energia cinética turbulenta.

Sendo o foco deste trabalho a convecção forçada, os efeitos de propulsão provenientes das velocidades reduzidas do vento não serão analisados. No estudo realizado por Defraeye, et al. 2010 [6] o número de *Richardson* é consideravelmente menor do que a unidade e por isso os efeitos de propulsão podem ser desprezados.

Nas simulações onde é adicionado calor ao fluido e a massa volúmica do fluido varia consoante a temperatura, a mesma pode estar sujeita a variações provocadas pela gravidade originando a convecção natural. O número de *Richardson*, Ri , é um número adimensional pelo qual é representada a relevância da convecção natural relativamente à convecção forçada. Neste contexto, pode ser definido pela Equação 4.92.

$$Ri = \frac{Gr}{Re^2} \quad (4.92)$$

Onde Gr é o número de *Grashof* (número adimensional que rege os escoamentos por convecção natural) e Re o número de *Reynolds*. Tipicamente, a convecção natural é desprezada quando $Ri < 0,1$, a convecção forçada é desprezada quando $Ri > 10$ e ambas são contabilizadas quando $0,1 < Ri < 10$ [28, 42].

Os efeitos da transferência de calor por radiação serão igualmente desprezados neste trabalho, salientando que na validação experimental do trabalho realizado por Meinders, E. R. 1998 [11] o fluxo de calor radiativo é aproximadamente uma ordem de grandeza inferior ao fluxo de calor convectivo. Não contribuindo de forma significativa para o coeficiente de transferência de calor por convecção, h_c [6].

4.2.5 Regiões Sólidas

No ANSYS Fluent a equação de transporte para energia aplicada a regiões sólidas é descrita segundo a Equação 4.93

$$\frac{\partial(\rho \cdot h)}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{u} \cdot \rho \cdot h) = \nabla \cdot (\lambda \cdot \nabla \cdot T) + S_h \quad (4.93)$$

Onde ρ é a massa volúmica do material, h a entalpia igual a $\int_T^{T_{ref}} c_p dT$, λ a condutividade térmica, T a temperatura e S_h a fonte térmica volúmica (inclui o calor de uma reação química ou qualquer outra fonte térmica volumétrica definida pelo utilizador) [28]. Sendo que $\nabla \cdot (\mathbf{u} \cdot \rho \cdot h)$ representa a transferência de energia por convecção resultante da deslocação rotacional e transacional do sólido. $\nabla \cdot (\lambda \cdot \nabla \cdot T)$ é o fluxo de calor derivado da condução do sólido.

4.2.6 Coeficiente de Transferência de Calor por Convecção

No programa ANSYS Fluent, quando é definida a condição de temperatura fixa numa parede o coeficiente de transferência de calor por convecção nos elementos de fluido junto dessa mesma parede, h_c [$W/m^2 \cdot K$], é calculado segundo a Equação 4.94 (desprezando o fluxo de calor por radiação).

$$h_c = \frac{q}{(T_w - T_{ref})} \quad (4.94)$$

Onde q representa a transferência de calor por convecção na parede [W/m^2], T_w representa a temperatura da parede [K] e T_{ref} a temperatura de referência do fluido [K] [26, 28].

No pós-processamento do *software* utilizado é possível obter os valores de h_c recorrendo à variável coeficiente de transferência de calor na superfície (do inglês *Surface Heat Transfer Coefficient*). Desta forma a T_{ref} utilizada na Equação 4.94 é definida pelo utilizador no menu *reference values*, correspondendo tipicamente à temperatura do ar fora da zona de interesse [6].

4.3 Malha

Na modelação numérica do escoamento de um fluido é necessário discretizar o domínio computacional recorrendo à resolução espacial da solução. A geração de uma malha é uma divisão do domínio em células, ou volumes de controlo, de menor dimensão que possibilitam a resolução das equações diferenciais que definem o escoamento do fluido, apresentadas no capítulo 4. Estas células apresentam geometrias como quadrados e triângulos, em 2D, ou hexaedros e tetraedros, em 3D. A respetiva organização dos elementos pode resultar numa malha estruturada, não estruturada ou mista (Figura 4.9). As malhas estruturadas são exclusivamente compostas por hexaedros e as não estruturadas por tetraedros [17].

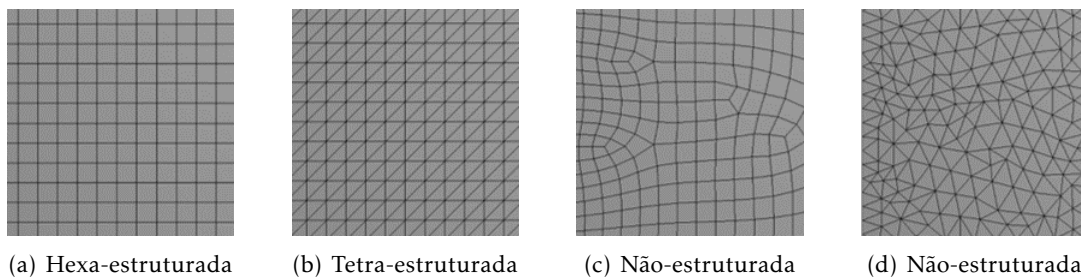


Figura 4.9: Diferentes tipos de malha

O número de células interfere na precisão dos resultados da simulação em CFD, geralmente um maior número reflete uma maior precisão. No entanto, deve-se procurar um equilíbrio entre o número de elementos da malha e o grau de precisão necessário.

Uma malha com muitos elementos necessita de elevada capacidade computacional para a solução convergir, podendo também originar oscilações nas propriedades do escoamento para escalas reduzidas. Por outro lado, uma malha grosseira pode não originar resultados precisos ao omitir características do escoamento, como é o caso da zona de recirculação num telhado [17]. Uma malha designada "óptima" é geralmente não uniforme, mais refinada nas áreas de maior variação do escoamento e mais grosseira em zonas de menor alteração [23].

4.3.1 Qualidade da Malha

A malha gerada deve ser suficientemente refinada para captar vórtices e camadas viscosas, devendo evitar a compressão ou alargamento dos respetivos elementos, particularmente nas zonas de maior variação das características do escoamento. A sua qualidade está diretamente relacionada com a precisão e estabilidade da computação numérica, sendo por isso essencial verificar a qualidade da mesma.

4.3.1.1 Ortogonalidade

Um indicador importante de qualidade presente no ANSYS Fluent é a ortogonalidade (ou *orthogonality*), classificada adimensionalmente segundo a Equação 4.95 entre 0 e 1 (ideal) [26].

$$Orthogonality = \min \left\{ \frac{A_i \cdot f_i}{|\vec{A}_i| |\vec{f}_i|}, \frac{A_i \cdot c_i}{|\vec{A}_i| |\vec{c}_i|} \right\} \quad (4.95)$$

Onde A_i representa a área do elemento adjacente i , f_i o vetor com origem no centroide da célula e término no meio da aresta da célula vizinha e c_i é um vetor que une o centro de dois elementos consecutivos, Figura 4.10.

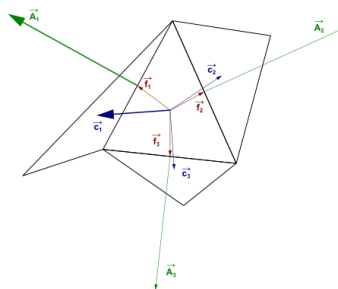


Figura 4.10: Ortogonalidade [26]

4.3.2 Alongamento

Outro indicador importante da qualidade da malha é o *aspect ratio*, uma medida de alongamento do elemento. Esta medição resulta do rácio entre o maior e menor valor das

distâncias do centroide da célula e a respetiva face (A na Figura 4.11) e a distância entre o centroide e os nós (B na Figura 4.11. Deve-se por isso evitar elevados valores e variações súbitas deste parâmetro nos elementos cuja área sem encontra numa zona de variações bruscas dos parâmetros do escoamento [26].

$$AspectRatio = \frac{A}{B} \quad (4.96)$$

Na Figura 4.11 é ilustrada uma célula unitária e respeticas distâncias necessárias ao cálculo do *aspect ratio* 4.96.

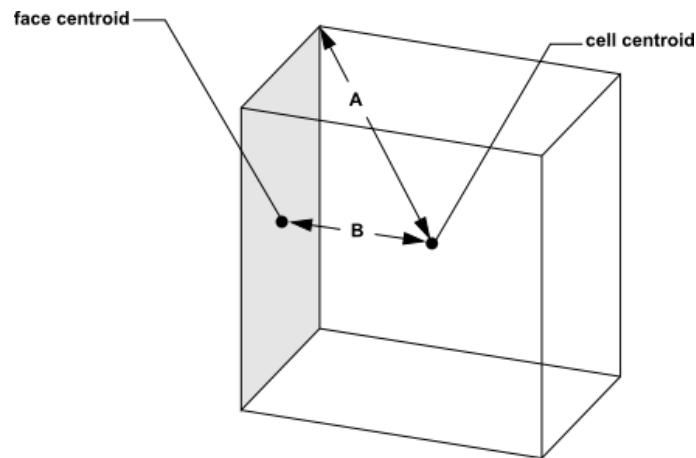


Figura 4.11: *Aspect Ratio* [26]

4.3.3 Distorção

Adicionalmente, a distorção (ou *skewness*) é definida adimensionalmente pela diferença entre a forma da célula e a forma de uma célula em forma de equilátero, de volume equivalente. Este parâmetro varia entre 1 e o seu valor ótimo igual a 0. As células de elevada *skewness* diminuem a precisão e estabilização da solução, ou seja, uma malha ótima composta por quadriláteros é composta por ângulos próximos de 90° e uma malha ótima composta por triângulos por ângulos de 60°. De forma geral, uma malha triangular ou tetraédrica deverá apresentar valores de *skewness* inferiores a 0,95, sendo o seu valor médio substancialmente menor [26, 43] (Tabela 4.7).

Tabela 4.7: *Skewness* [43]

Excelente	Muito Bom	Bom	Aceitável	Mau	Inaceitável*
0 ~ 0,25	0,25 ~ 0,50	0,50 ~ 0,80	0,80 ~ 0,95	0,95 ~ 0,98	0,98 ~ 1,00*

*Em algumas circunstâncias o *pressure based solver* do Fluent consegue lidar com células de *skewness* de $\approx 0,98$.

4.4 Solver

No ANSYS Fluent são disponibilizados dois *solvers*, *Pressure-Based Solver* (PBS) e *Density-Based Solver* (DBS), para que seja possível obter a convergência e resolução do escoamento. Ambos se aplicam a variados tipos de escoamento, no entanto DBS foi originalmente desenvolvido para escoamentos compressíveis de elevada velocidade enquanto que PBS é tradicionalmente aplicado a escoamentos incompressíveis e parcialmente compressíveis.

No caso de DBS são utilizadas duas formulações, implícita e explícita, para resolução das equações para a continuidade, quantidade de movimento e energia. O campo de velocidades é determinado com recurso às equações do balanço da quantidade de movimento, procedendo-se uma correção da pressão para garantir a conservação da massa. Tipicamente é preferível a formulação implícita, pois permite obter a convergência para o estado estacionário (do inglês *steady-state*) mais rapidamente, necessitando de menor memória computacional.

No PBS as variáveis de quantidade de movimento e pressão são tomadas como prioritárias e existem os algoritmos segregado e acoplado (Figuras 4.12(a) e 4.12(b)). No primeiro, as equações fundamentais são resolvidas sequencialmente (i.e. segregadas uma da outra) e no segundo as equações da quantidade de movimento e de pressão são resolvidas simultaneamente (i.e. acopladas). De forma geral, a convergência no algoritmo acoplado é mais rápida mas necessita de mais memória computacional [26, 44].

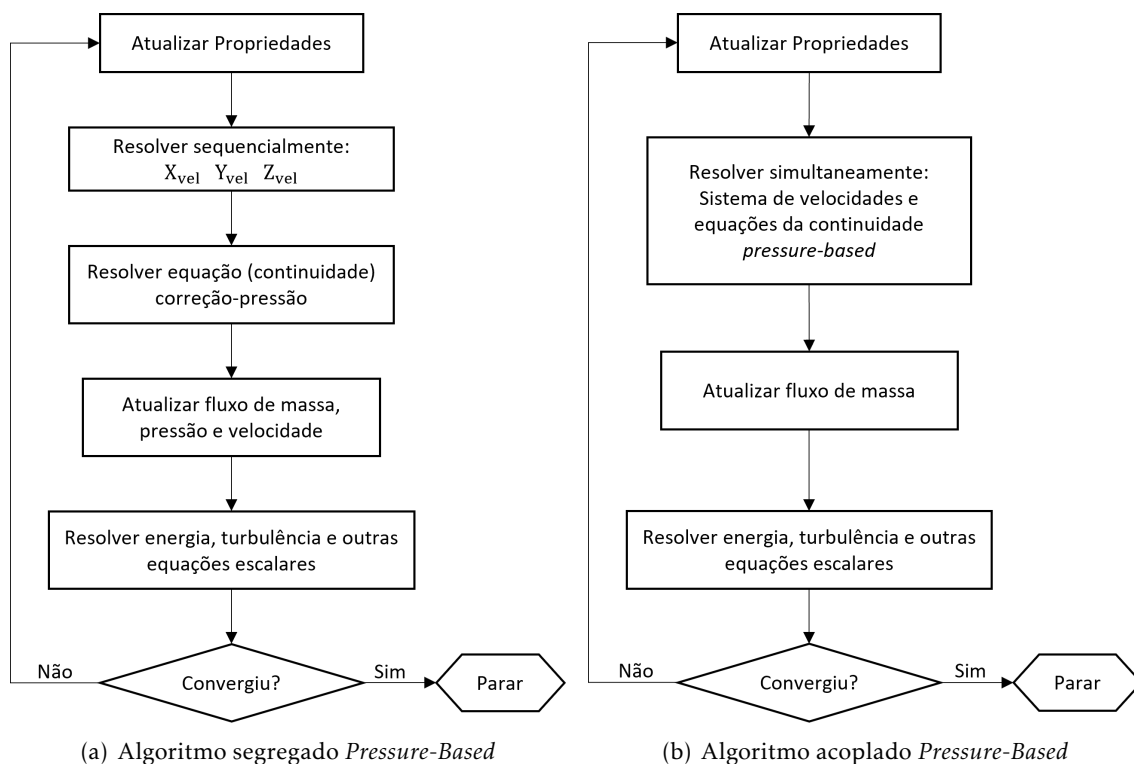


Figura 4.12: Algoritmos *Pressure-Based*

Neste trabalho é utilizado o *Pressure-Based Solver*, com o algoritmo segregado. Este por sua vez é constituído pelos métodos de solução *Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations* (SIMPLE), *Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations Consistent* (SIMPLEC) e *Pressure Implicit with Splitting of Operations* (PISO).

4.4.1 Métodos de Solução

No ANSYS FLUENT o algoritmo (secundário) padrão é o SIMPLE, este é essencialmente um método iterativo para obtenção da pressão e velocidade nos volumes de controlo, geralmente utilizado para escoamentos relativamente simples. No entanto este apresenta algumas falhas que o SIMPLEC pretende resolver.

O método SIMPLEC resulta de uma melhoria do SIMPLE, com o intuito de aumentar o fator de relaxamento e assim convergir mais rapidamente a solução. O método PISO é também derivado do SIMPLE ao qual é adicionado um fator corretivo, mas aplicado a uma menor variedade de casos (e.g. malhas assimétricas, com elevado valor de distorção).

Independentemente do método selecionado pelo utilizador a solução obtida é a mesma, variando apenas o tempo necessário para obter a convergência e a respetiva estabilidade. Sendo tipicamente utilizados os métodos SIMPLE e SIMPLEC para escoamentos estacionários e PISO para problemas transientes [26].

Neste trabalho é aplicado o método **SIMPLE**.

4.4.2 Discretização Espacial

Por definição, o *software* guarda o valor da variável ϕ no centro dos elementos da malha, no entanto para a resolução das equações fundamentais apresentadas na Secção 4.1 são utilizadas as propriedades de cada face dos volumes de controlo, ϕ_f , e os respetivos gradientes, $\nabla\phi$. Os gradientes são necessários para a construção dos valores escalares nas faces dos elementos e também para calcular os termos de difusão secundários e as derivadas das velocidades.

4.4.2.1 Esquemas de Interpolação

Ao utilizar o programa permite ao utilizador optar pelo esquema de interpolação para determinação dos termos de convecção (sendo automaticamente definido *second-order upwind* para determinação dos termos de difusão):

- *First-Order Upwind* - Facilmente se obtém a convergência, mas apenas permite uma precisão de primeira ordem. As propriedades no centro dos elementos são consideradas iguais às das faces dos elementos, ϕ_j ;
- *Power Law* - Mais preciso do que o anterior para escoamentos com reduzido valor de *Reynolds* ($Re < 5$). Este método é aplicado quando o escoamento é dominado

pela convecção e é tomado como o esquema de primeira ordem *Standard* do ANSYS FLuent;

- *Second-Order Upwind* - Permite precisões de segunda ordem, essencialmente para malhas triangulares ou tetraédricas (Secção 4.3.1) ou quando o escoamento não está alinhado com a malha. ϕ_f são determinadas com recurso a aproximações lineares multidimensionais [45]. No entanto, a convergência poderá ser mais demorada;
- *Quadratic Upstream Interpolation for Convective Kinetics* (QUICK) - Este esquema é tipicamente mais preciso para malhas estruturadas e cujos elementos estejam alinhados com a direção do escoamento, permitindo o cálculo computacional de ϕ_f para valores de ordem ainda mais elevado. Podendo ser aplicado a malhas não estruturadas ou híbridas, mas nesses casos é aplicado o esquema de interpolação *second-order upwind* aos elementos que não sejam quadriláteros ou hexaédricos.

De forma simplificada, a discretização de segunda ordem deve ser optada (em relação à de primeira ordem) por apresentar maior precisão nos resultados obtidos [26, 28]. Sendo por isso selecionado o método *second-order upwind* no menu *spatial discretization* nos casos apresentados neste trabalho (para a pressão, velocidade, energia turbulenta cinética rácio de dissipação específica).

4.4.2.2 Avaliação dos Gradientes e Derivadas

No ANSYS Fluent é possível calcular os gradientes segundo os métodos *Green-Gauss Cell Based*, *Green-Gauss Node Based* ou *Least Squares Cell Based*. Sendo o último definido como padrão pelo programa, pois este é conhecido por ter a mesma precisão do um gradiente baseado nos nós para uma malha irregular, necessitando de menor peso computacional [26, 28].

Concluindo desta forma que o esquema de discretização espacial selecionado para gradiente neste trabalho é o *least squares cell based* (no menu *spatial discretization*).

4.5 Inicialização

Nas simulações de CFD é primeiro necessário fornecer uma aproximação da solução do campo de escoamento ao ANSYS FLuent.

Nos casos de estudo foi selecionada a opção de inicialização híbrida (do inglês *hybrid initialization*). Este método resolve a equação de *Laplace* para determinar os campos de velocidade e pressão, tal como a temperatura e outros que automaticamente são definidos como os valores médios do domínio [26, 28].

4.6 Convergência

Após a inicialização da simulação, no final de cada iteração a soma residual de cada variável é guardada e é possível monitorizar a solução através de gráficos. Hipoteticamente, um computador com precisão infinita apresentaria uma convergência com valores residuais nulos. Por outro lado, num computador real estes valores convergem para um valor próximo de zero e depois estabilizam.

Em aplicações industriais é interrompida a simulação para valores na ordem de grandeza de 1×10^{-3} , o que geralmente é demasiado elevado para se obter a convergência da solução. Diversos autores recomendam a redução dos resíduos de valores na ordem de grandeza de pelo menos 1×10^{-4} , sendo que para valores inferiores a 1×10^{-12} já não existem mais erros de iteração na solução [23, 27, 40].

De forma generalizada, o somatório dos resíduos serve de indicador para a convergência da solução nas simulações de escoamentos de fluidos [23]. A convergência é atingida quando os níveis recomendados para todas as equações são alcançados ou quando os respetivos valores estabilizam (i.e. deixam de variar com o aumento de iterações).

Os resíduos podem ser úteis para uma classe de problemas e por vezes ser uma falso indicador noutros casos. Sendo por isso boa prática avaliar também coeficientes de transferência de calor e outras quantidades integrais [26, 28].

CASO DE ESTUDO

5.1 Geometria do Edifício

Pretende-se analisar a técnica de ventilação cruzada, descrita na Secção 2.2.2.4, num edifício com duas aberturas iguais em fachadas opostas e uma fonte de calor no interior. No seguimento do trabalho realizado por Águas, F. 2020 [8] a geometria do edifício analisada nesta dissertação consiste num cubo de aresta $H = 5,30 [m]$, com paredes de espessura igual a $15 [cm]$ e ambas as aberturas, de área relativamente à fachada, de 5% e 15%.

Na Figura 5.1 é ilustrada a geometria em estudo e respetiva fonte de calor cúbica, de aresta igual a $1 [m]$ e centrada no interior do edifício.

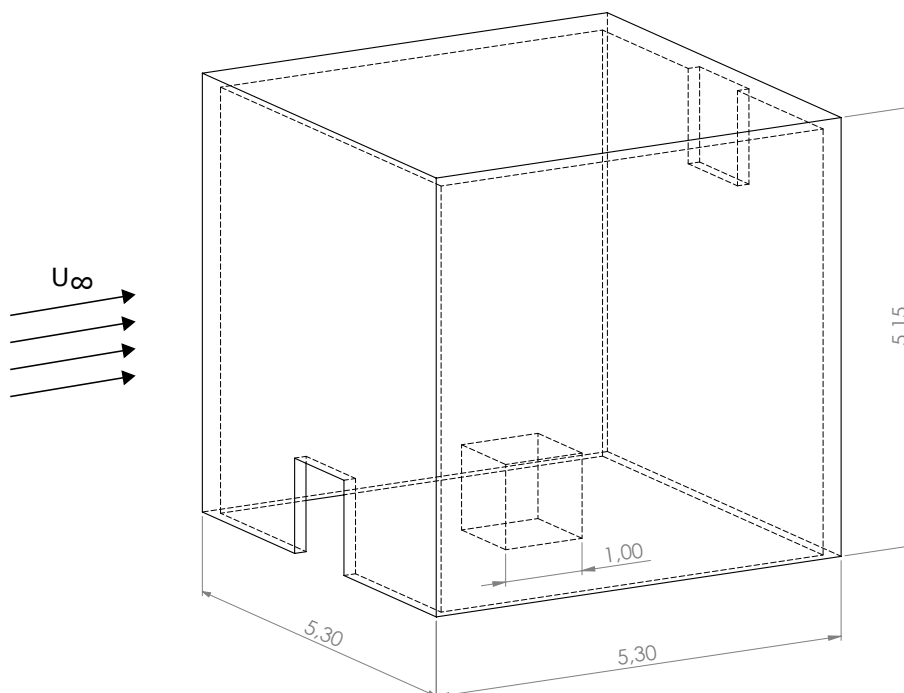


Figura 5.1: Geometria do edifício, com aberturas de 5%.

5.2 Domínio Computacional

O domínio computacional varia consoante a geometria e condições de fronteira do problema, tratando-se de um processo iterativo para escoamentos em torno de geometrias cúbicas [17, 40]. Mais de 50% do tempo despendido pelas indústrias num projeto de CFD é dedicado à definição do domínio e geração da malha [23].

Para garantir que as fronteiras do domínio não interferem no escoamento do vento em torno do edifício, as mesmas devem estar posicionadas a uma distância que não interfira nos resultados, porém, não devem estar excessivamente afastadas (para não sobrecarregar computacionalmente). Recorre-se por isso ao rácio de blocagem, RB , na Equação 5.1, uma forma de parametrizar percentualmente a interferência das condições de fronteira no escoamento. O seu valor máximo é discutível, sendo recomendável utilizar valores inferiores a 3 % [6, 10, 17, 40, 46].

$$RB = \frac{\text{Área da secção do objeto}}{\text{Área do domínio}} \times 100 \quad (5.1)$$

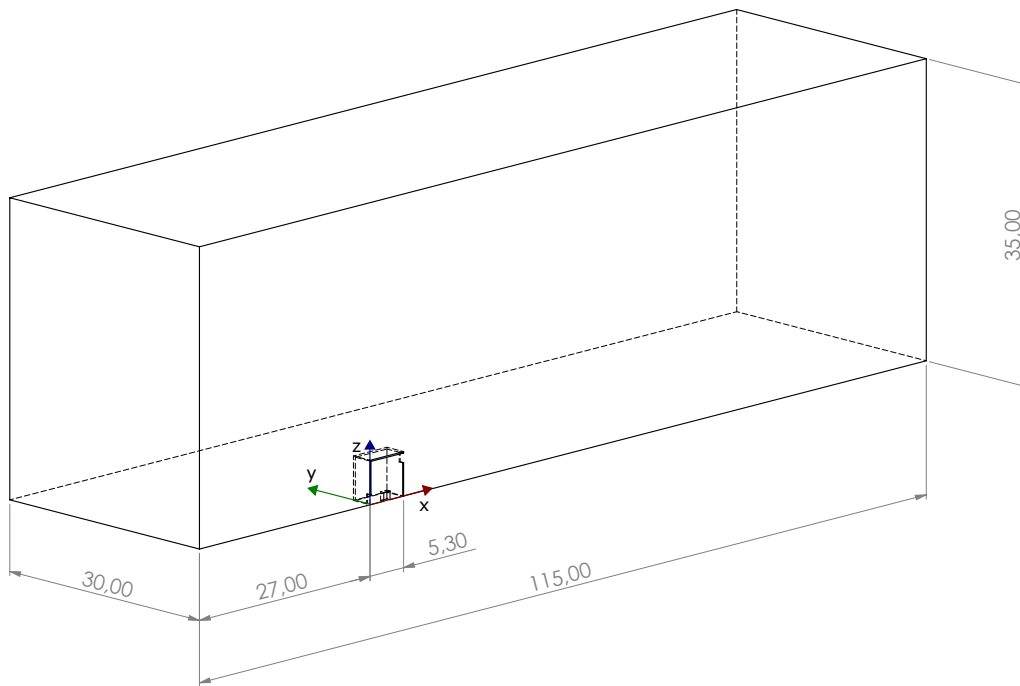
Existem diversos trabalhos realizados para um cubo ou paralelepípedo inserido num escoamento turbulento, cujo domínio computacional varia de autor para autor. Neste trabalho são seguidas as recomendações de Frank et al., 2004 [40], para apenas um edifício no domínio computacional, sendo necessário garantir uma distância mínima de $5H$ entre o obstáculo e as fronteiras *inlet*, laterais e topo. Os mesmo autores propõem também uma distância mínima de $15H$ entre o edifício e o *outlet*, no caso de se pretender desenvolver o escoamento por completo.

Visto que se pretende dar seguimento ao trabalho realizado por Águas, F. 2020 [8] o domínio computacional utilizado é semelhante, um paralelepípedo de dimensões segundo o sentido do escoamento $x = 5 \times H + H + 15 \times H < 112,5 [m]$, no sentido normal ao escoamento $y = (5 \times H + H + 5 \times H) \div 2 < 30 [m]$ e de altura $z = H + 5 \times H < 35 [m]$ (Figuras 5.2(a) e 5.2(b)). No seu interior encontra-se o edifício, com as respetivas aberturas de altura, D , e largura, $D/2$ (Figura 5.2(c)).

Considerando a aresta do edifício, H , igual a $5,30 [m]$ os valores do rácio de blocagem, RB , são obtidos segundo a Equação 5.1.

Tabela 5.1: Rácio de blocagem para cubo com $H = 5,30 [m]$

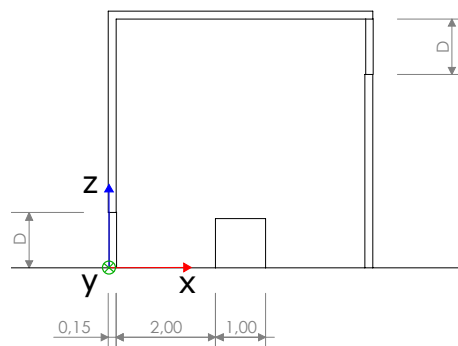
	x	y	z
Área da secção do objeto [m^2]	13,65	27,30	14,05
Área do domínio [m^2]	1050	3931	3369
RC [%]	1,300	0,6944	0,3752



(a) Vista em perspectiva



(b) Plano XZ



(c) Plano XZ - Zona do edifício

Figura 5.2: Domínio computacional, com aberturas de 5%

5.3 Malha

Não sendo viável garantir o intervalo de $y^* \approx 1$ nas superfícies interior e exterior do edifício e da fonte de calor, de forma iterativa foi possível respeitar o intervalo de $30 < y^+ < 500$ (Secção 4.2.3). Verificando-se um aumento de y^+ nas zonas de maior velocidade, contrariado com a diminuição da altura do primeiro elemento, y_p .

Tal como referido anteriormente na Secção 4.2.3.1, a altura da primeira célula adjacente ao solo deverá ser superior à rugosidade aerodinâmica, $y_p > K_s$. Procedendo à conversão da rugosidade aerodinâmica para o terreno de categoria I, $z_0 = 0,01$, para a rugosidade aerodinâmica no ANSYS Fluent, Equação 4.89, com $E = 9,793$ e assumindo $C_s = 1$ (mesma consideração aplicada por Águas, F. 2020 [8] e Branco, M. 2020 [7]) resulta que:

$$k_s = \frac{9,793 \times 0,01}{1} = 0,099793 \approx 1$$

Resumindo, a altura da primeira célula a partir do solo tem uma altura de $0,2 [m]$ respeitando a altura mínima do seu centroide, y_p . Esta condição é mantida fora do edifício, garantindo que o escoamento exterior não é alterado.

No entanto, os elementos adjacentes à fonte de calor (de igual dimensão aos elementos na abertura da fachada a barlavento) não respeitam esta condição, caso contrário as primeiras células teriam uma altura equivalente a 20% da altura desse mesmo objeto, tal como valores de y^+ superiores ao recomendado, e não seria possível obter resultados plausíveis nesta região, nomeadamente os gradientes de pressão, velocidade e coeficiente de transferência de calor por convecção.

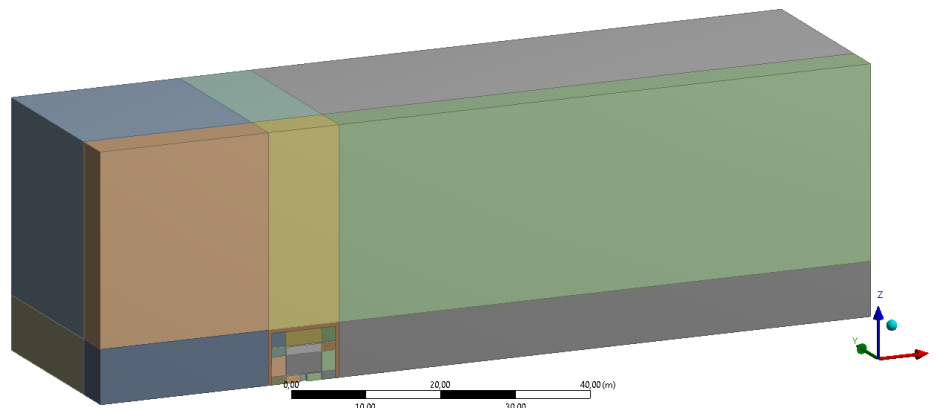
Na Figura 5.3 encontra-se ilustrada a subdivisão do domínio, adaptada do trabalho anteriormente realizado por Águas, F. 2020 [8].

A fim de garantir os requisitos apresentados na Secção 4.3.1, a malha gerada e utilizada neste trabalho resulta de um processo iterativo.

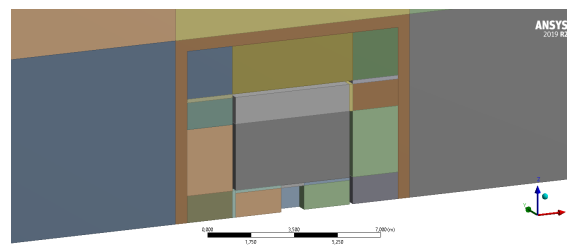
O respetivo refinamento e subdivisão resultaram inicialmente numa malha (denominada malha 1) composta por um total de 25579193 elementos para o caso das aberturas de 5%, ilustrada na Figura 5.4.

No entanto, a malha 1 é composta por um elevado número de elementos que origina simulações de excessivo peso computacional. Por isso, procedeu-se a uma otimização que resultou na malha 2 com um total de 8811581 elementos para o caso de aberturas de 5%, ilustrada na Figura 5.5.

A malha utilizada para as aberturas de 15% é gerada de forma similar, apresentando um total de 6505832 elementos, ilustrada na Figura 5.6. Note-se que para uma maior abertura, o número de elementos não têm necessariamente de aumentar. Isto deve-se ao processo iterativo inerente à geração da malha, individualizado para cada simulação e respetivos valores de y^+ resultantes.



(a) Vista em perspectiva



(b) Vista em perspectiva aproximada

Figura 5.3: Divisão do domínio computacional, com aberturas de 5%

Os parâmetros de qualidade da malha 2 para ambas as aberturas encontram-se na Tabela 5.2, cujos valores máximos são referentes aos elementos de menor qualidade e que se encontram longe o suficiente do objeto em estudo para influenciar os resultados.

Tabela 5.2: Qualidade da malha 2

	Aberturas de 5%			Aberturas de 15%		
	<i>Orthogonality</i>	<i>Aspect Ratio</i>	<i>Skewness</i>	<i>Orthogonality</i>	<i>Aspect Ratio</i>	<i>Skewness</i>
Min.	0,10983	1,0012	$1,3057 \times 10^{-10}$	0,11524	1,0006	$1,3057 \times 10^{-10}$
Máx.	1,0000	74,452	0,86028	1,0000	74,452	0,86676
Média	0,86279	2,7991	0,13603	0,87384	2,8418	0,12567
Desvio Padrão	0,15530	4,2666	0,15508	0,16334	3,9015	0,1627

5.4 Setup

As simulações apresentadas neste trabalho foram todas realizadas em modo estacionário e com escoamento incompressível, foi também desprezado o efeito da gravidade e, nos casos em que a temperatura foi analisada, foi ativada a equação de energia.

Tal como referido na Secção 4.4, o *solver* selecionado foi o PBS, com o algoritmo SIMPLE e os esquemas de interpolação *second-order upwind* e *least squares cell based* (para os gradientes).

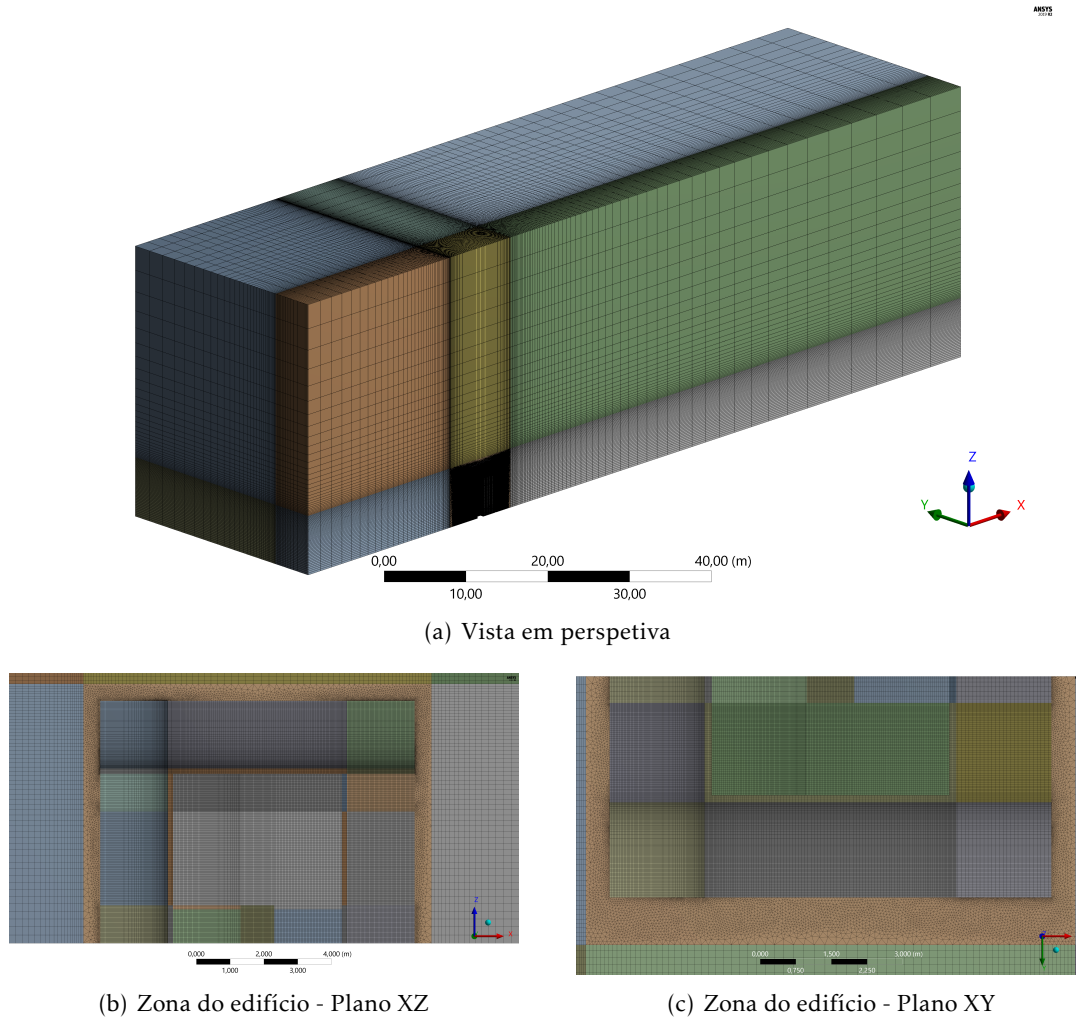


Figura 5.4: Malha 1, com aberturas de 5%

Os **valores de referência** no *setup* para as simulações realizadas foram retirados do *inlet* e a **inicialização** das simulações foram todas do tipo híbrido.

5.4.1 Condições de Fronteira

No ANSYS Fluent é necessário identificar as fronteiras para que no *setup* seja possível defini-las independentemente (Figura 5.7).

Neste trabalho, pretende-se analisar o escoamento do tipo camada limite, descrito no Capítulo 3. De acordo com a norma nacional NP EN 1991-1-4:2010 foi desenvolvido um código *User Defined Function* (UDF) em linguagem tipo C por Branco, M. 2020 [7], retificado posteriormente por Águas, F. 2020 [8], que pretende descrever o escoamento do tipo camada limite num terreno do tipo I (Tabela 3.1) e que se encontra no Anexo II. Salientando-se que o eixo de referência corresponde a $x = 0$ na face de entrada do domínio e $z = 0$ ao solo.

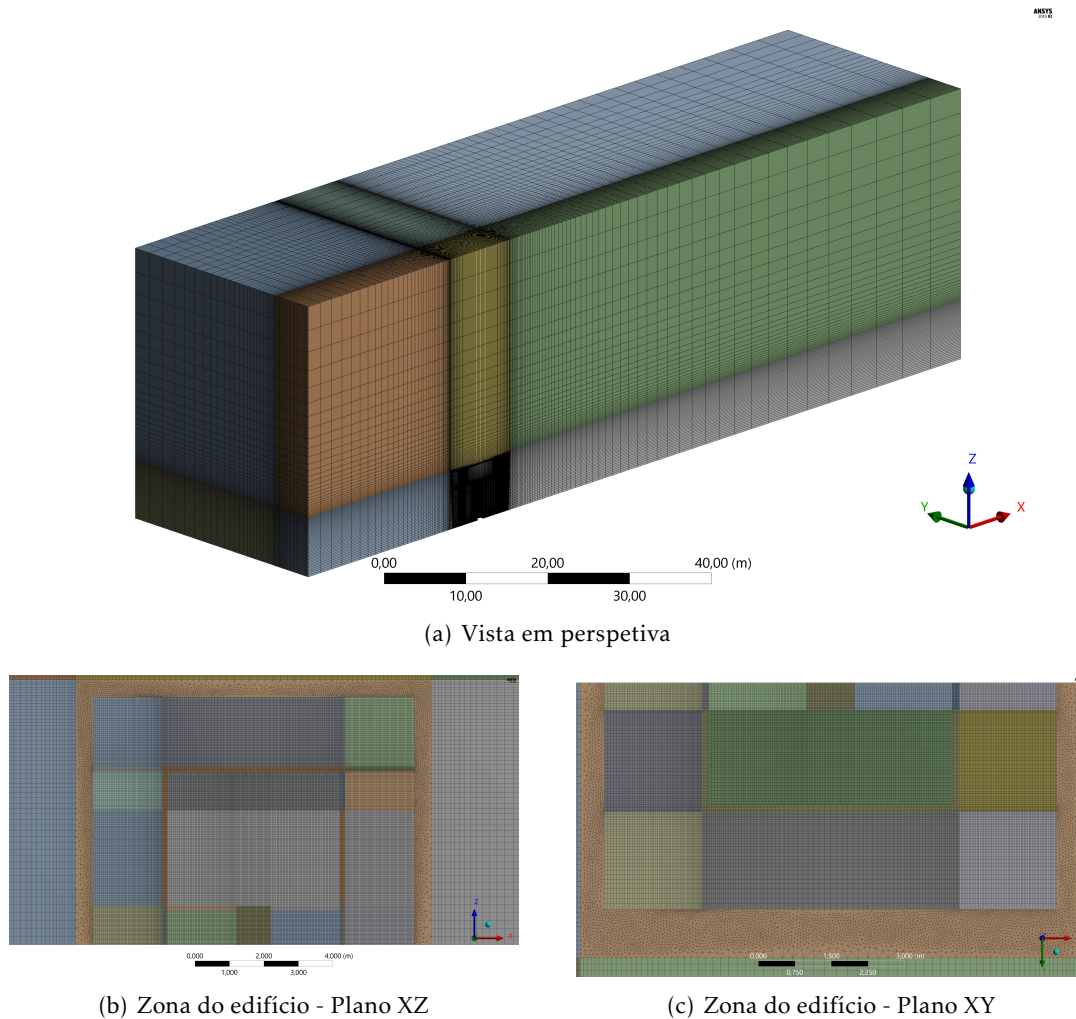


Figura 5.5: Malha 2, com aberturas de 5%

Sendo assim, a **entrada** (ou *inlet*) é definida *velocity-inlet*, cujo perfil de velocidades logarítmico corresponde a $z_velocity_I$, o perfil de energia cinética turbulenta a $kappa_I$, a taxa de dissipação turbulenta corresponde a $epsilon_I$ e a taxa de dissipação turbulenta a $omega_I$, de acordo com o modelo de turbulência utilizado e a temperatura constante igual a $10 [^{\circ}C]$.

A **saída** (do inglês *outlet*) é definida *outflow*, desta forma o balanço de massa é considerado e a pressão à saída do domínio é corrigida. Esta opção evita a necessidade de impor quaisquer condições de saída [26].

O **solo** trata-se de uma superfície definida como *no-slip wall*, cuja altura da rugosidade aerodinâmica, K_s , é igual a $0,1 [m]$ e a constante de rugosidade, C_s , igual a 1. Termicamente, a fronteira é definida *via system coupling* e o material definido é o alumínio, definição padrão do programa ($\rho = 2719 [kg/m^3]$, $c = 871 [J/(kg \cdot K)]$, $\lambda = 202,4 [W/(m \cdot k)]$).

A **fonte de calor** é definida *no-slip wall* com temperatura fixa de T_w e é definida como sendo de alumínio.

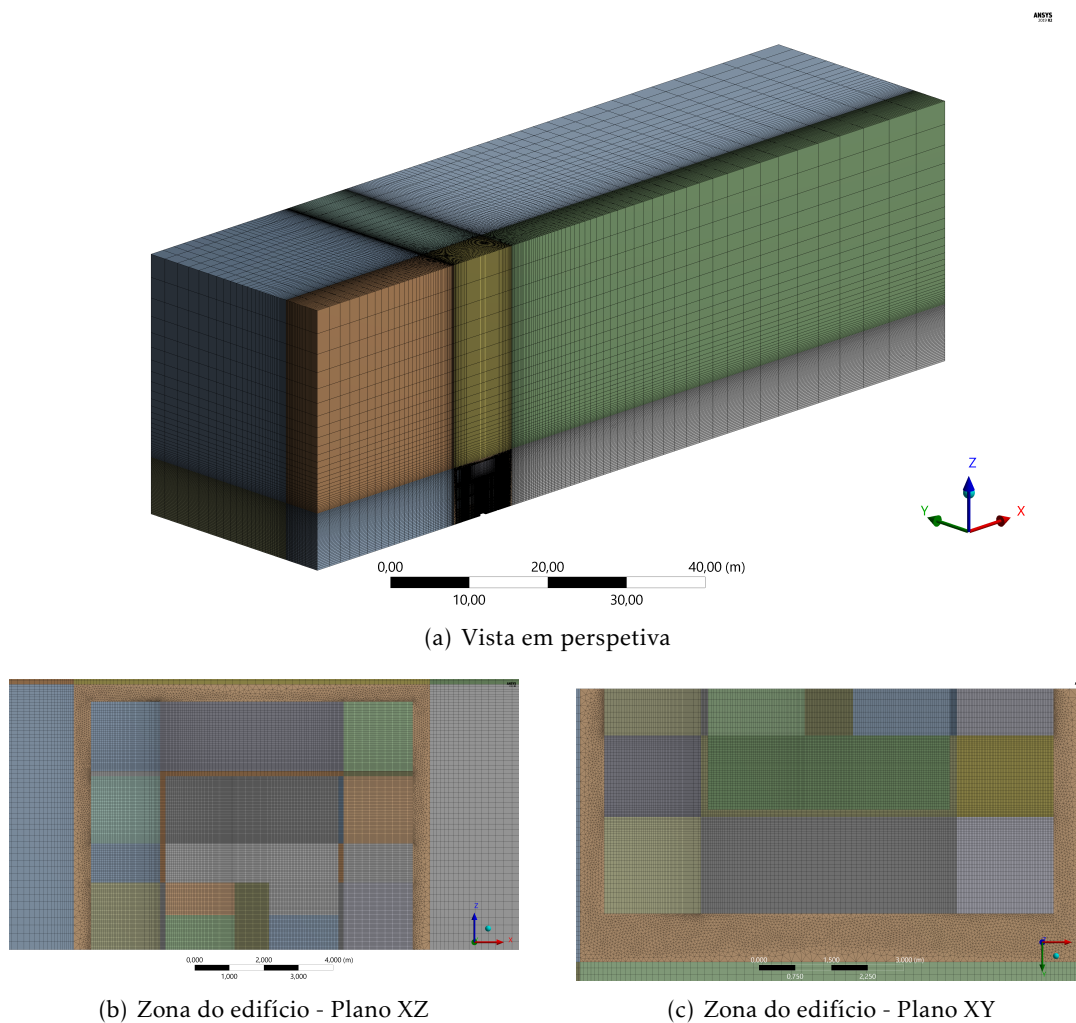
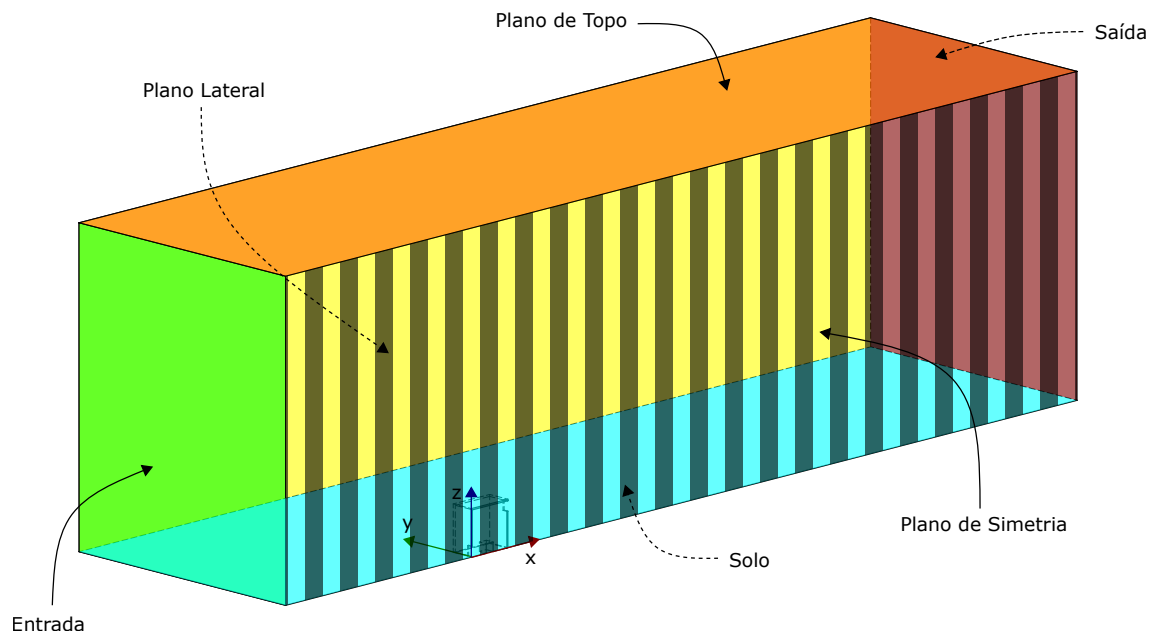


Figura 5.6: Malha 2, com aberturas de 15%

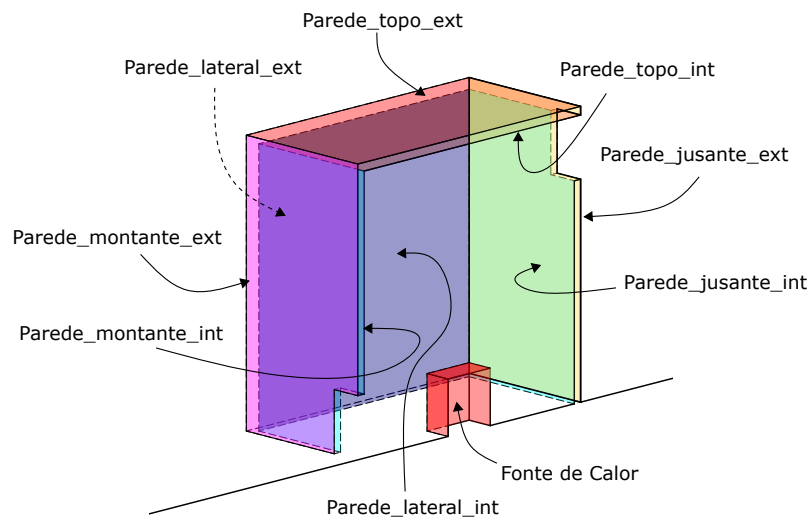
As **paredes do edifício exteriores, interiores e as aberturas** são definidas *no-slip wall* e termicamente *via system coupling*, consideradas de alumínio.

O **plano de simetria** (ou *symmetry*), $y = 0 [m]$, pode ser assim definido porque no trabalho anteriormente realizado por Branco, M. 2020 [7] foi comprovado que ao definir o perfil de velocidades segundo o Eurocódigo a assimetria presente no escoamento a jusante do edifício não é significativa. Adicionalmente, o número de *Reynolds* é relativamente elevado, $Re = (U \cdot L)/\nu \approx (10 \times 5) \div (1,51 \times 10^{-5}) \approx 3,31 \times 10^6$, mesmo que a simulação se realizasse em modo transiente existe a probabilidade de a esteira de *Von Kármán* nem aparecer [10]. Reduzindo desta forma o domínio computacional, que por sua vez reduz o peso computacional da solução.

As fronteiras **topo** e **lateral** do domínio são ambas definidas *free-slip wall* e termicamente definidas *via system coupling*, selecionando o alumínio como o material.



(a) Vista em perspectiva



(b) Zona do edifício

Figura 5.7: Fronteiras do domínio, com aberturas de 5%

5.5 Casos a Analisar

Este trabalho é composto por três partes:

1. Cubo de aresta $H = 6 [m]$ inserido num escoamento turbulento para efeitos de validação do domínio e do *setup* comparando o coeficiente de pressão, C_p , com o trabalho experimental realizado por Hoxey et al., 2002 [9] (em tamanho real e em túnel de vento) e também com a reprodução em CFD de Richards et al., 2002 [10].
2. Cubo de aresta $H = 1 [m]$ inserido num escoamento turbulento com valores de Re reduzidos. Esta configuração é realizada para efeitos de validação da malha e novamente do *setup*, comparando as temperaturas de superfície, T_w , e coeficientes de transferência de calor, h_c , com um estudo experimental realizado por Mendeirs et al., 1999 [11] e, posteriormente, reproduzido por Defraeye et al., 2010 [6].
3. Edifícios de aresta igual a $H = 5,30 [m]$, em comunicação com o exterior (aberturas de 5% e 15% da área da fachada) inserido num escoamento do tipo CLA, nomeadamente para um terrno do tipo I com $T_{ref} = 10 [^{\circ}C]$, considerando libertação de calor e ocupação do edifício (objeto de aresta igual a $1 [m]$ e com temperaturas $T_w = 40$ e $80 [^{\circ}C]$).

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo é primeiramente corroborada a utilização do plano de simetria, validando os resultados do coeficiente de pressão, C_p , com o estudo realizado por Richards et al., 2002 [10], cuja simulação em CFD pretende reproduzir o estudo experimental realizado por Hoxey et al., 2002 [9] para um cubo de aresta $H = 6 [m]$ em tamanho real e em túnel de vento no Instituto de Investigação de Silsoe.

Novamente para efeitos de validação, neste caso aplicado à temperatura de superfície, T_w , e coeficiente de transferência de calor por convecção, h_c , são apresentados os resultados obtidos em comparação com a simulação numérica realizada por Defraeye et al., 2010 [6]. Este artigo tenciona reproduzir os resultados experimentais obtidos por Meinders et al., 1999 [11] para um cubo de aresta $H = 15 [mm]$ inserido no escoamento turbulento, num túnel de vento da Faculdade de Física Aplicada da Universidade de Tecnologias de Delft.

Seguidamente são apresentados os campos de pressão, velocidade e temperatura no domínio descrito no Capítulo 5, tal como os perfis C_p e h_c na superfície da fonte de calor e são também apresentados os caudais mássicos e taxas de renovação do ar, com e sem ocupação do edifício.

6.1 Validação do Coeficiente de Pressão

Muitos trabalhos citados são unicamente comparados com os resultados experimentais em tamanho real (tipicamente o de Castro e Robins, 1977 [47]) ou apenas com uma outra simulação numérica [10]. Em Hoxey et al., 2000 [9] é demonstrado como a transição de um estudo em túnel de vento para um caso em escala real não é trivial e serve por isso de referência neste trabalho.

O objeto de estudo é nesta situação um cubo compacto de aresta $H = 6 [m]$, localizado num domínio computacional de dimensões iguais a $130 \times 33 \times 40 [m]$, respetivamente segundo x, y, z . Estas dimensões resultam de uma adaptação do domínio apresentado na Secção 5.2 ao novo valor de H , cujo rácio de blocagem, RB , se encontra na Tabela 6.1.

Os três modelos de turbulência utilizados no artigo são *Standard* $k - \varepsilon$, *MMK* $k - \varepsilon$

Tabela 6.1: Rácio de blocagem para cubo com $H = 6$ [m]

	x	y	z
Área da secção do objeto [m^2]	18,00	36,00	18,00
Área do domínio [m^2]	1320	5200	4290
RB [%]	1,364	0,6923	0,3776

(variante do modelo $k - \varepsilon$ proposto por Tsuchiya et al., 1997 [48]) e RNG $k - \varepsilon$.

Para a validação do coeficiente de pressão, C_p , foram selecionados os modelos *Standard* $k - \varepsilon$, *Realizable* $k - \varepsilon$, RNG $k - \varepsilon$ e SST $k - \omega$. O *setup* utilizado é semelhante ao descrito na Secção 5.4

6.1.1 Verificação de y^+

Sendo o objeto de estudo um cubo de aresta $H = 6$ [m] e os números de *Reynolds* elevados ($Re \approx 4 \times 10^6$), a malha gerada para este caso teve em consideração os valores ideais de $20 < y^+ < 500$ em torno do edifício (Apêndice B).

No Apêndice C é apresentada a distribuição y^+ para cada modelo de turbulência, verificando-se diferentes valores para a mesma malha, constituída por 2620000 elementos. Os valores máximos de y^+ encontram-se maioritariamente nas arestas do cubo, particularmente junto ao solo e nas faces lateral e jusante.

Note-se que é igualmente mantida a condição de $y_p > 0,2$ [m], descrita na Secção 5.3, razão pela qual os valores de y^+ junto ao solo se encontrarem acima dos restantes. Os restantes valores que excedem o intervalo pretendido encontram-se nas zonas de maior variação de velocidade em contacto com a parede, não prejudicando necessariamente a resolução do escoamento.

Salienta-se ainda que nos modelos *Realizable* $k - \varepsilon$ e *Standard* $k - \varepsilon$ os valores máximos de y^+ na face jusante são inferiores aos demais. Porém, a situação oposta ocorre na face lateral.

6.1.2 Verificação da Estabilidade do Domínio

A fim de poder comparar os resultados obtidos é necessário impor as mesmas condições de entrada no domínio computacional, que neste contexto representam um escoamento do tipo CLA para um terreno do tipo I, no Anexo II.

O perfil de velocidades e a energia cinética turbulenta, k , impostos no domínio (Anexo II) não devem ser perturbados na região a montante do objeto. Como garantida da coerência do modelo computacional, os respetivos perfis nos planos $x = \{-30; -25; -15; -10\}$ [m] encontram-se representado nas Figuras 6.1 e 6.2 (note-se que o plano $x = -30$ [m] coincide com a entrada do domínio).

Da análise dos perfis de velocidade na Figura 6.1 resulta que para todos os modelos de turbulência selecionados o perfil de velocidades a montante do objeto em estudo é

6.1. VALIDAÇÃO DO COEFICIENTE DE PRESSÃO

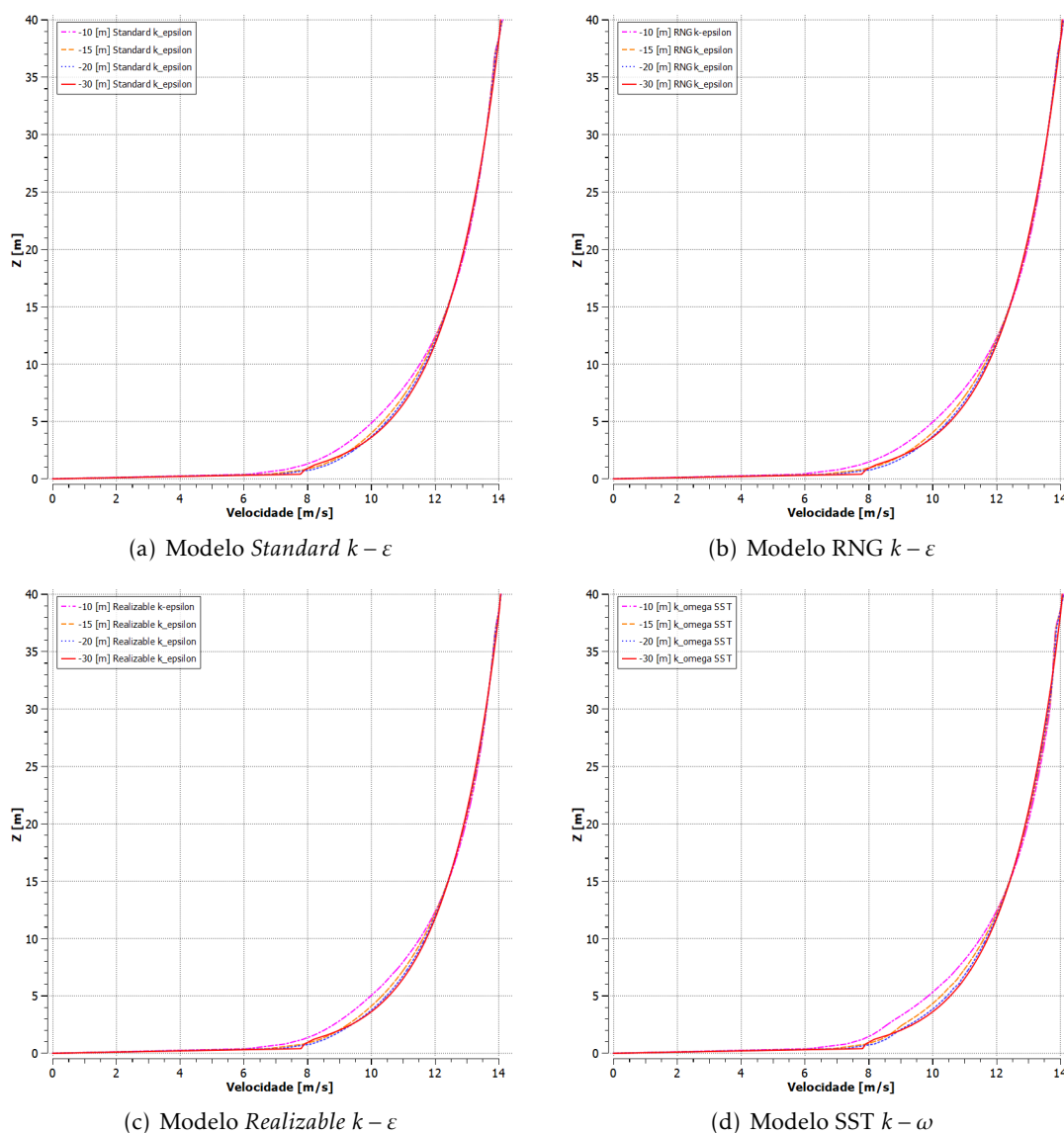


Figura 6.1: Perfil de velocidades a montante do edifício, validação do C_p

relativamente similar para $y > 15 [m]$. Verificando-se uma variação máxima de 9,55% para o modelo *SST* $k - \omega$, no intervalo de $1 < y < 15 [m]$, e uma variação superior para $y < 1 [m]$ derivada da rugosidade imposta no solo.

Na Figura 6.2, os perfis de energia cinética turbulenta, k , do modelo *Standard* $k - \epsilon$ são os que maior variação (máxima de 20,07%, para $1 < y < 37 [m]$) apresentam relativamente às condições impostas na entrada do domínio. Os modelos *RNG* $k - \epsilon$ e *SST* $k - \omega$ apresentam perfis de k na entrada não uniformes, derivado do tratamento da rugosidade no solo, com variações máximas de 13,44% e 18,95%, respetivamente (para $1 < y < 37 [m]$).

De forma geral, o modelo *Realizable* $k - \epsilon$ é o que melhor estabilidade apresenta (com variação máxima de 12,97%).

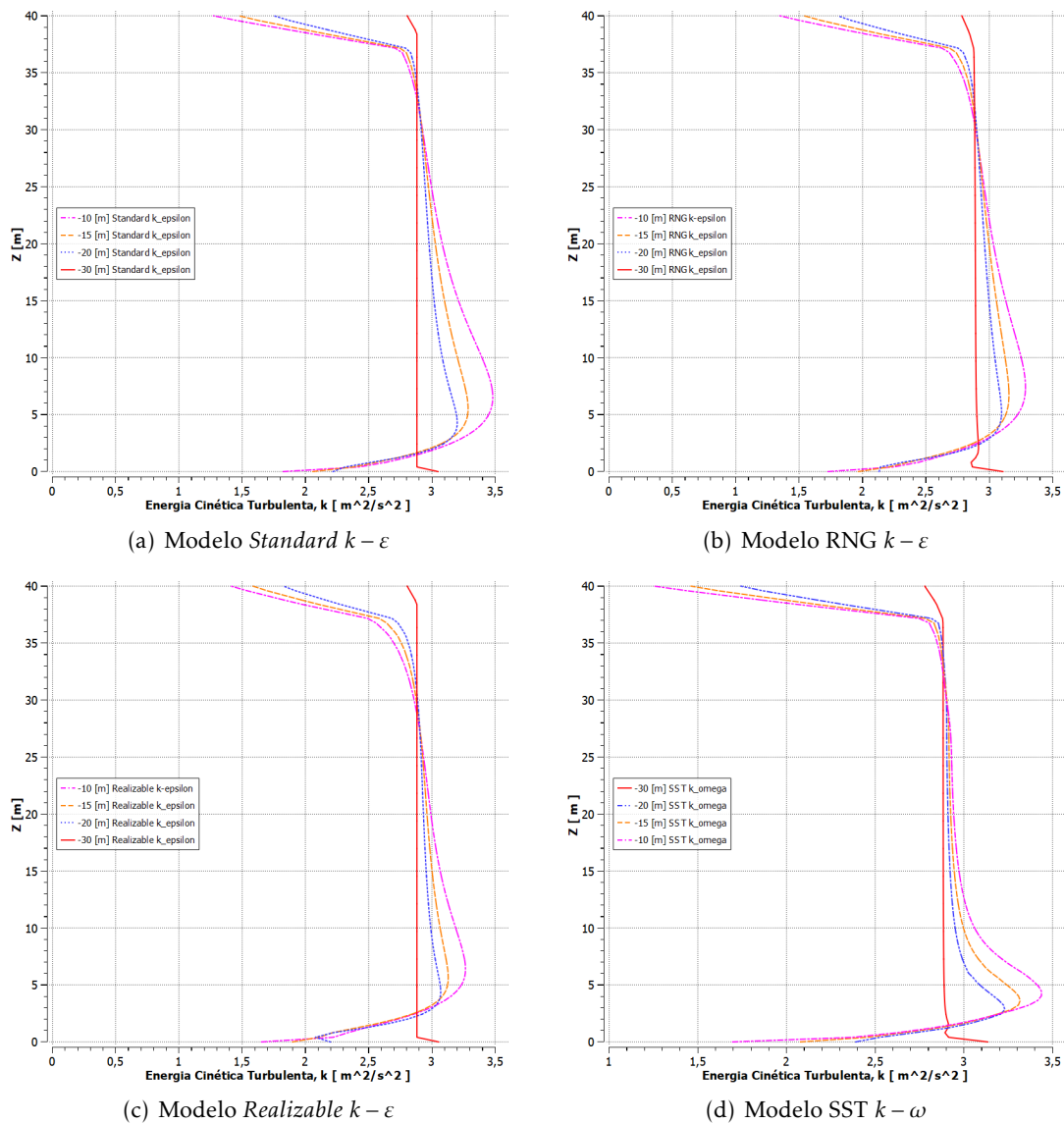


Figura 6.2: Energia cinética turbulenta a montante do edifício, validação do c_p

6.1.3 Validação do Modelo Computacional

Nas Figuras 6.3, 6.4 e 6.5 são ilustrados os coeficientes de pressão, C_p , respectivamente para os planos de simetria vertical do edifício no sentido do escoamento, na horizontal e no sentido transversal.

Nas Figuras 6.3, 6.4 e 6.5 são ilustrados os resultados obtidos em CFD por Richards et al., 2002 [10] e nas Figuras 6.3(b), 6.4(b) e 6.5(b) os resultados obtidos neste trabalho, comparados com o caso experimental de Hoxey et al., 2002 [9].

Em ambos os planos de simetria vertical e horizontal, os valores de C_p são maioritariamente mais aproximados dos valores obtidos em escala real na face montante (Figuras 6.3 e 6.4). Verificando-se uma menor variação dos resultados para os modelos MMK e RNG $k - \epsilon$ no estudo de Richards et al., 2002 [10] e no caso de estudo para os modelos RNG e

6.1. VALIDAÇÃO DO COEFICIENTE DE PRESSÃO

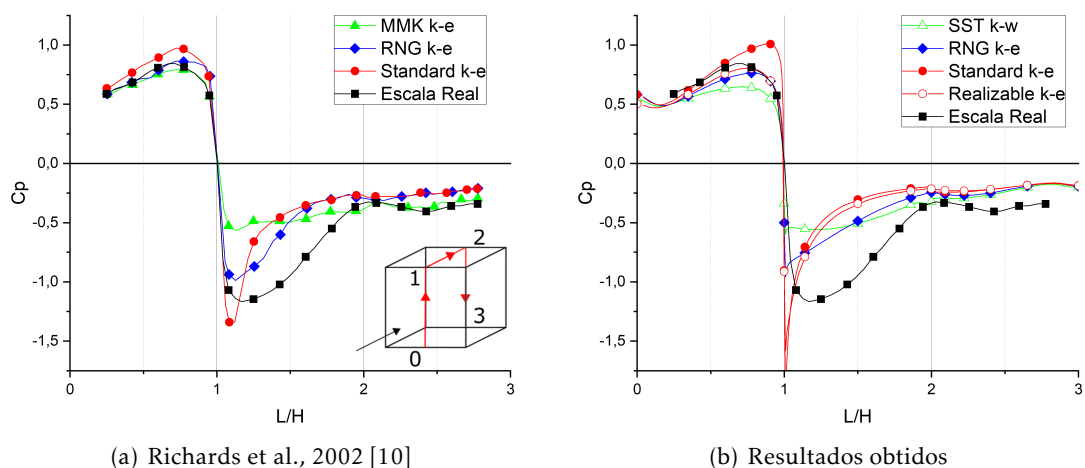


Figura 6.3: Validação de C_p ao longo do plano de simetria no sentido do escoamento

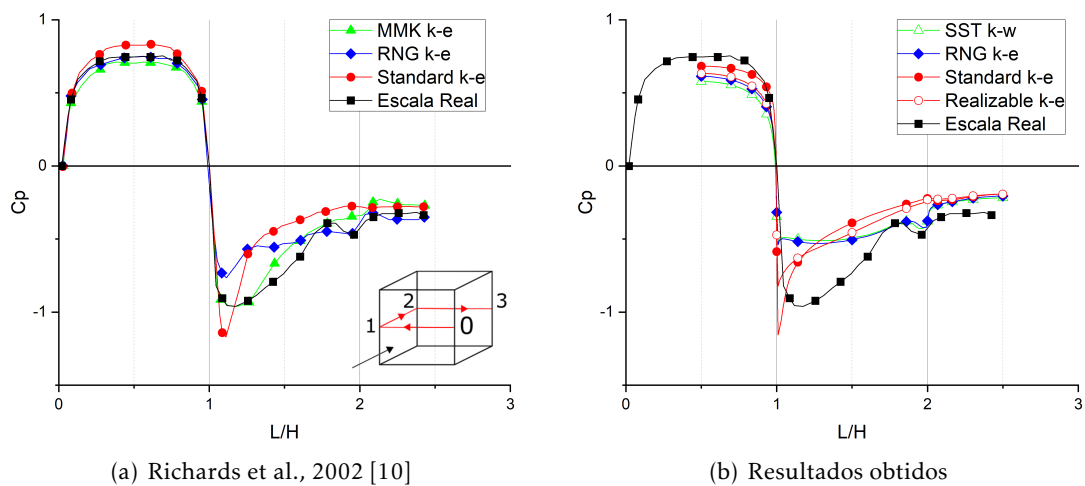


Figura 6.4: Validação de C_p ao longo do plano central horizontal

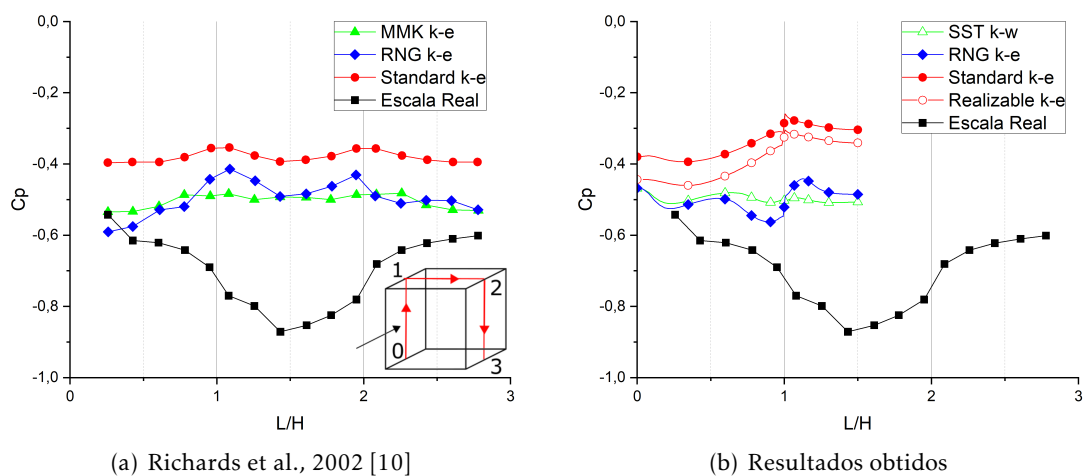


Figura 6.5: Validação de C_p ao longo do plano central transversal

Realizable k – ε.

As soluções de *Standard* e *RNG k – ε* apresentam um comportamento semelhante ao obtido em escala real, com exceção da aresta de interceção coincidente com as faces jusante e de topo onde o C_p resultante é majorado, em módulo. Nos modelos *SST k – ω* e *RNG k – ε* verifica-se a situação adversa.

De forma geral, as maiores discrepâncias relativamente aos resultados em escala real verificam-se na face de topo (Figuras 6.3 e 6.5), no entanto os modelos que modelam o escoamento com maior exactidão no estudo de Richards et al., 2002 [10] são *MMK* e *RNG k – ε* e no caso de estudo são os modelos *SST k – ω* e *RNG k – ε*.

Resumindo, as variações mais elevadas encontram-se nas faces laterais e de topo do cubo, para os modelos *Standard* e *Realizable k – ε*.

6.2 Validação do Coeficiente de Transferência de Calor

A validação dos trabalhos experimental e numérico de Meinders et al., 1999 [11] e Defraeye et al., 2010 [6], respetivamente, para um cubo inserido num escoamento turbulento e com valores de *Reynolds* reduzidos ($Re \approx 4,6 \times 10^3$) deve-se à falta de estudos para validação do *Convective Heat Transfer Coefficient* (CHTC) aplicados a edifícios e para elevados números de *Reynolds* ($1 \times 10^5 \sim 1 \times 10^7$) [49].

Na Figura 6.6 é ilustrado o *setup* de estudo realizado em túnel de vento que consiste num cubo de cobre, com o propósito de uniformizar a temperatura nas superfícies interiores de uma camada de epoxy de espessura igual a 1,5 [mm] ($\rho = 1191 [kg/m^3]$; $\lambda = 0,237 [W/(m \cdot K)]$; $c = 1006,43 [J/(kg \cdot K)]$), inserido num túnel de vento de altura igual a 50 [mm].

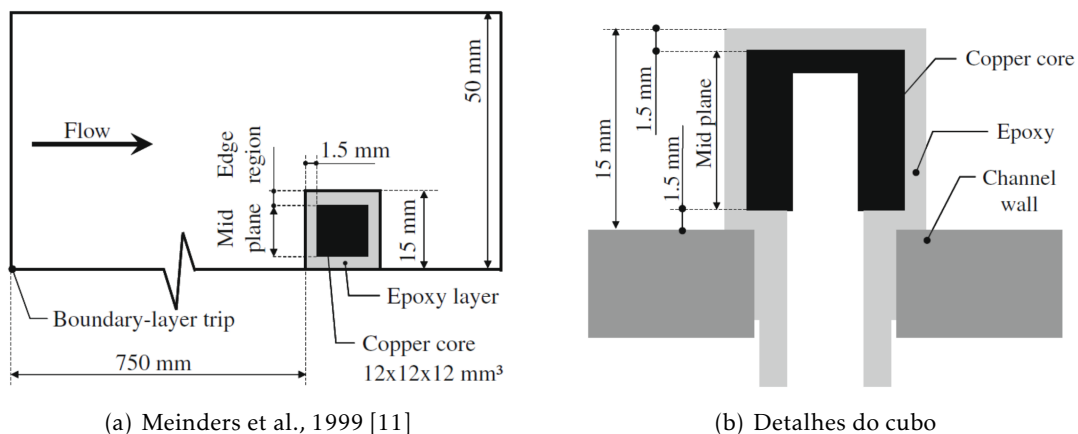


Figura 6.6: *Setup* experimental, adaptado de Defraeye et al., 2010 [6]

O domínio utilizado de dimensões $315 \times 85 \times 50 [mm]$ resulta de uma adaptação do domínio apresentado na Secção 5.2 ao novo valor de H , com exceção da altura limitada a

50 [mm] respeitando as limitações do túnel de vento utilizado. Desta forma são obtidos os RB de 2,647; 1,429 e 0,420% respetivamente para os planos YZ, XZ e XY.

A malha utilizada para esta validação é ilustrada no Apêndice D é obtida de forma idêntica à descrita para a malha 2 na Secção 5.3. Sendo neste caso constituída por 4013154 elementos de valores máximos 27,097; 0,96119; 1,000 respetivamente para o *Aspect Ratio*, *Skewness* e *Orthogonal Quality*.

A adaptação do caso real para CFD é descrita em Defraeye et al., 2010 [6], realçando apenas que a geometria da camada de epoxy é simplificada e no interior é imposta uma temperatura uniforme $T_w = 75$ [°C], evitando a modelação do interior em cobre.

O *setup* utilizado é semelhante ao descrito na Secção 5.4, possibilitando uma vez mais a sua validação, agora para uma situação envolvendo transferência de calor. Com exceção das condição de fronteira no solo e na superfície exterior da camada de epoxy. O solo é considerado superfície lisa, isto porque o ANSYS Fluent não permite especificar a rugosidade das paredes nas situações em que a opção EWT é selecionada [26], e as faces externas de epoxy são definidas termicamente com a condição acoplada (do inglês *coupled*).

6.2.1 Verificação de y^*

No contexto da modelação de um escoamento com reduzido número de *Reynolds* (do inglês *Low Reynolds Number Modeling* (LRNM)), são selecionadas as opções LRNC no modelo SST $k - \omega$ e EWT nos modelos $k - \epsilon$, descrito nas seções 4.2.2.4 e 4.2.3.1. Por esse motivo, a dimensão dos elementos em torno do edifício apresentam valores de y^* e $y^+ \approx 1$, com exceção dos valores máximos nas arestas e na superfície de topo, para os modelos *Standard $k - \epsilon$* e *Realizable $k - \epsilon$* (Apêndice E).

Note-se que para o intervalo de valores de $y^+ < 5$ a aplicação do modelo de turbulência *Realizable $k - \epsilon$* com a opção das *standard wall functions* não é recomendada, sendo utilizada neste caso apenas para confirmação do mesmo.

6.2.2 Verificação da Estabilidade do Domínio

As condições de fronteira impostas na entrada do domínio resultam dos perfis de velocidade, energia cinética turbulenta, k , taxa de dissipação turbulenta, ϵ , e taxa de dissipação específica, ω , resultantes de simulações realizadas à priori para um domínio bidimensional. Neste caso não é inserido nenhum obstáculo ao domínio de comprimento igual a $45 \cdot H = 675$ [mm] e de altura igual à do domínio em estudo, onde a velocidade de $4,47$ [m/s] segundo x é imposta na entrada.

Adicionalmente, a temperatura do escoamento definida na entrada do domínio 3D é de $T_{ref} = 21$ [°C]. Pretende-se com este procedimento obter o mesmo *setup* utilizado em Defraeye et al., 2020 [6].

Na Figura 6.7 é ilustrada a estabilidade do domínio a jusante do objeto, nomeadamente para os planos $x = \{-75; -65; -50; -40\}$ [mm] (note-se que o plano $x = -75$ [mm]

coincide com a entrada do domínio). Na mesma figura é possível verificar que o escoamento não é simétrico, isto deve-se maioritariamente às diferentes condições de fronteira impostas.

6.2.3 Validação do Modelo Computacional

Nas Figuras 6.8(a) e 6.9(a) são apresentadas as temperaturas de superfície, T_w , obtidas experimentalmente por Meinders et al., 1999 [11] e em CFD por Defraeye et al., 2010 [6], respetivamente para os planos de simetria vertical e na horizontal, no sentido do escoamento. Em comparação, são ilustrados os perfis obtidos neste trabalho nas Figuras 6.8(b) e 6.9(b), salientando que o plano de simetria utilizado impossibilita a comparação dos resultados no mesmo sentido para o plano horizontal. De forma semelhante, os coeficientes de transferência de calor por convecção podem ser observados nas Figuras 6.10 e 6.11.

Da análise dos perfis de T_w e h_c junto do solo é possível verificar a discrepância evidente entre os valores simulados e os experimentais (Figuras 6.8 e 6.10). A causa destes resultados pode ser atribuída à simplificação na modelação da camada de epoxy apresentada anteriormente e dos perfis de entrada utilizados, adicionalmente os resultados para $y < 1,5$ [mm] não são reportados em Meinders et al., 1999 [11].

No entanto, os valores de h_c experimentais e simulados verificados no vértice 1 na Figura 6.10(b) diferem de forma mais acentuada, quando comparados com a variação de T_w para o mesmo ponto, na Figura 6.8(b). Podendo-se atribuir a causa ao procedimento experimental, nomeadamente no reduzido número de pontos de medição térmica sobre as arestas, comparando com a modelação numérica, que influencia diretamente a determinação de h_c [6].

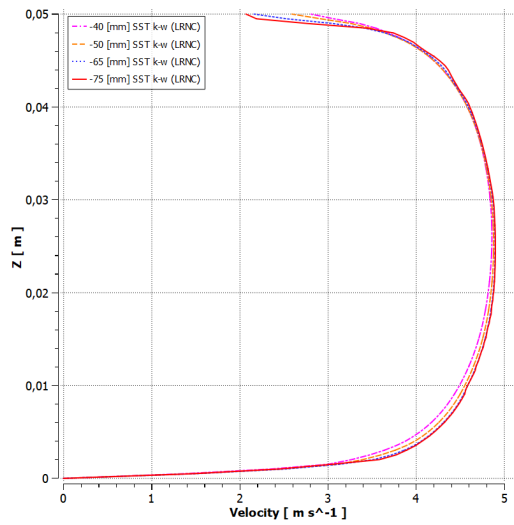
Para ambos os planos vertical e horizontal os valores simulados de T_w são de forma global mais aproximados dos experimentais na face montante, desprezando os resultados para *Realizable* $k - \omega$ com a opção de SWF não recomendada para este caso, não sendo por isso considerado nesta análise (Figuras 6.10(b) e 6.11(b)). Identificando-se uma dispersão dos resultados obtidos na face lateral, com majoração de T_w no modelo SST $k - \omega$ com a opção de LRNC, seguida do modelo SST $k - \omega$, sem opções adicionais no *setup*. Ainda no mesmo intervalo, o modelo *Standard* $k - \varepsilon$ apresenta valores de T_w dentro dos limites esperados, seguido do modelo *Realizable* $k - \varepsilon$, ambos com EWT.

Na face jusante, o modelo *Realizable* $k - \varepsilon$ é o que apresenta maior variação de temperatura relativamente ao estudo experimental, seguido do modelo *Standard* $k - \varepsilon$, ambos com EWT e ambos com T_w majoradas. Porém, os resultados obtidos com os modelos $k - \omega$, com e sem LRNC, apresentam um perfil similar ao experimental.

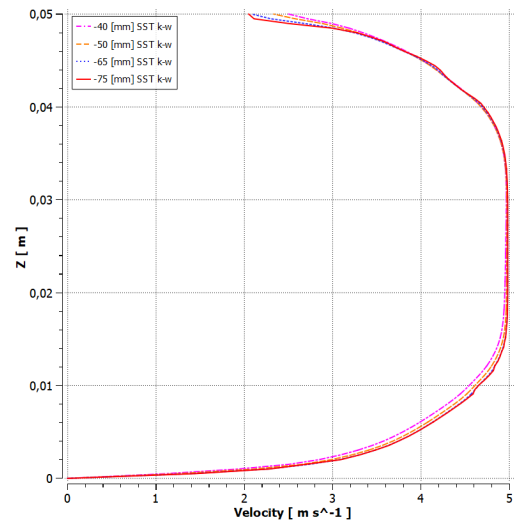
Tal como para a temperatura, os valores de h_c na face jusante são os que mais se aproximam dos obtidos experimentalmente, excluindo a zona das arestas pelas razões anteriormente referidas (Figuras 6.10(b) e 6.11(b)).

Segundo Meinders et al., 1999 [11], os valores mínimos de h_c no centro das faces de topo e lateral correspondem às localizações de maior T_w , limitando assim a remoção de

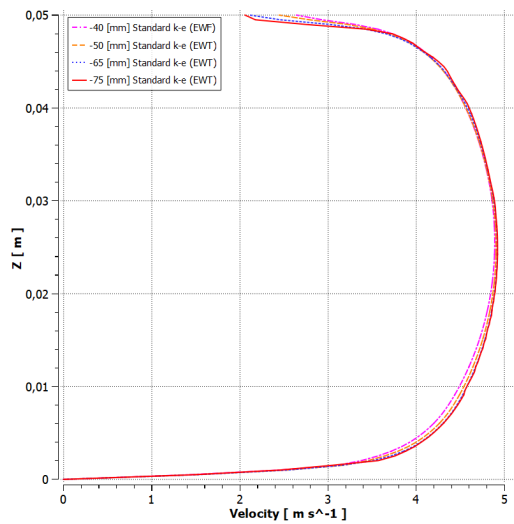
6.2. VALIDAÇÃO DO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR



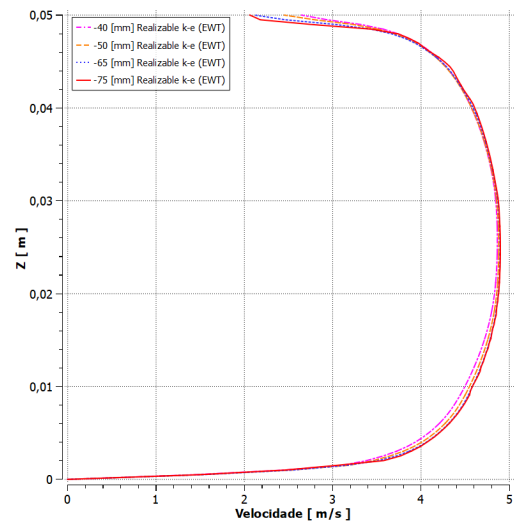
(a) Modelo SST $k - \omega$ com opção LRNC



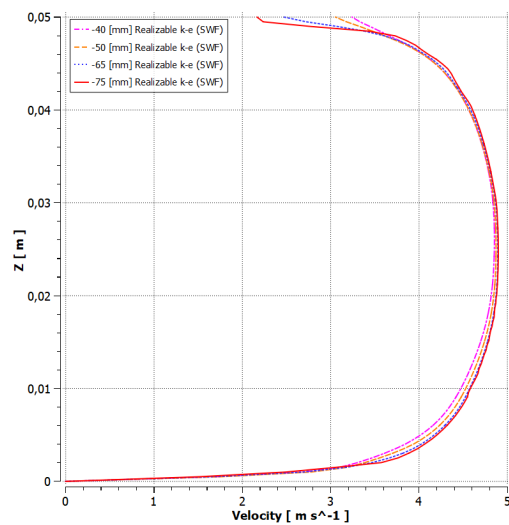
(b) Modelo SST $k - \omega$



(c) Modelo Standard $k - \epsilon$ com opção EWT



(d) Modelo Realizable $k - \epsilon$ com opção EWT



(e) Modelo Realizable $k - \epsilon$ com opção SWF

Figura 6.7: Perfil de velocidades a montante do edifício, validação do h_c

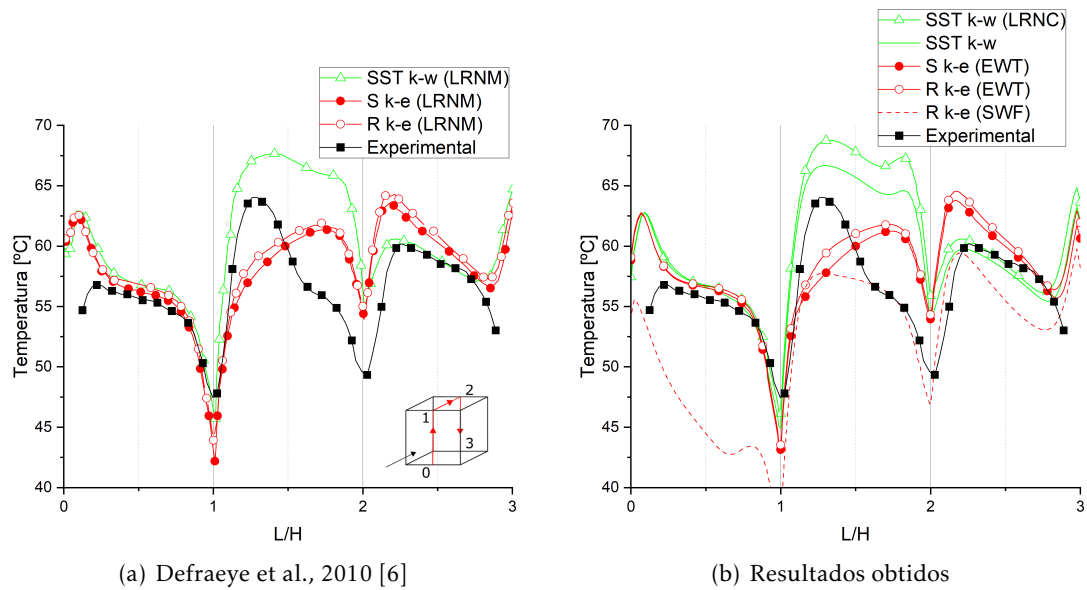


Figura 6.8: Validação de T_w ao longo do plano de simetria no sentido do escoamento

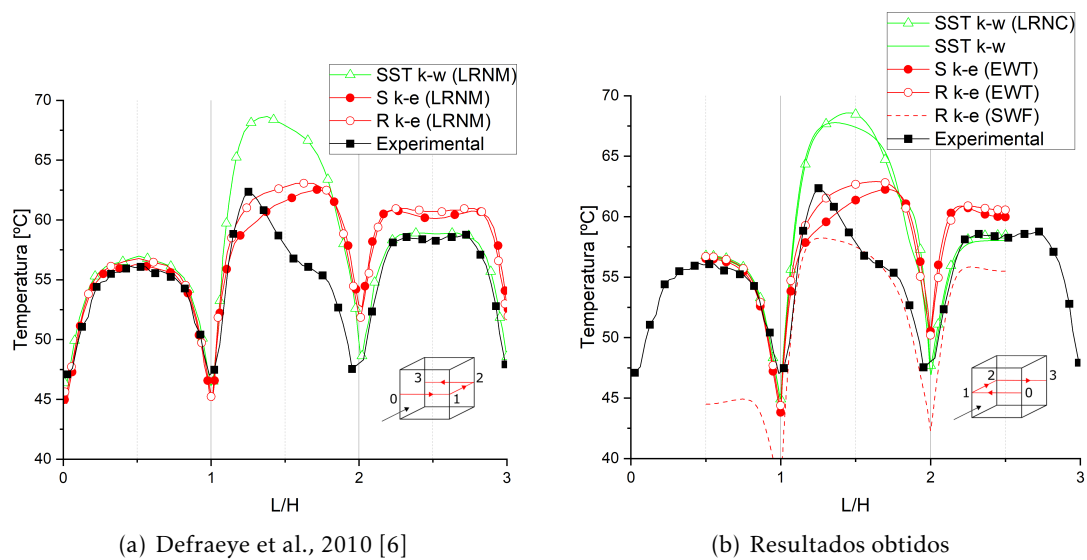


Figura 6.9: Validação de T_w ao longo do plano horizontal

6.2. VALIDAÇÃO DO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR

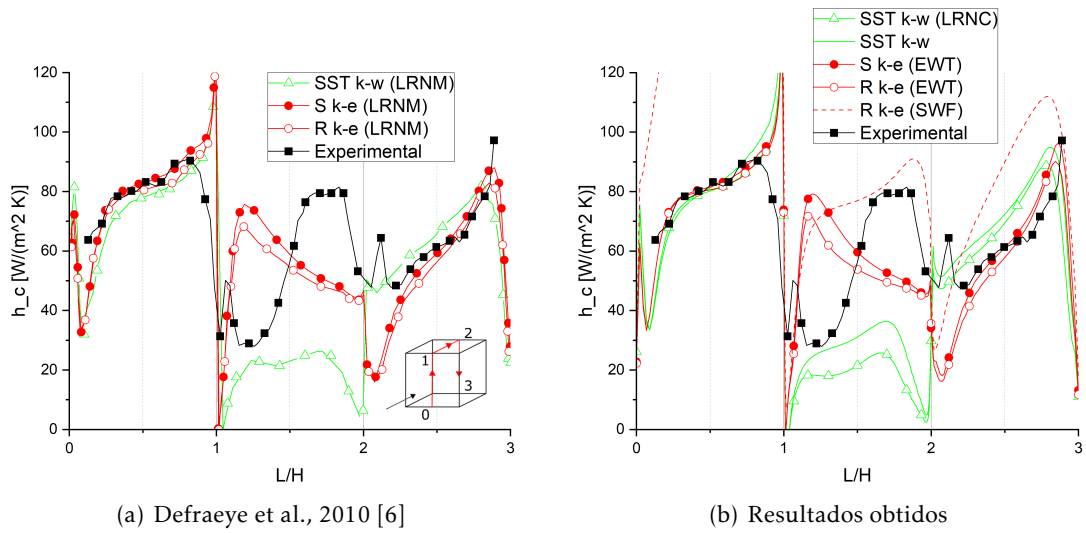


Figura 6.10: Validação de h_c ao longo do plano de simetria no sentido do escoamento

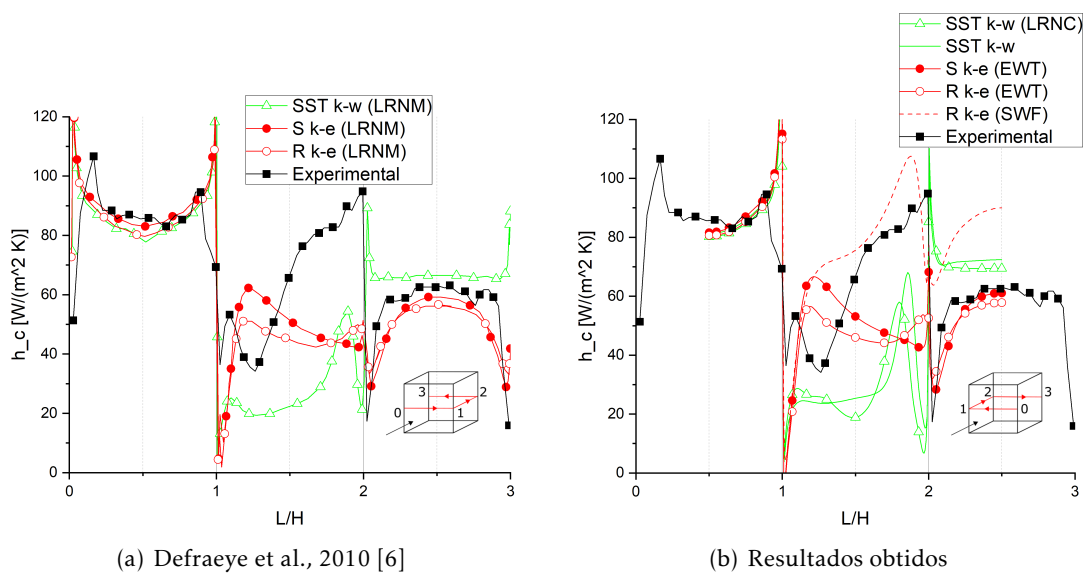


Figura 6.11: Validação de h_c ao longo do plano horizontal

calor da superfície. Verificando-se de facto uma relação oposta do comportamento de T_w e h_c ao longo dos planos vertical e horizontal, ilustrado nas Figuras 6.8, 6.9, 6.10 e 6.11. Sendo igualmente atribuída à reduzida entalpia do ar incidente na superfície a origem das taxas elevadas de transferência de calor.

Na face de topo, o perfil de h_c apresenta os valores mínimos subestimados para o modelo SST $k - \omega$ com LRNC, seguido de SST $k - \omega$, com declive de sinal semelhante ao experimental (i.e. positivo e negativo aproximadamente no mesmo intervalo, mas de intensidades diferentes). Porém, para os modelos $k - \varepsilon$ com EWT a variação de h_c encontra-se no intervalo de valores semelhante ao experimental (Figura 6.10(b)).

Na face jusante, os modelos $k - \varepsilon$ com EWT são os que apresentam h_c mais próximo do experimental, com maior aproximação do modelo *Standard* $k - \varepsilon$ (nomeadamente no plano horizontal). Contrariamente à face de topo, nesta região os modelos SST $k - \omega$ sobrevalorizam h_c , mais concretamente o modelo com LRNC.

Todos os modelos utilizados neste trabalho, com excessão de *Realizable* $k - \omega$ com a opção de SWF, apresentam perfis de temperatura e de coeficiente de transferência de calor por convecção em torno da camada de epoxy aproximados dos obtidos em CFD por Derfaeye et al., 2010 [6] (Figuras 6.8, 6.9, 6.10 e 6.11).

6.3 Caso de Estudo

Nesta secção são apresentados os resultados obtidos para edifícios de aresta $H = 5,30 [m]$, em comunicação com o exterior (aberturas de 5% e 15% da área da fachada), inserido num escoamento do tipo CLA para um terreno do tipo I cuja temperatura de referência imposta é de $T_{ref} = 10 [^{\circ}C]$ e no seu interior encontra-se um cubo de alumínio com temperaturas de $T_w = 40$ e $80 [^{\circ}C]$ (Capítulo 5).

Os dois modelos de turbulência utilizados são o *Realizable* $k - \varepsilon$, com a opção SWF para resolução da lei de parede, e o modelo SST $k - \omega$.

6.3.1 Verificação de y^+

Considerando os números de *Reynolds* de $Re \approx 4 \times 10^6$ em torno do edifício, a malha gerada para este caso teve em consideração os valores ideais de $20 < y^+ < 500$ em torno do edifício.

Na Figura 6.12 são ilustrados os valores de y^+ obtidos para caso de estudo, no exterior do edifício, onde os valores máximos junto do solo são comuns a todas as situações. Os valores de y^+ mais elevados verificam-se no modelo *Realizable* $k - \varepsilon$, nomeadamente nas arestas exteriores (e.g. nas faces exteriores jusante, lateral e de topo) e no modelo SST $k - \omega$ na face lateral. A influência das aberturas e temperaturas T_w revelam-se insignificantes na distribuição de y^+ no exterior.

Na Figura 6.13 são ilustrados os valores de y^+ obtidos no interior do edifício, onde os valores máximos junto do solo são novamente comuns a todas as situações mas de

área desprezável quando comparado com a Figura 6.12 e apenas na face lateral interior. Contrariamente ao sucedido no exterior, os valores mais elevados de y^+ resultam do modelo SST $k - \omega$ (e.g. nas faces interiores lateral e montante) e no modelo SST *na face lateral* e no modelo *Realizable* $k - \varepsilon$. Note-se de igual forma que as aberturas maiores originam valores superiores em todo o interior do edifício, com maior incidência nas faces lateral e jusante, quando comparadas com as aberturas de 5%. Novamente, a variação de T_w influencia a distribuição de y^+ de forma insignificante.

No entanto, a utilização deste intervalo de y^+ em torno da fonte de calor (onde as velocidades e a dimensão do cubo são menores do que o edifício) é discutível. Optando-se pelo mesmo intervalo por não ser recomendada a utilização de SWF para valores de y^+ inferiores.

Na Figura 6.14 é possível observar o intervalo de y^+ em torno da fonte de calor, verificando-se uma menor variação entre modelos quando comparado com as faces exteriores e interiores do edifício. Note-se também que os valores de y^+ são mais reduzidos nesta zona (próximos de 30), com o objetivo de resolver a lei de parede com maior precisão e melhor captar a transferência de calor por convecção.

6.3.2 Verificação da Estabilidade do Domínio

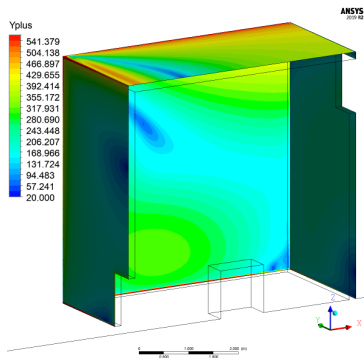
Tal como verificado anteriormente na validação do coeficiente de pressão (Secção 6.1.2), o perfil de velocidades do tipo camada limite imposto na entrada do domínio segundo a UDF (Anexo II) é mantido a jusante do edifício.

Nas Figuras 6.15 e 6.16 são ilustrados os perfis de velocidade para os planos $x = \{-27; -22,5; -13,5; -9\}$ [m], para as diferentes aberturas, temperaturas na fonte de calor, T_w , e modelos utilizados (note-se que o plano $x = -27$ [m] coincide com a entrada do domínio).

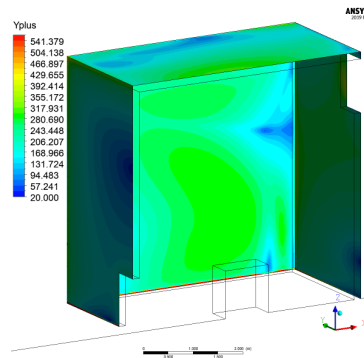
Nas Figuras 6.15(a), 6.15(c), 6.16(a) e 6.16(c) é observado um desenvolvimento da velocidade semelhante ao resultante da validação do coeficiente de pressão com recurso ao mesmo modelo *Realizable* $k - \omega$ (variação máxima de 4,95%), na Figura 6.1(c). Esta relação era prevista, pois a condição de rugosidade imposta no *inlet* e solo é a mesma. Salientando-se que as alturas dos domínios diferem em 5 [m], motivo pelo qual é observada uma reduzida variação entre os perfis para $z > 25$ [m]. De forma semelhante, nas Figuras 6.15(b), 6.15(d), 6.16(b) e 6.16(d) é observada a semelhança dos perfis de velocidade com os obtidos com o modelo SST $k - \omega$ (variação máxima de 7,48%), na Figura 6.1(d).

Nas Figuras 6.17 e 6.18 é possível observar a variação da energia cinética turbulenta, k , a montante do edifício. A partir das mesmas figuras verifica-se que para o modelo SST $k - \omega$ resultam as variações maiores no intervalo de $2 < z < 10$ [m] (máxima de 17,83%), coerente com os resultados observados na Figura 6.2(d).

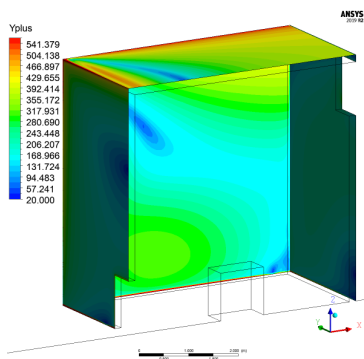
Na Figura 6.19 são ilustrados os diferentes perfis de taxa de dissipação turbulenta, ε , e na Figura 6.20 a taxa de dissipação específica, ω , a montante do edifício. A taxa



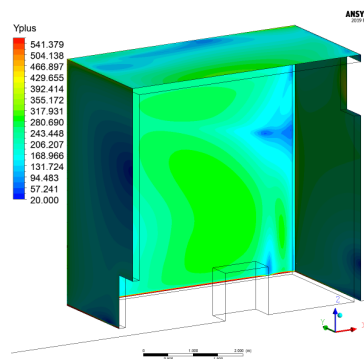
(a) $T_w = 40 [^{\circ}\text{C}]$; Realizable $k - \epsilon$



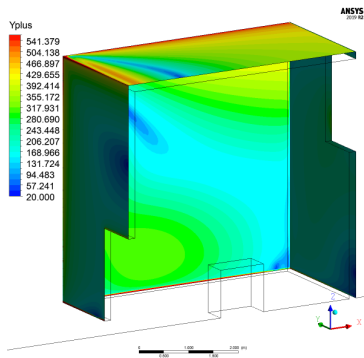
(b) $T_w = 40 [^{\circ}\text{C}]$; SST $k - \omega$



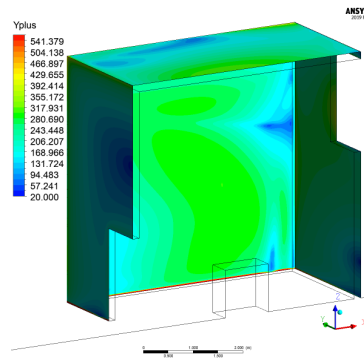
(c) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; Realizable $k - \epsilon$



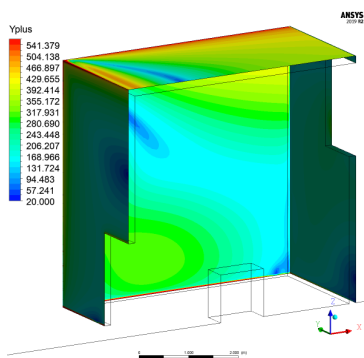
(d) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; SST $k - \omega$



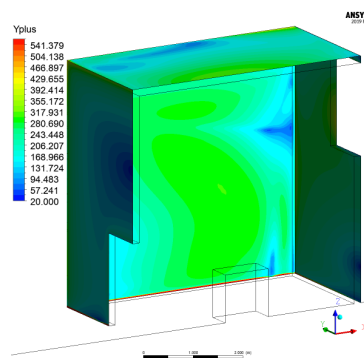
(e) $T_w = 40$; Realizable $k - \epsilon$



(f) $T_w = 40 [^{\circ}\text{C}]$; SST $k - \omega$

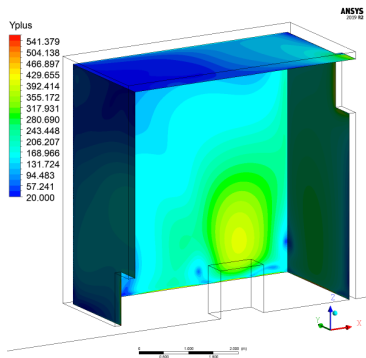


(g) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; Realizable $k - \epsilon$

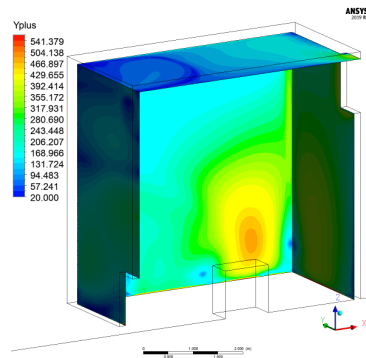


(h) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; SST $k - \omega$

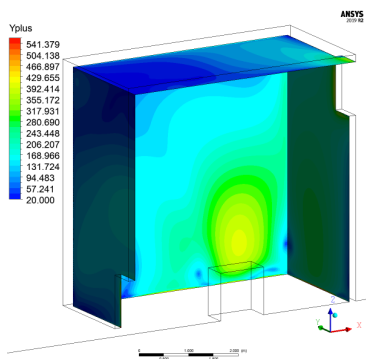
Figura 6.12: Valores de y^+ no exterior do edifício com aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)



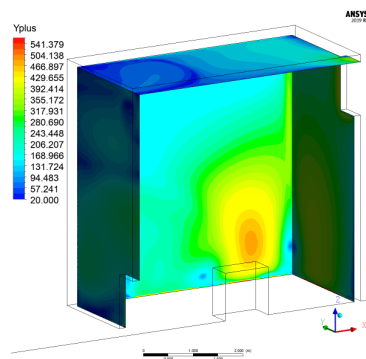
(a) $T_w = 40 [^{\circ}C]$; *Realizable k - ϵ*



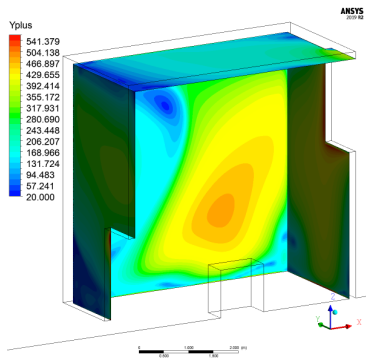
(b) $T_w = 40 [^{\circ}C]$; *SST k - ω*



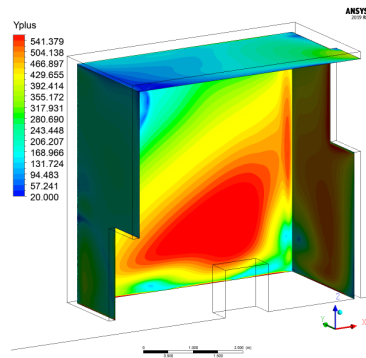
(c) $T_w = 80 [^{\circ}C]$; *Realizable k - ϵ*



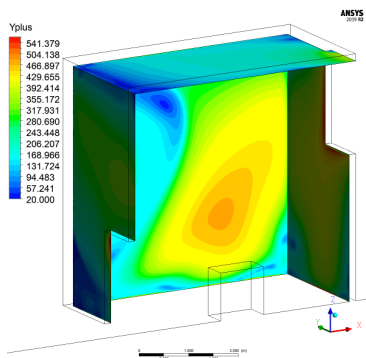
(d) $T_w = 80 [^{\circ}C]$; *SST k - ω*



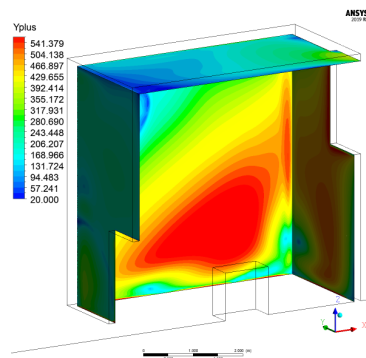
(e) $T_w = 40 [^{\circ}C]$; *Realizable k - ϵ*



(f) $T_w = 40 [^{\circ}C]$; *SST k - ω*

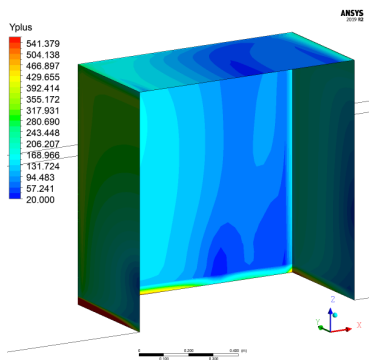


(g) $T_w = 80 [^{\circ}C]$; *Realizable k - ϵ*

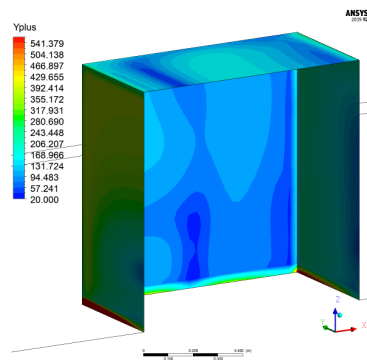


(h) $T_w = 80 [^{\circ}C]$; *SST k - ω*

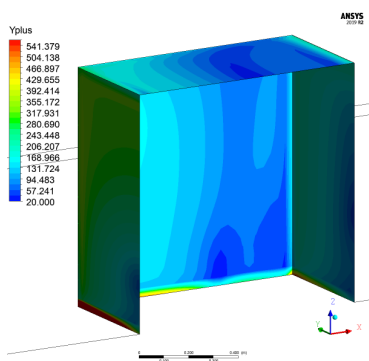
Figura 6.13: Valores de y^+ no interior do edifício com aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)



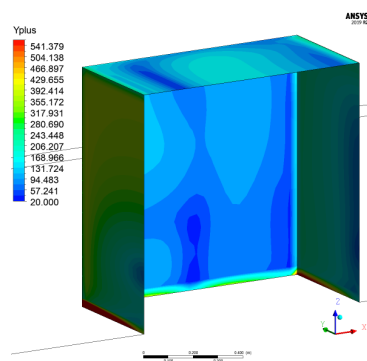
(a) $T_w = 40 [^{\circ}\text{C}]$; *Realizable k - ϵ*



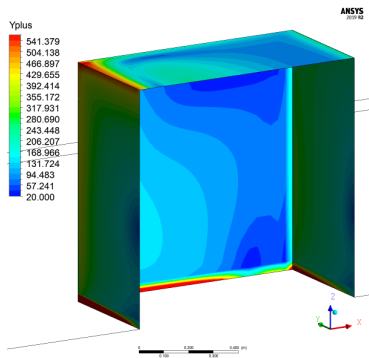
(b) $T_w = 40 [^{\circ}\text{C}]$; *SST k - ω*



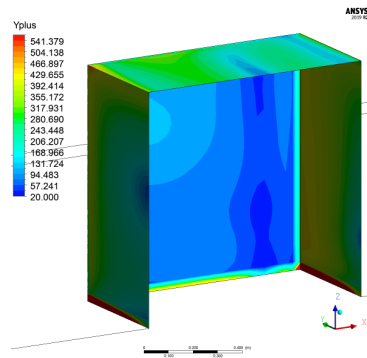
(c) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; *Realizable k - ϵ*



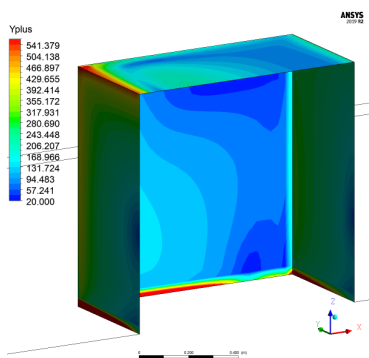
(d) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; *SST k - ω*



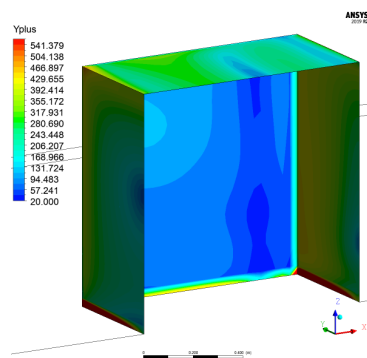
(e) $T_w = 40 [^{\circ}\text{C}]$; *Realizable k - ϵ*



(f) $T_w = 40 [^{\circ}\text{C}]$; *SST k - ω*



(g) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; *Realizable k - ϵ*



(h) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; *SST k - ω*

Figura 6.14: Valores de y^+ na fonte de calor com aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)

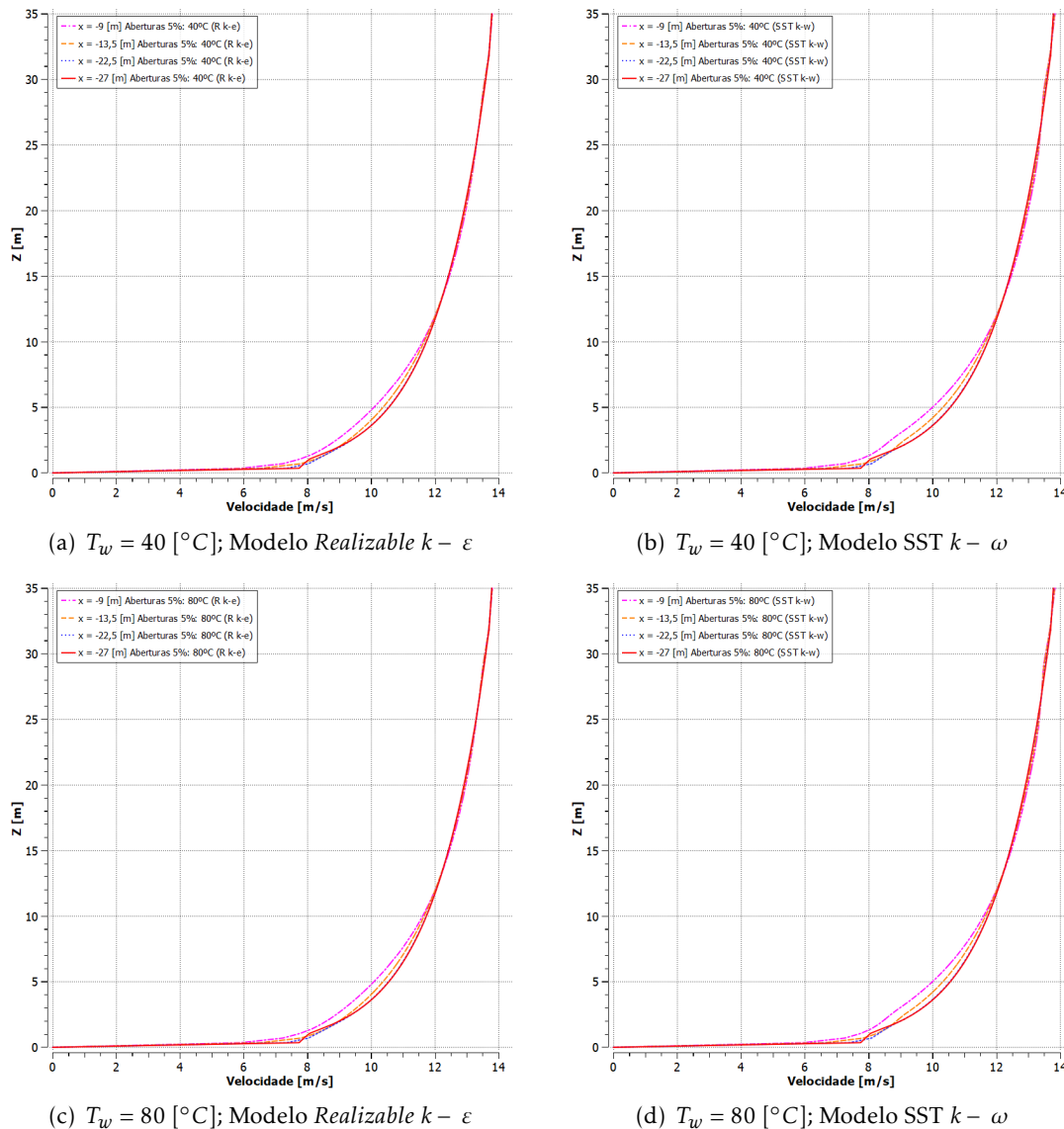
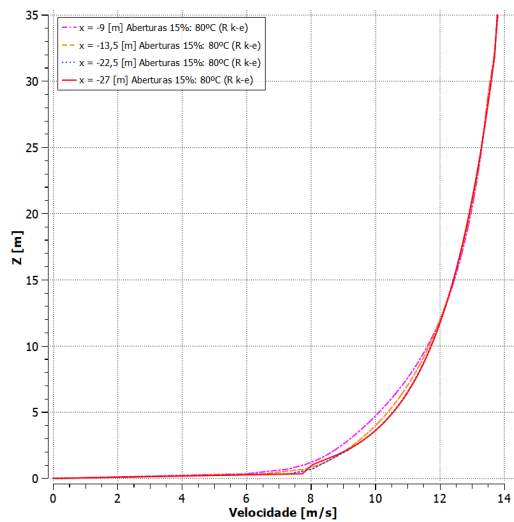


Figura 6.15: Perfil de velocidades a montante do edifício com aberturas de 5%

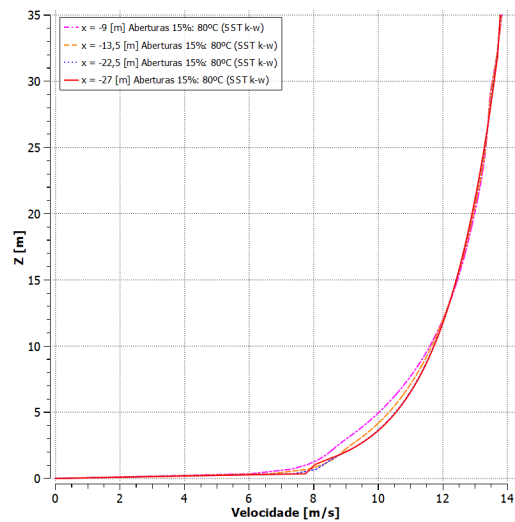
de dissipação turbulenta não apresenta variações significativas, enquanto que taxa de dissipação específica apresenta maior instabilidade nos planos mais próximos do edifício.

De forma geral, o modelo de turbulência que resulta em menor variação das condições de fronteira impostas na entrada é o *Realizable k - ω* (máxima de 9,45% na Figura 6.16(a)).

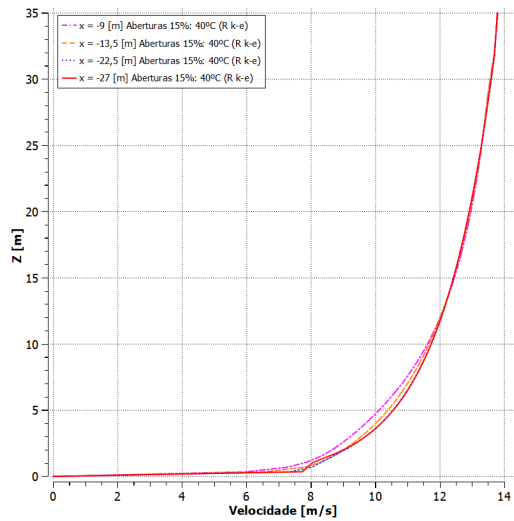
Tanto para diferentes aberturas, como para diferentes temperaturas da fonte de calor, T_w , os perfis de velocidade, taxa de dissipação turbulenta e taxa de dissipação específica ilustrados nas Figuras 6.15, 6.16, 6.19 e 6.20 apresentam comportamentos muito semelhantes, realçando a independência das malhas geradas para ambos os edifícios.



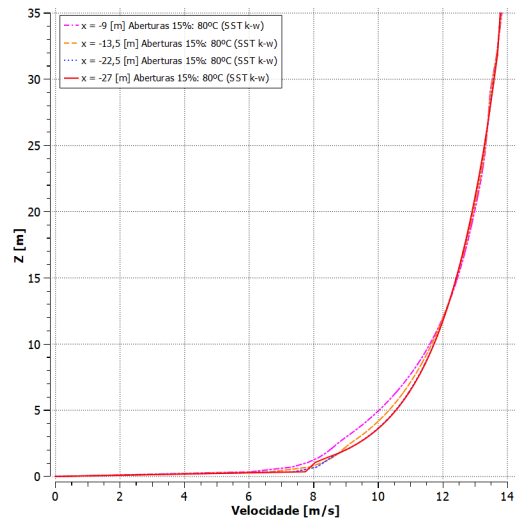
(a) $T_w = 40 [^{\circ}\text{C}]$; Modelo *Realizable k - ϵ*



(b) $T_w = 40 [^{\circ}\text{C}]$; Modelo *SST k - ω*

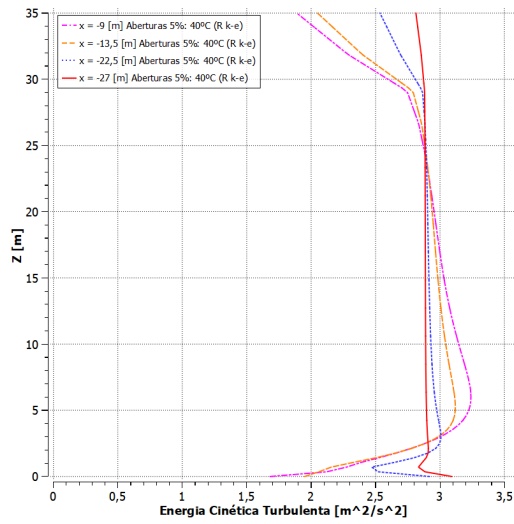


(c) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; Modelo *Realizable k - ϵ*

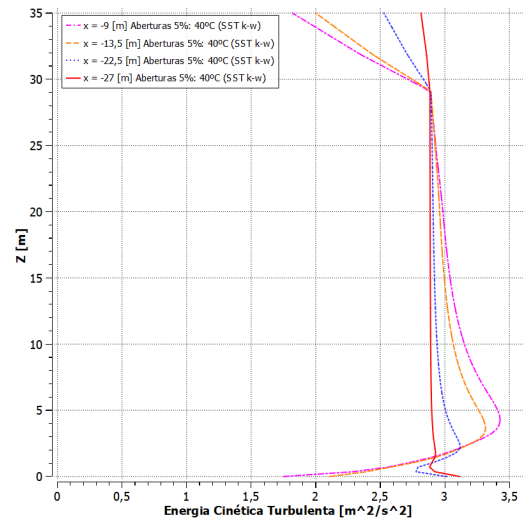


(d) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; Modelo *SST k - ω*

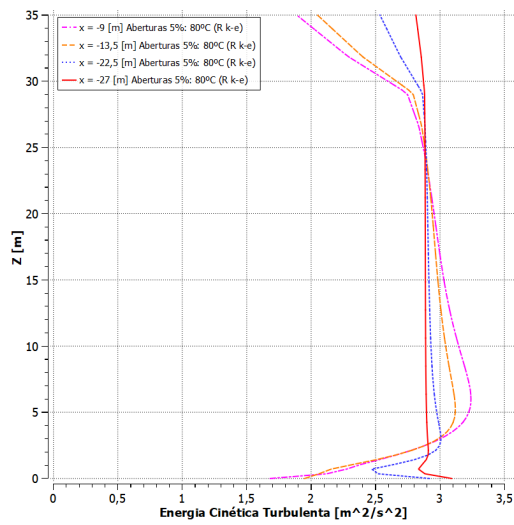
Figura 6.16: Perfil de velocidades a montante do edifício com aberturas de 15%



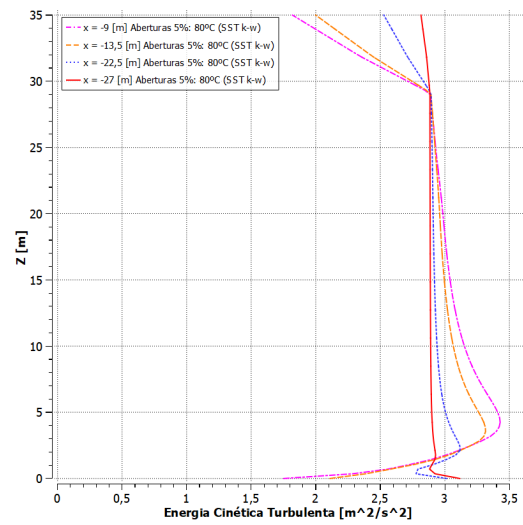
(a) $T_w = 40 [^{\circ}\text{C}]$; Modelo *Realizable k - ϵ*



(b) $T_w = 40 [^{\circ}\text{C}]$; Modelo *SST k - ω*



(c) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; Modelo *Realizable k - ϵ*



(d) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; Modelo *SST k - ω*

Figura 6.17: Perfil da energia cinética turbulenta a montante do edifício com aberturas de 5%

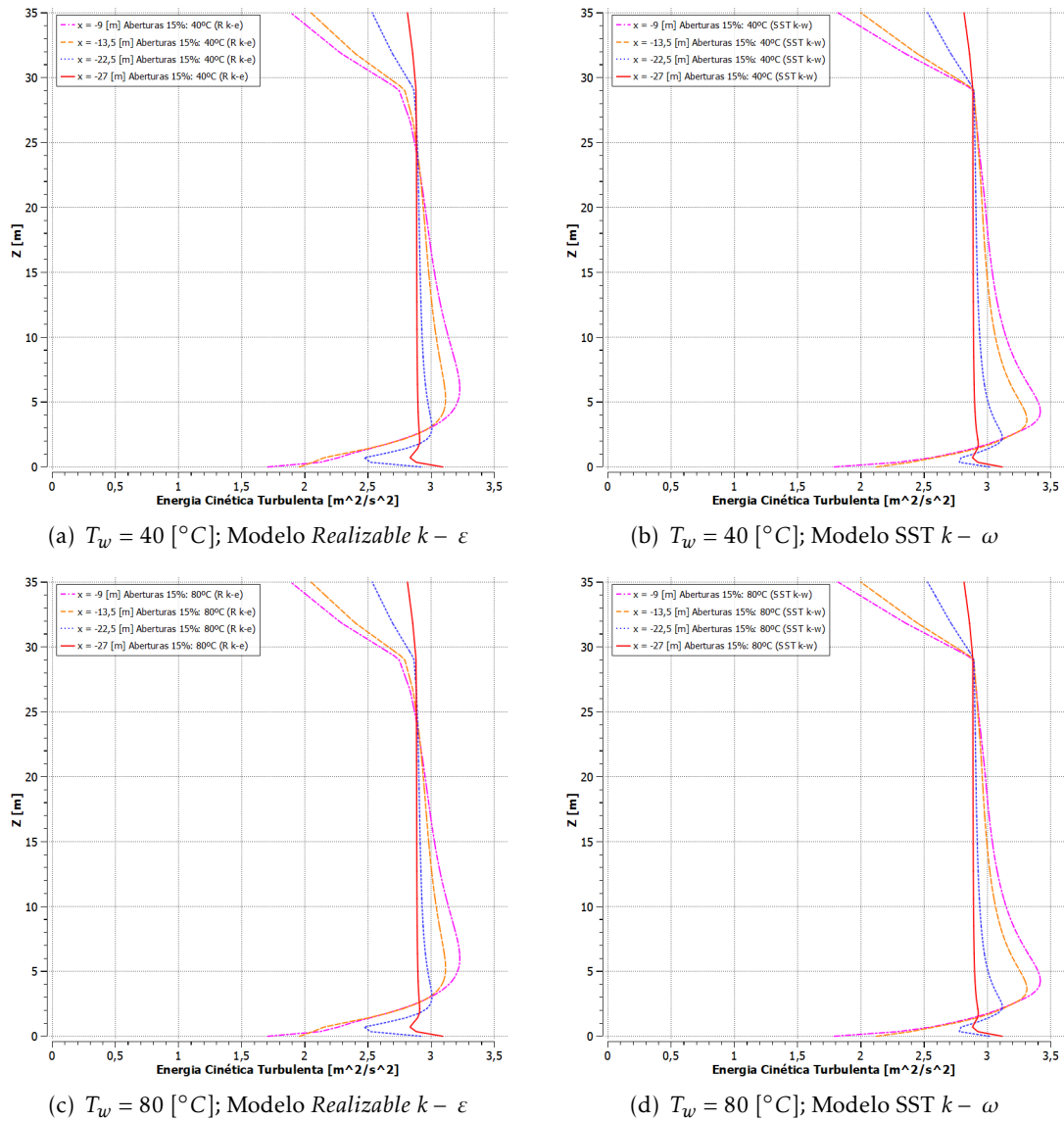


Figura 6.18: Perfil da energia cinética turbulenta a montante do edifício com aberturas de 15%

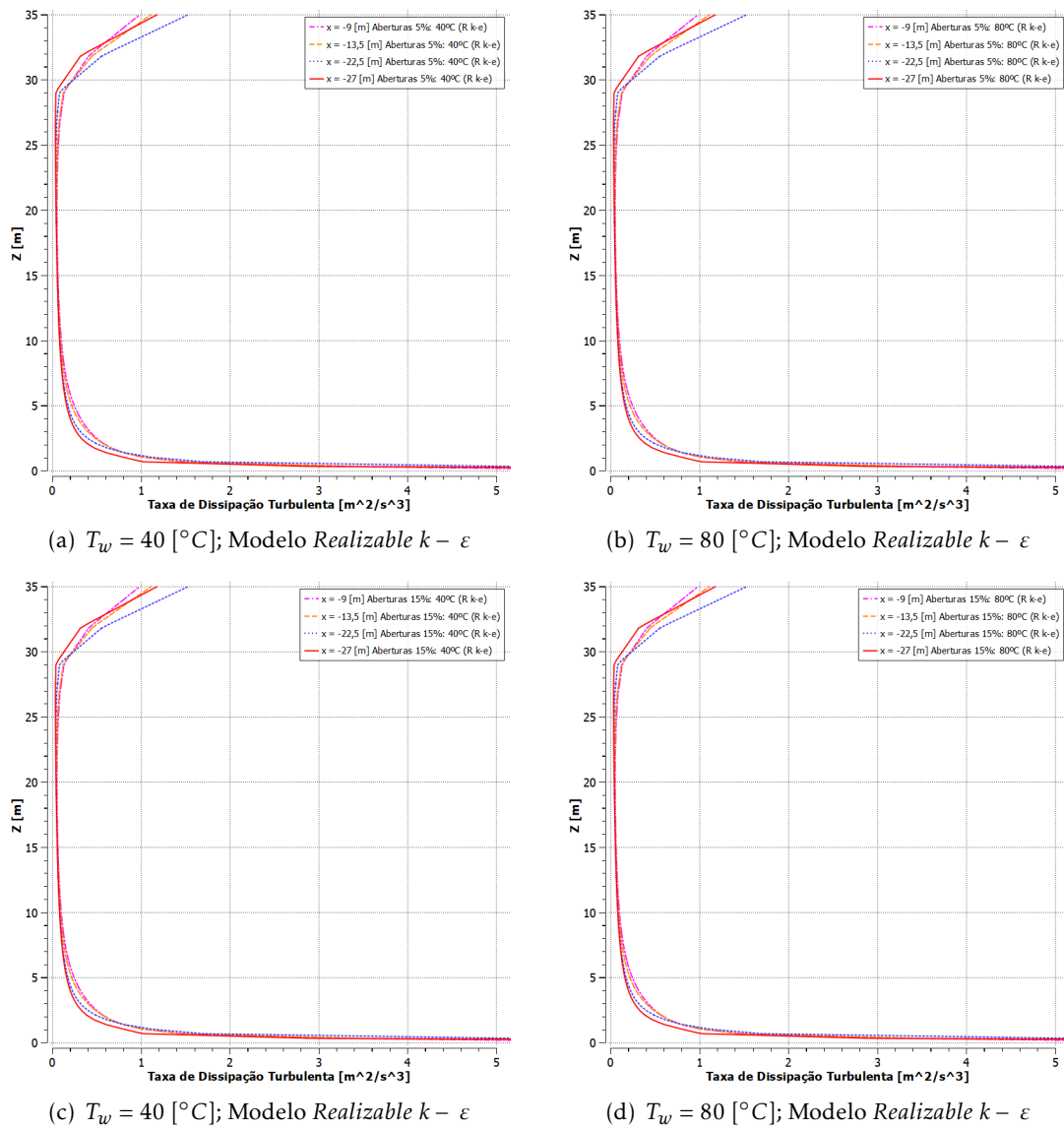


Figura 6.19: Perfil da taxa de dissipação específica a montante do edifício, com aberturas de 5% (a e b) e 15% (c e d)

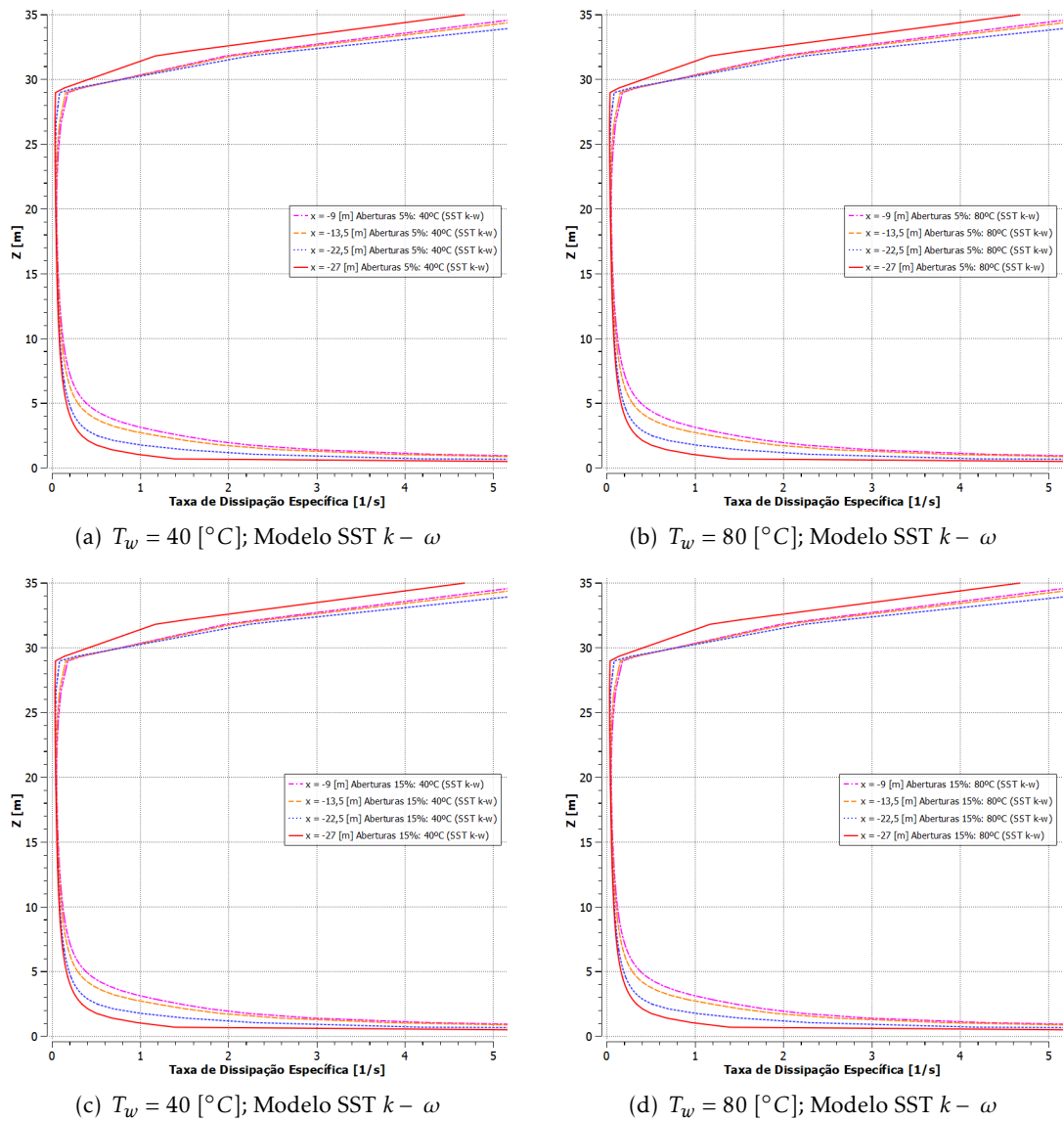


Figura 6.20: Perfil da taxa de dissipação turbulenta a montante do edifício, com aberturas de 5% (a e b) e 15% (c e d)

6.3.3 Campos de Velocidade

Nas Figuras 6.21 e 6.22 podem ser observados os campos de velocidade segundo x , u , para o plano de simetria e nos planos horizontais médios das aberturas de 5%, para $z = \{0,56; 4,44\}$ [m] (Figuras 6.22(a), 6.22(b), 6.22(c) e 6.22(d)) e 15%, para $z = \{0,97; 4,03\}$ [m] (Figuras 6.22(e), 6.22(f), 6.22(g) e 6.22(h)), respetivamente.

A montante do edifício, tal como discutido na Secção 6.3.2, a velocidade é independente das aberturas e temperaturas em estudo. No entanto, junto da face montante do edifício é observado nas Figuras 6.21 e 6.22 um escoamento dependente da dimensão da abertura na mesma face (daqui em diante designada abertura 1). As mesmas conclusões se retiram do escoamento na abertura 2, com velocidades máximas mais elevadas verificam-se para o modelo SST $k - \omega$.

No interior do edifício, em torno da fonte de calor a variação das velocidades é no entanto significativa, verificando-se um comportamento dependente da área das aberturas mas independente das temperaturas. De forma geral, nas Figuras 6.21(b), 6.21(d), 6.21(f) e 6.21(h) é representado um gradiente de velocidades mais acentuado para o modelo SST $k - \omega$, com valores máximos superiores a montante da fonte de calor e inferiores a jusante. Para ambos os modelos, as velocidades nas aberturas são maiores para as aberturas de 15%.

No topo, lateral e a jusante do edifício, nas Figuras 6.21 e 6.22 são novamente observadas maiores variações de velocidades com ambos os valores máximos e mínimos superiores (em módulo) para o modelo SST $k - \omega$. Apenas para este modelo se verifica um bolha de recirculação na face de todo exterior do edifício.

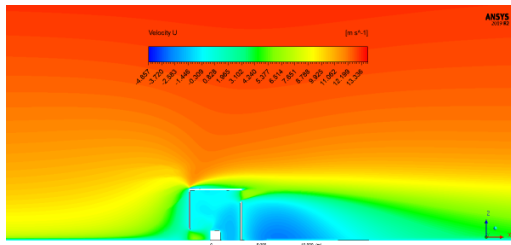
Da análise dos campos de velocidade, nas Figuras 6.21 e 6.22, em comparação com os valores de y^+ , nas Figuras 6.12, 6.13 e 6.14, é evidenciada a relação entre os valores elevados da velocidade nas arestas e os valores mais elevados de y^+ nessas mesmas zonas, relação expressa na Equação 4.75.

6.3.4 Campos de Pressão

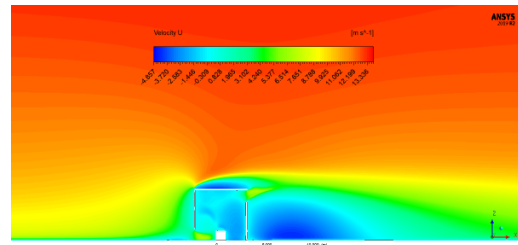
Nas Figuras 6.23 e 6.24 são apresentados os campos de pressão resultantes no plano de simetria e nos planos horizontais médios das aberturas de 5%, para $z = \{0,56; 4,44\}$ [m] (Figuras 6.24(a), 6.24(b), 6.24(c) e 6.24(d)) e 15%, para $z = \{0,56; 4,44\}$ [m] (Figuras 6.24(e), 6.24(f), 6.24(g) e 6.24(h)), respetivamente.

O campo de pressão varia consoante a área das aberturas, que alteram o comportamento do escoamento no interior e exterior do edifício. Nos casos de estudo com o modelo *Realizable* $k - \varepsilon$ as pressões na face jusante atingem valores superiores, mas menores nas faces lateral e de topo.

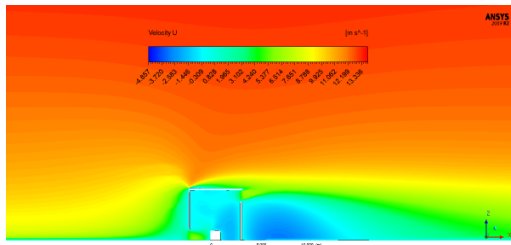
As pressões na abertura 1 junto ao solo, a montante e a jusante da fonte de calor são mais elevadas para o modelo SST $k - \omega$ e o mesmo se verifica a jusante da abertura 2. Este acontecimento é intensificado para as aberturas de 15%.



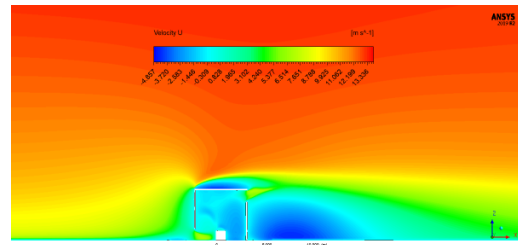
(a) $T_w = 40$ [°C]; *Realizable k - ϵ*



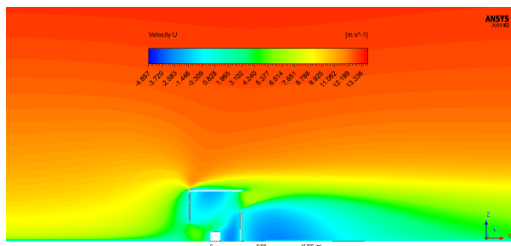
(b) $T_w = 40$ [°C]; *SST k - ω*



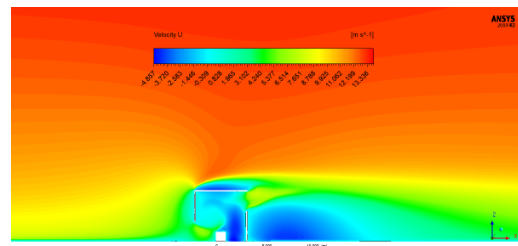
(c) $T_w = 80$ [°C]; *Realizable k - ϵ*



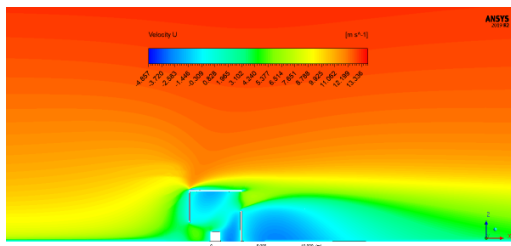
(d) $T_w = 80$ [°C]; *SST k - ω*



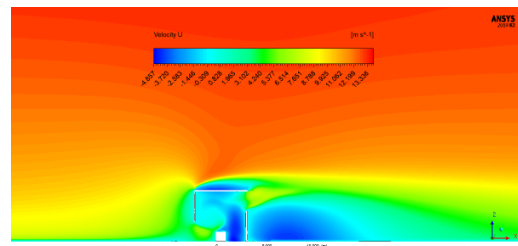
(e) $T_w = 40$ [°C]; *Realizable k - ϵ*



(f) $T_w = 40$ [°C]; *SST k - ω*



(g) $T_w = 80$ [°C]; *Realizable k - ϵ*



(h) $T_w = 80$ [°C]; *SST k - ω*

Figura 6.21: Campos de velocidade no plano de simetria com aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)

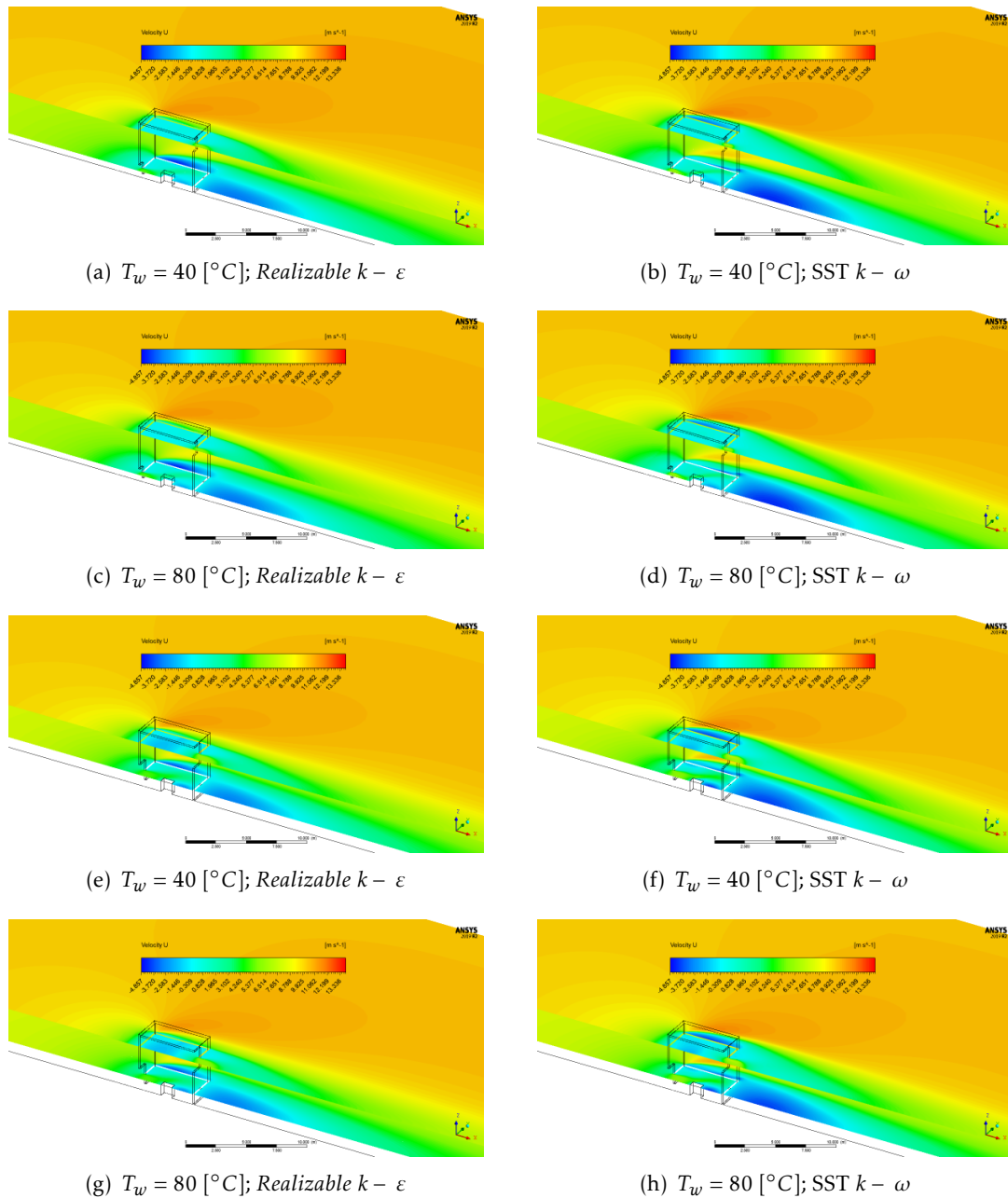
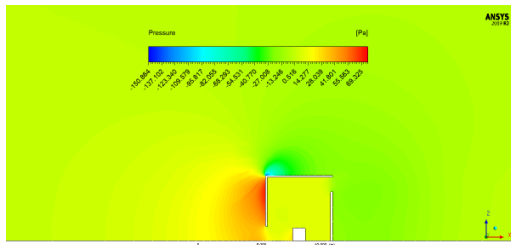
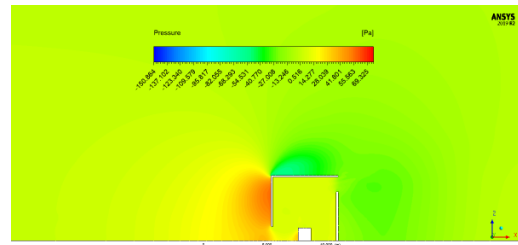


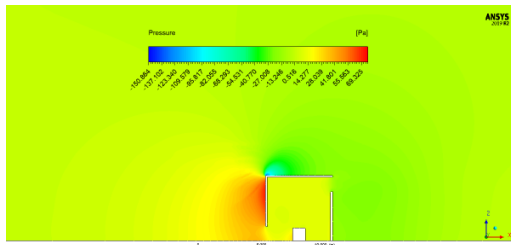
Figura 6.22: Campos de velocidade nos planos médios das aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)



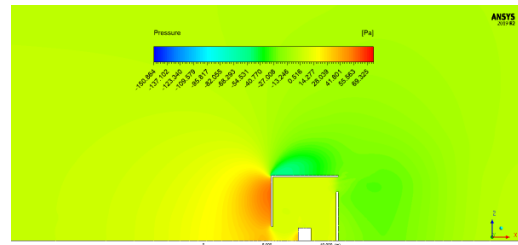
(a) $T_w = 40 [^{\circ}\text{C}]$; *Realizable k - ϵ*



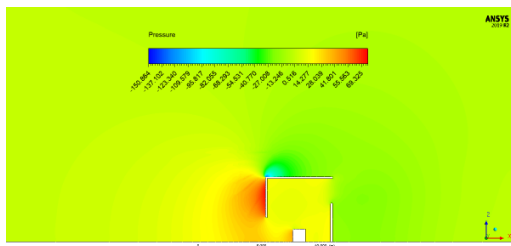
(b) $T_w = 40 [^{\circ}\text{C}]$; *SST k - ω*



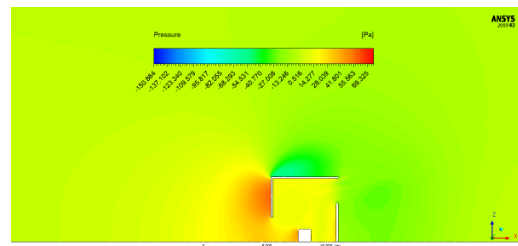
(c) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; *Realizable k - ϵ*



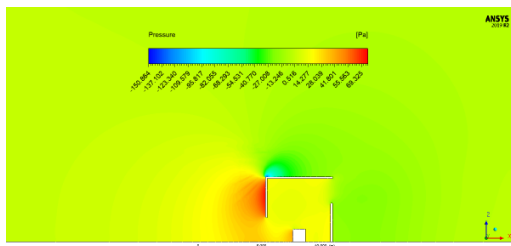
(d) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; *SST k - ω*



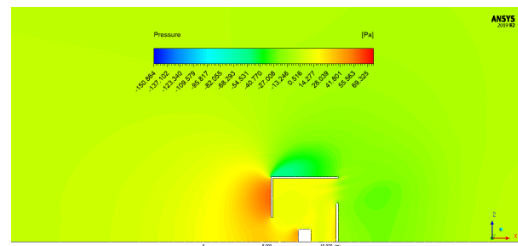
(e) $T_w = 40 [^{\circ}\text{C}]$; *Realizable k - ϵ*



(f) $T_w = 40 [^{\circ}\text{C}]$; *SST k - ω*



(g) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; *Realizable k - ϵ*



(h) $T_w = 80 [^{\circ}\text{C}]$; *SST k - ω*

Figura 6.23: Campos de pressão no plano de simetria com aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)

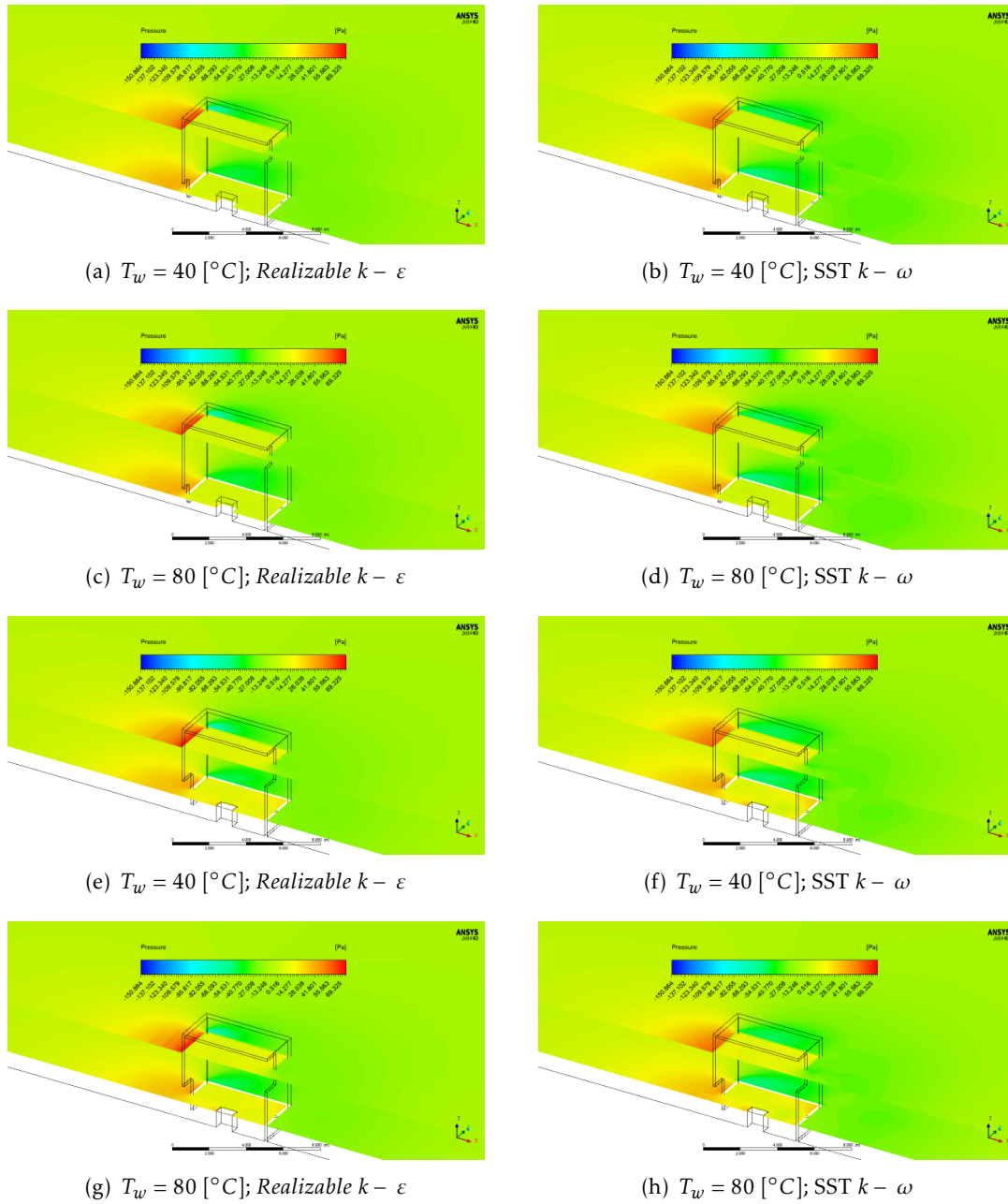


Figura 6.24: Campos de velocidade nos planos médios das aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)

6.3.5 Campos de Temperatura

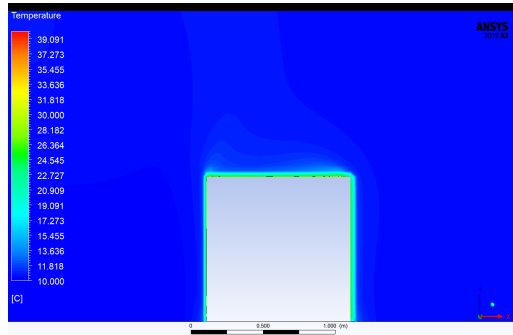
Nas Figuras 6.25 e 6.26 são apresentados os campos de temperatura resultantes no plano de simetria e no plano horizontal médio da fonte de calor, para $z = 0,50 [m]$, respectivamente.

Note-se que a escala de $T = [10,000 - 40,000] [^{\circ}C]$ é definida para $T_w = 40 [^{\circ}C]$ (Figuras 6.25(a), 6.25(b), 6.25(e), 6.25(f), 6.26(a), 6.26(b), 6.26(e) e 6.26(f)), enquanto que a escala de $T = [10,000 - 80,000] [^{\circ}C]$ é definida para $T_w = 80 [^{\circ}C]$ (Figuras 6.25(c), 6.25(d), 6.25(g), 6.25(h), 6.26(c), 6.26(d), 6.26(g) e 6.26(h)).

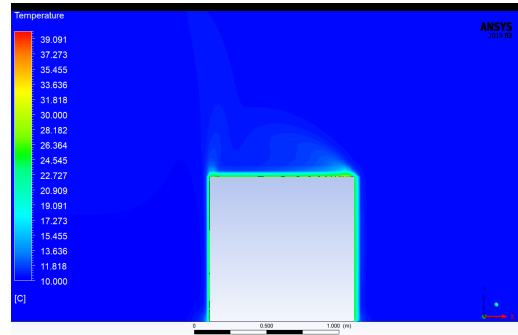
No plano de simetria (Figura 6.25), a variação de temperatura é menor quando comparada com o plano horizontal médio (Figura 6.26). Adicionalmente, no plano horizontal médio (Figura 6.26) é observada uma diminuição geral de T junto do plano de simetria. No entanto, a utilização de um plano de simetria é validada anteriormente, nas Secções 6.1 e 6.2, onde os valores para o coeficiente de pressão, C_p (Figuras 6.3, 6.4 e 6.5), para a temperatura de superfície, T_w (Figuras 6.8 e 6.9) e para o coeficiente de transferência de calor por convecção, h_c (Figuras 6.10 e 6.11) correspondem aos perfis obtidos experimentalmente e em CFD para domínios sem plano de simetria.

A transferência de calor ocorre para um menor volume a jusante, no topo e na lateral do objeto em estudo, por esta mesma ordem (Figuras 6.25 e 6.26). A alteração das áreas das aberturas afetam a variação de T , principalmente no topo e na lateral do cubo. No topo, para ambos os modelo *Realizable k- ω* e *SST k- ω* com aberturas de 5%, observam-se plumas térmicas ligeiramente prolongadas no sentido de z em direção ao canto superior sem abertura (Figuras 6.25(a), 6.25(b), 6.25(c) e 6.25(d)). Enquanto que para o modelo *Realizable k- ϵ* com aberturas de 15%, o mesmo prolongamento segue no sentido oposto (Figuras 6.25(e) e 6.25(g)) e para o modelo *SST k- ω* segue simplesmente na direção de z (Figuras 6.25(f), 6.25(h)).

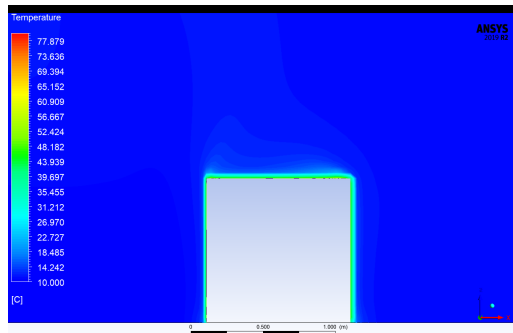
No plano horizontal médio da fonte de calor e para ambos os modelos de turbulência, junto da face lateral é também observado um prolongamento da pluma térmica, no sentido de y com ligeira inclinação no sentido de x (Figuras 6.25(a), 6.25(b), 6.25(c) e 6.25(d)). Porém, para as aberturas de 15% a inclinação segundo x é ainda mais acentuada (Figuras 6.25(e), 6.25(f), 6.25(g) e 6.25(h)). Uma possível causa será a entrada de velocidades de maior intensidade para as aberturas de 5% no interior do edifício.



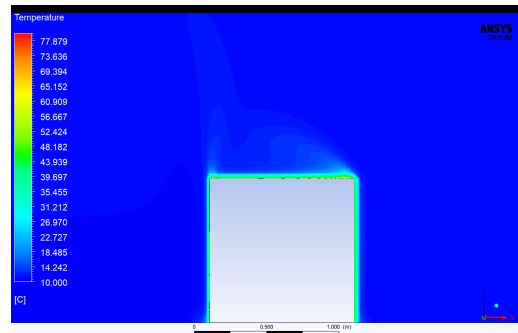
(a) $T_w = 40$ [°C]; *Realizable k - ϵ*



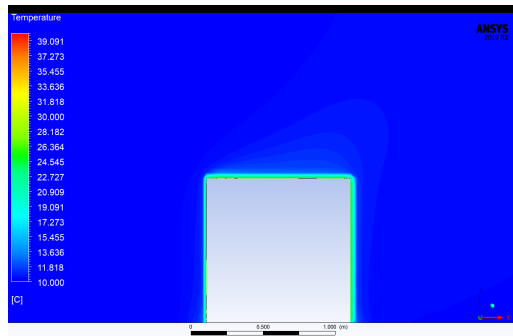
(b) $T_w = 40$ [°C]; *SST k - ω*



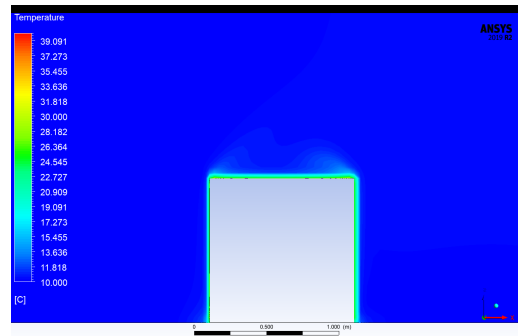
(c) $T_w = 80$ [°C]; *Realizable k - ϵ*



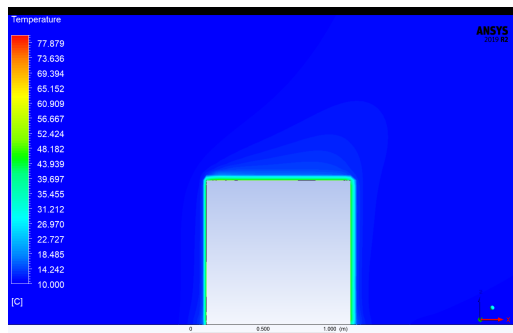
(d) $T_w = 80$ [°C]; *SST k - ω*



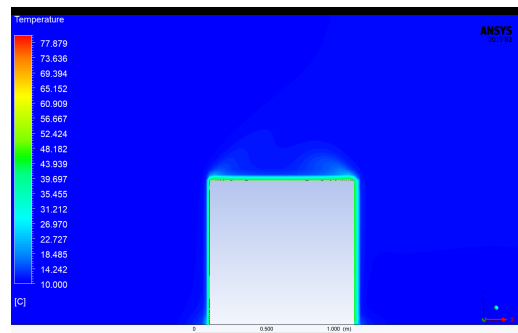
(e) $T_w = 40$ [°C]; *Realizable k - ϵ*



(f) $T_w = 40$ [°C]; *SST k - ω*

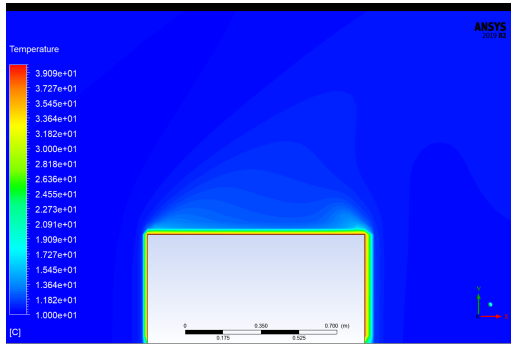


(g) $T_w = 80$ [°C]; *Realizable k - ϵ*

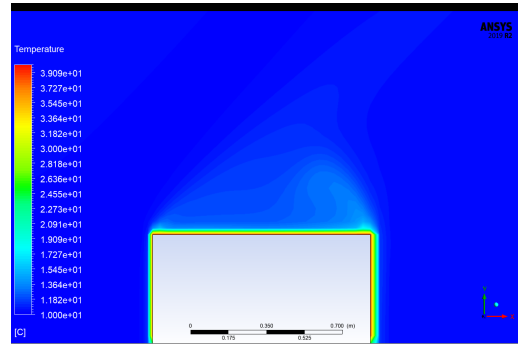


(h) $T_w = 80$ [°C]; *SST k - ω*

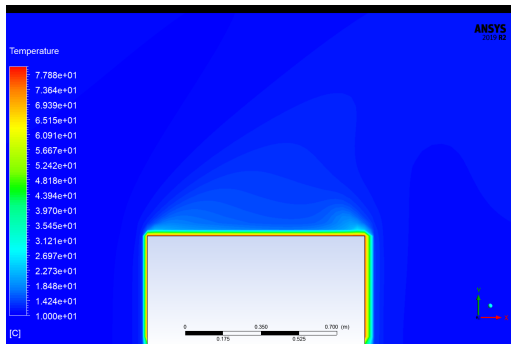
Figura 6.25: Campos de temperatura no plano de simetria com aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)



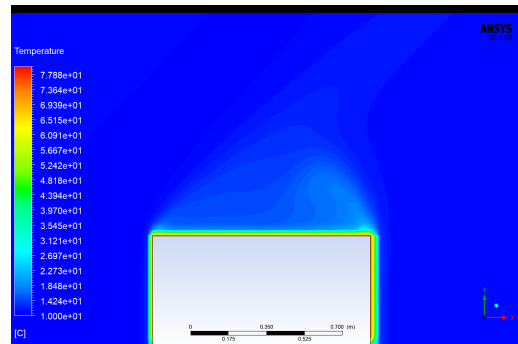
(a) $T_w = 40$ [°C]; Realizable $k - \epsilon$



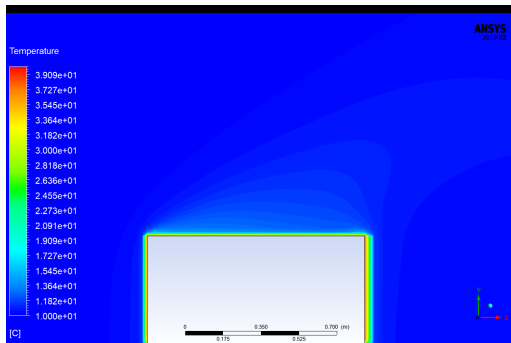
(b) $T_w = 40$ [°C]; SST $k - \omega$



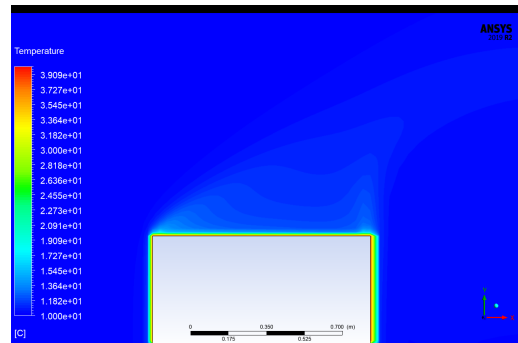
(c) $T_w = 80$ [°C]; Realizable $k - \epsilon$



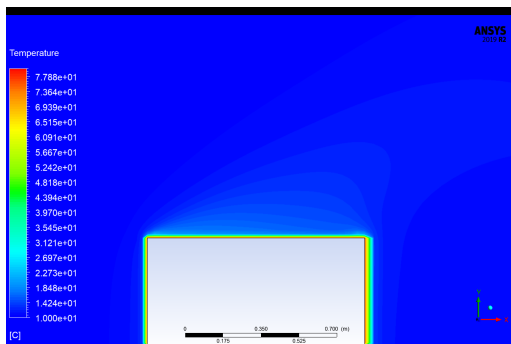
(d) $T_w = 80$ [°C]; SST $k - \omega$



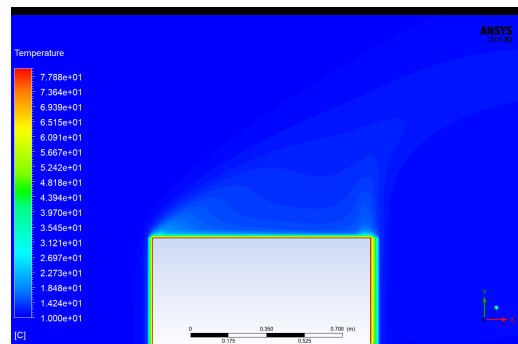
(e) $T_w = 40$ [°C]; Realizable $k - \epsilon$



(f) $T_w = 40$ [°C]; SST $k - \omega$



(g) $T_w = 80$ [°C]; Realizable $k - \epsilon$



(h) $T_w = 80$ [°C]; SST $k - \omega$

Figura 6.26: Campos de temperatura nos planos médios das aberturas de 5% (a-d) e 15% (e-f)

6.3.6 Variação da Pressão nas Aberturas

Note-se que no presente estudo é inserida uma fonte de calor no interior de um edifício analisado primeiramente por Águas, F. 2020 [8].

Na Tabela 6.2 são apresentadas a pressão média a montante e a jusante das aberturas 1 e 2, para os planos verticais localizados em $x = \{-0,50; 1,15; 4,15; 6,30\}$ [m]. Estas são também as coordenadas utilizadas no estudo realizado anteriormente para o mesmo edifício, sem ocupação, cujos valores se encontram na Tabela 6.3.

Tabela 6.2: Variação da pressão nas aberturas 1 e 2

Porosidade [%]	Temperatura [°C]	Modelo	Pressão Média [Pa]				ΔP [Pa]	
			Abertura 1		Abertura 2		Abertura 1	Abertura 2
			Exterior	Interior	Interior	Exterior		
5	40	Realizable k-e	36,2834	10,024	7,717	-18,339	26,230	26,055
		SST k-w	37,2258	8,489	6,381	-22,527	28,736	28,908
	80	Realizable k-e	36,2906	10,022	7,716	-18,331	26,269	26,048
		SST k-w	37,2392	8,500	6,391	-22,519	28,739	28,910
15	40	Realizable k-e	33,9774	18,807	13,112	-16,182	15,171	29,295
		SST k-w	35,0233	21,015	13,667	-19,911	14,008	33,578
	80	Realizable k-e	33,9567	18,810	13,13	-16,193	15,147	29,322
		SST k-w	35,0549	21,039	13,676	-19,9	14,016	33,577

Tabela 6.3: Variação da pressão nas aberturas 1 e 2 (Águas, F., 2020 [8])

Porosidade [%]	Temperatura [°C]	Modelo	Pressão Média [Pa]				ΔP [Pa]	
			Abertura 1		Abertura 2		Abertura 1	Abertura 2
			Exterior	Interior	Interior	Exterior		
5	-	Realizable k-e	42,630	16,509	14,991	-17,613	26,121	32,604
		SST k-w	43,562	13,785	12,293	-24,137	29,777	36,43
15	-	Realizable k-e	40,583	22,342	17,587	-16,446	18,241	34,033
		SST k-w	41,781	20,863	15,656	-24,263	20,918	39,919

Na Tabela 6.2, as pressões médias máximas verificam-se a montante da abertura 1, diminuindo no sentido do escoamento (i.e. máximas no exterior da abertura 1, menores no interior do edifício e negativas a jusante do mesmo). Independentemente da porosidades de 5 ou 15 %, os valores da pressão média no exterior do edifício simuladas pelo modelo *Realizable k - ϵ* são menores, em módulo, relativamente ao modelo *SST k - ω* . Os valores no interior apresentam a mesma relação com porosidades de 5%, mas um comportamento inverso para porosidades de 15%. Na Tabela 6.3, para o mesmo edifício sem ocupação é observado um comportamento semelhante da variação da pressão média no sentido do escoamento.

As variações de pressão média nas aberturas, ΔP [Pa], são apresentadas na Tabela 6.2 onde as mesmas são aproximadamente iguais com aberturas de 5% (diferença máxima inferior a 0,85%), apresentando variações superiores para aberturas de 15% (máxima de 58,26% para o modelo *SST k - ω* com $T_w = 80$ [°C]).

As diferenças obtidas na Tabela 6.6 para o modelo *Realizable k - ϵ* , relativamente a *SST*

Tabela 6.4: Variação entre modelos utilizados e a diferença de pressão relativamente ao estudo de Águas, F. 2020 [8]

Porosidade [%]	Temperatura [°C]	Modelo	Variação de Realizable k-e relativo a SST k-w [%]		Variação de ΔP entre estudos [%]	
			Abertura 1	Abertura 2	Abertura 1	Abertura 2
5	40	Realizable k-e SST k-w	-8,62	-9,87	0,531 -3,495	-20,086 -20,647
	80	Realizable k-e SST k-w	-8,60	-9,90	0,566 -3,486	-20,109 -20,641
15	40	Realizable k-e SST k-w	8,30	-12,76	-16,831 -33,033	-13,922 -15,885
	80	Realizable k-e SST k-w	8,07	-12,67	-16,963 -32,995	-13,841 -15,888

$k - \omega$, encontram-se na Tabela 6.6. Desta forma são novamente comprovados gradientes de pressão inferiores para o modelo *Realizable k - ϵ* (cuja diferença máxima é de $-12,6\%$ com aberturas de 15% e $T_w = 80 [^{\circ}C]$), com exceção da abertura 1 de 15% , onde o modelo SST $k - \omega$ majora, em módulo, a variação de pressão presente nas aberturas. Ainda da análise da Tabela 6.6, a inserção de um obstáculo no interior do edifício não afeta de forma significativa os valores de $\Delta P [Pa]$ na abertura 1 para 5% (i.e. variações inferiores a 4%), não se verificando a mesma situação na abertura 2, ou para a porosidade de 15% .

Tal como esperado, conclui-se que $\Delta P [Pa]$ é maior quando menor a abertura 1 na face montante do edifício, promovendo o estrangulamento do ar, e as mesmas são majoradas segundo o modelo de turbulência SST $k - \omega$ (Tabela 6.6). O mesmo fenómeno é observado nas Figuras 6.23 e 6.24. Porém, a variação da temperatura imposta na fonte de calor não altera significativamente os valores de $\Delta P [Pa]$ nas aberturas (Tabelas 6.2 e 6.6). Os valores obtidos por ambos os modelos são relativamente semelhantes, com diferença máxima de $12,67\%$.

6.3.7 Coeficientes de Transferência de Calor por Convecção

Tal como anteriormente, na Secção 6.2.3, nas Figuras 6.27 e 6.28 são apresentados os coeficientes de transferência de calor por convecção, h_c , resultantes nos planos de simetria vertical e horizontal da fonte de calor, no sentido do escoamento.

Note-se que este coeficiente é obtido segundo a Equação 4.94, proporcionalmente direto à transferência de calor por convecção, q , e inversamente proporcional à diferença de temperaturas T_w e T_{ref} . No *setup*, T_{ref} é definido igual à temperatura do escoamento imposta no *inlet*, ou seja, igual a $10 [^{\circ}C]$ (Secção 5.4.1). Ao comparar os perfis de h_c de ambas as temperaturas de 40 e $80 [^{\circ}C]$, o intervalo de valores de cada modelo de turbulência para o mesmo ponto é idêntico (diferença máxima de $0,44\%$ para aberturas de 15% com o modelo *Realizable k - ϵ* , para $L/H = 1,97$ na Figura 6.28).

Em concordância com a validação do estudo de Defraeye et al., 2010 [6] os valores

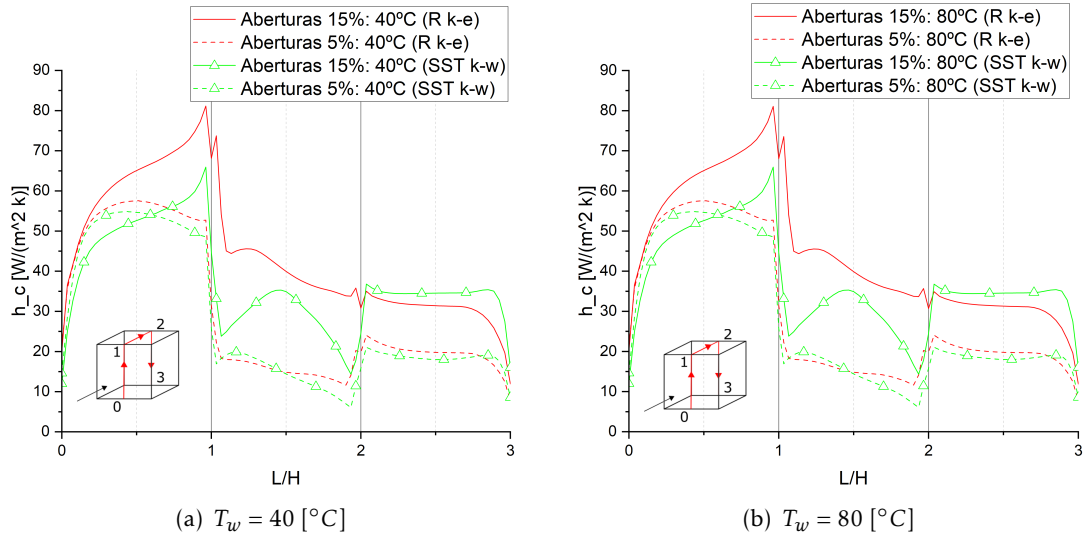


Figura 6.27: Valores de h_c ao longo do plano de simetria vertical

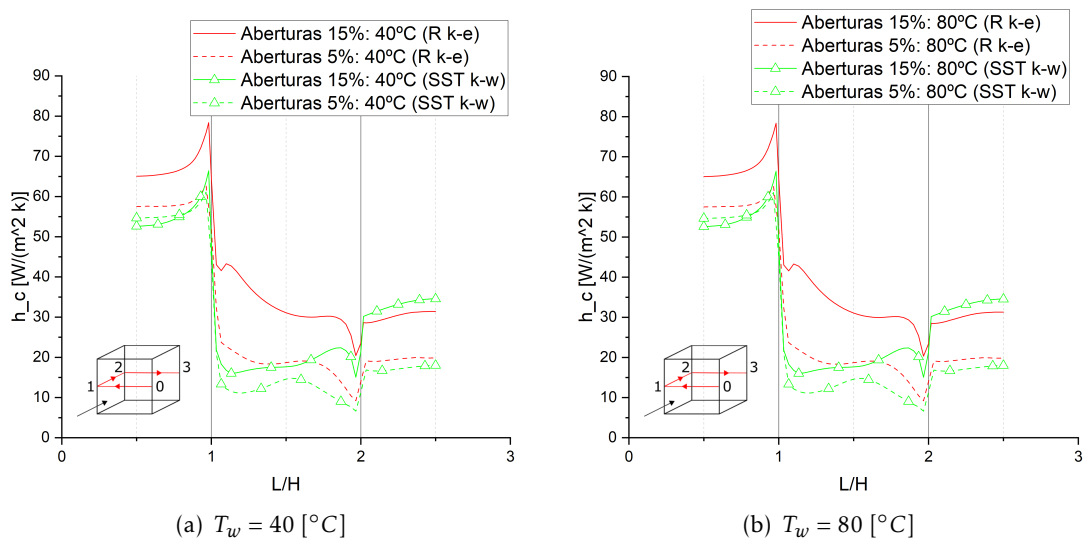


Figura 6.28: Valores de h_c ao longo do plano horizontal

máximos de h_c localizam-se na face jusante do cubo, nomeadamente nas arestas, e majorados pelo modelo *Realizable k - ω* para ambas as porosidades de 5 e 15%. As diferenças do modelo *Realizable k - ϵ* , relativamente a SST *k - ω* , para aberturas de 15% (diferença média na face jusante inferior a 26%) são superiores às registadas para 5% (diferença média na face jusante inferior a 5,2%), nas Figuras 6.27 e 6.28.

Na face de topo, na Figura 6.27, para aberturas de 5% são observados valores de h_c superiores para o modelo SST *k - ω* no intervalo de $1 < L/H < 1,5$ e o inverso para $1,5 < L/H < 2$ (com variação média entre modelos inferior a 18,50%). Nas situações com aberturas de 15%, os resultados obtidos para o modelo *Realizable k - ϵ* são superiores (com variação média entre modelos inferior a 52,04%), sendo esta uma das faces com maior diferença nos perfis obtidos por ambos os modelos, cujo comportamento é igualmente observado na distribuição de temperaturas na Figura 6.25.

Na face lateral, na Figura 6.28, é também observada uma menor diferença entre modelos para aberturas de 5% (em média inferior a 51,42%), do que para aberturas de 15% (em média inferior a 80,38%). Esta é a maior variação obtida na fonte de calor, devendo-se a uma menor alteração do intervalo de valores de h_c resultantes do modelo SST *k - ω* para diferentes porosidades, quando comparado com o modelo *Realizable k - ϵ* nos mesmos pontos.

De forma geral, as variações máximas entre modelos de turbulência para aberturas de 5% são inferiores (diferença média inferior a 7,78%) às determinadas para 15% (diferença média inferior a 21,74%), apresentando distribuições de h_c semelhantes para todas as faces do cubo, com exceção da face de topo.

6.3.8 Taxa de Renovação do Ar

Para efeitos de comparação com o estudo realizado para o mesmo edifício sem ocupação, para cada abertura são calculados o caudal mássico, Q_m [kg/s], e a taxa de renovação do ar interior, R_{int} , segundo as Equações 6.1 e 6.2, respetivamente.

$$Q_m = \rho \cdot U \cdot A \quad (6.1)$$

$$R_{int} = \frac{U \cdot A \cdot 3600}{V_{int}} \quad (6.2)$$

Onde ρ representa a massa volúmica do ar (1,225 [Kg/m³]), V_{int} o volume interior do edifício, U a velocidade média e A a área, ambos das respetivas aberturas.

Na Tabela 6.5 podem ser observadas as velocidades médias, U , para as aberturas 1 e 2 (nos planos verticais médios localizados em $x = \{0,075; 5,225\}$ [m]), juntamente com o caudal mássico e a taxa de renovação do ar, para $V_{int} = (5^3 - 1^3)/2 = 62$ [m³]. Os resultados obtidos para a abertura 1 por Águas, F. 2020 [8], sem ocupação do edifício com $V_{int} = 5^3/2 = 62,5$ [m³], são apresentados na Tabela 6.7.

Da análise da Tabela 6.5, as velocidades médias nas aberturas são majoradas pelo modelo SST $k - \omega$ (comprovando-se o mesmo na Tabela 6.7), sendo estas superiores na abertura 1 com porosidades de 5% e inferiores com porosidades de 15%, relativamente à abertura 2. Tratando-se do mesmo escoamento a simular, esta relação é igualmente verificada para o modelo *Realizable k - ϵ* . Note-se que os valores de U menores resultantes do modelo *Realizable k - ϵ* estão de acordo com o esperado, pois os valores de pressão média nas aberturas são maiores para o mesmo modelo de turbulência (Tabelas 6.2 e 6.3).

Ainda na Tabela 6.5, são verificados Q_m e R_{int} idênticos nas duas aberturas (com variação máxima de 3,601% para aberturas de 5% e máxima, em módulo, de 9,688% para aberturas de 15%), comprovando-se a conservação de massa e justificando a apresentação apenas dos resultados para a abertura 1 no estudo de Águas, F. 2020 [8] (Tabela 6.7).

Tabela 6.5: Velocidade média e caudal mássico nas aberturas 1 e 2

Porosidade [%]	Temperatura [°C]	Modelo	Velocidade Média [m/s]		Caudal Mássico [kg/s]		Taxa de Renovação do Ar	
			Abertura 1	Abertura 2	Abertura 1	Abertura 2	Abertura 1	Abertura 2
5	40	Realizable k-e	4,196	4,187	3,212	3,206	152,254	151,943
		SST k-w	5,036	4,860	3,855	3,721	182,732	176,378
	80	Realizable k-e	4,197	4,187	3,213	3,206	152,286	151,949
		SST k-w	5,036	4,861	3,855	3,721	182,735	176,382
15	40	Realizable k-e	4,674	4,989	10,729	11,454	508,555	542,895
		SST k-w	5,119	5,668	11,753	13,013	557,073	616,795
	80	Realizable k-e	4,671	4,989	10,722	11,454	508,238	542,912
		SST k-w	5,119	5,668	11,752	13,013	557,060	616,819

Na Tabela 6.8 é evidenciada a variação dos resultados obtidos neste estudo relativamente ao estudo de Águas, F. [8], para a abertura 1, denotando-se uma maior diferença geral dos valores obtidos para a porosidade de 5%, nomeadamente com o modelo *Realizable k - ϵ* .

Tabela 6.6: Variação entre modelos utilizados e a diferença de pressão relativamente ao estudo de Águas, F. 2020 [8]

Porosidade [%]	Temperatura [°C]	Modelo	Caudal Mássico [kg/s]		Taxa de Renovação do Ar		Variação entre estudos [%]	
			Abertura 1	Abertura 2	Abertura 1	Abertura 2	Caudal Mássico	Taxa de Renovação do Ar
5	40	Realizable k-e	3,212	3,206	152,254	151,943	-11,536	10,831
		SST k-w	3,855	3,721	182,732	176,378	2,394	3,231
	80	Realizable k-e	3,213	3,206	152,286	151,949	-11,517	10,831
		SST k-w	3,855	3,721	182,735	176,382	2,396	3,233
15	40	Realizable k-e	10,729	11,454	508,555	542,895	-2,983	-2,205
		SST k-w	11,753	13,013	557,073	616,795	4,144	4,988
	80	Realizable k-e	10,722	11,454	508,238	542,912	-3,044	-2,266
		SST k-w	11,752	13,013	557,060	616,819	4,142	4,986

Tabela 6.7: Velocidade média, caudal mássico e taxa de renovação na abertura 1 (Águas, F. 2020 [8])

Porosidade [%]	Temperatura [°C]	Modelo	Abertura 1		
			Velocidade Média [m/s]	Caudal mássico [kg/s]	Taxa de Renovação do Ar
5	-	Realizable k-e	4,743	3,631	170,748
		SST k-w	4,917	3,765	177,012
15	-	Realizable k-e	4,815	11,059	520,020
		SST k-w	4,913	11,285	530,604

Tabela 6.8: Variação da taxa de renovação do ar relativamente ao estudo de Águas, F. 2020 [8]

Porosidade [%]	Temperatura [°C]	Modelo	Variação entre estudos [%]	
			Caudal Mássico	Taxa de Renovação do Ar
5	40	Realizable k-e SST k-w	-11,536 2,394	-10,831 3,231
	80	Realizable k-e SST k-w	-11,517 2,396	-10,813 3,233
15	40	Realizable k-e SST k-w	-2,983 4,144	-2,205 4,988
	80	Realizable k-e SST k-w	-3,044 4,142	-2,266 4,986

CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

Na presente dissertação, o principal objetivo é o estudo da libertação de calor e ocupação de um edifício em comunicação com o exterior através de um programa de mecânica dos fluidos computacional, o ANSYS Fluent.

Para esse efeito, este trabalho encontra-se dividido em três partes principais. Primeiramente, nos Capítulos 2 e 3 são descritos os conceitos base da ventilação de edifícios, seguido do escoamento em torno dos mesmos onde é descrita a camada limite atmosférica e os princípios para a reproduzir. Sendo também apresentada a regulamentação nacional NP EN 1991-1-4:2010, onde são expostas as orientações para determinação das ações do vento em diferentes tipos de terreno. No mesmo capítulo, é ainda introduzido o coeficiente de pressão.

Seguidamente, no Capítulo 4 é exposta uma revisão bibliográfica sobre a modelação computacional onde são abordadas as equações fundamentais na resolução do escoamento e respetivo tratamento da turbulência. A lei de parede e o coeficiente de transferência de calor por convecção são igualmente abordadas.

Por último, no Capítulo 5 é descrito o caso de estudo, nomeadamente o seu domínio, geometria do edifício com diferentes aberturas e uma fonte de calor, bem como os parâmetros utilizados nas simulações. Sendo assim possível obter os resultados apresentados e discutidos no Capítulo 6.

Na realização deste trabalho surgiram algumas adversidades próprias da utilização do programa. A malha surgiu de processos iterativos, necessitando de sucessivos refinamentos a fim de obter a qualidade desejada. Posteriormente, houve necessidade de reduzir o número total de elementos para que as simulações não constituíssem elevado peso computacional. A solução encontrada consistiu na subdivisão do domínio, possibilitando a geração de uma malha em conformidade com as indicações referidas na bibliografia consultada.

Antes da análise do caso de estudo desta dissertação, foram realizadas duas validações para corroborar a utilização do plano de simetria e das condições de fronteira impostas.

Na validação do estudo experimental realizado em túnel de vento por Hoxey et al., 2002 [9], recriado em CFD por Richards et al., 2002 [10], para o coeficiente de pressão

em torno de um cubo de aresta igual a 6 [m] obtiveram-se resultados semelhantes. Desta forma, verificou-se que as variações na estabilidade do domínio a jusante do cubo opaco (impostas pela UDF) não interferem de forma significativa nos resultados. Novamente, os restantes parâmetros da simulação foram testados e comprovados. Nesta situação foram utilizados os modelos de turbulência SST $k - \omega$ e, com a opção de *Standard Wall Functions* para tratamento da lei de parede, os modelos *Standard $k - \epsilon$* , *Realizable $k - \epsilon$* e *RNG $k - \epsilon$* . Da análise dos resultados obtidos, concluiu-se que os modelos *RNG $k - \epsilon$* e *SST $k - \omega$* foram os que melhor modelaram o coeficiente de pressão, quando comparados com o estudo experimental.

Na validação do estudo experimental e numérico realizados por Meinders et al., 1999 [11] e Defraeye et al., 2010 [6], respetivamente, para o coeficiente de transferência de calor, permitiram novamente a confirmação de valores na mesma ordem de grandeza. Nesta situação foram analisadas as transferências de calor em torno de uma camada de epoxy, de aresta igual a 15 [mm] e espessura de 1,5 [mm], inserido num escoamento com reduzidos números de *Reynolds* ($Re = 4,6 \times 10^3$), por não se encontrar disponível estudos para validação de h_c aplicados a edifícios e para elevados números de *Reynolds* [49]. Comprovando-se novamente a correta utilização do plano de simetria e dos restantes parâmetros utilizados na simulação. Para os modelos SST $k - \omega$, com e sem a opção *Low-Reynolds-Number Correction*, e os restantes modelos, com a opção de *Enhanced Wall Treatment*, *Standard $k - \epsilon$* , *RNG $k - \epsilon$* e *Realizable $k - \epsilon$* obtiveram-se resultados semelhantes ao estudo experimental. O mesmo não se sucedeu para *Realizable $k - \epsilon$* , com a opção *Standard Wall Functions*, o que era esperado considerando o intervalo de $y^+ \approx 1$. Comprovando desta forma a necessidade de selecionar *Enhanced Wall Treatment*, nos modelos com essa opção, para simulações de $y^+ < 5$.

No caso de estudo foi considerado um edifício, de arestas iguais a 5 [m] e espessura de 15 [cm], para duas aberturas iguais de 5 e 15% da área da fachada, onde é inserido uma fonte de calor cúbica (com 1 [m] de aresta) com temperaturas impostas de 40 e 80 [°C]. O perfil de velocidades utilizado é o mesmo da validação do coeficiente de pressão, do tipo CLA para um terreno do tipo I, e as condições de fronteira aplicada resultam do conhecimento e experiência adquiridos nas etapas anteriores deste projeto (Secção 5.4.1).

São utilizados os modelos *Realizable $k - \epsilon$* , com a opção de *Standard Wall Functions*, e SST $k - \omega$ verificando-se novamente maior estabilidade do domínio a jusante do cubo para o segundo. Independentemente do modelo, são observadas velocidades inferiores no interior do edifício para as aberturas de 15%, particularmente entre a fonte de calor e a parede jusante do edifício. No campo de pressões ocorre a situação oposta, tanto no exterior como no interior do edifício. A transferência de calor é também afetada pela dimensão das aberturas, particularmente no topo e na lateral do cubo, alterando a direção da pluma térmica.

A variação de pressão nas aberturas confirma a diminuição de pressão no sentido do escoamento, no interior do edifício, atingindo valores negativos a jusante do mesmo. Estes valores podem ser justificados pelo efeito de estrangulamento do ar promovido pelas

aberturas, não sendo significativamente afetados pela variação da temperatura imposta na fonte de calor. Em conformidade com estudo de Defraeye et al., 2010 [6], os valores de h_c são mais elevados na face jusante da fonte de calor, aproximadamente constantes na face jusante e com maiores variações entre modelos na face de topo, seguida da face lateral. A variação da transferência de calor por convecção é inversamente proporcional à diferença de temperaturas, observando-se por isso uma distribuição de h_c idêntica para ambas as temperaturas impostas na fonte de calor. A conservação de massa no interior do edifício é verificada pelo caudal mássico e taxa de renovação do ar semelhantes na entrada e saída do edifício, comparando os resultados com e sem ocupação do seu interior são observadas maiores variações para aberturas de 5 % inferiores para o modelo *Realizable* $k - \epsilon$.

Como trabalhos futuros, não deixaria de ser interessante testar diferentes localizações das aberturas promovendo diferentes estratégias de ventilação no edifício, como por exemplo a ventilação unilateral ou por efeito de chaminé, com diferentes conjugações das áreas das aberturas. Da mesma forma que também seria possível definir diferentes geometrias para a fonte de calor e diferentes temperaturas impostas, promovendo a geração de uma pluma térmica maior.

BIBLIOGRAFIA

- [1] J. M. Lourenço. *The NOVAthesis L^AT_EX Template User's Manual*. NOVA University Lisbon. 2021. URL: <https://github.com/joaomlourenco/novathesis/raw/master/template.pdf> (ver p. v).
- [2] *barlavento* | Definição ou significado de barlavento no Dicionário Infopédia da Língua Portuguesa. URL: <https://www.infopedia.pt/dicionarios/lingua-portuguesa/barlavento> (acedido em 03/02/2021) (ver p. xxv).
- [3] Conceito.de. *Conceito de orografia*. 2014. URL: <https://conceito.de/orografia> (acedido em 11/02/2021) (ver p. xxv).
- [4] Dicionário Priberam. *purgar - Dicionário Online de Português Contemporâneo*. URL: <https://dicionario.priberam.org/purgar> (acedido em 03/02/2021) (ver p. xxv).
- [5] M. W. Liddament. *A guide to energy efficient ventilation*. Rel. téc. AIVC, 1996, 19–29 e 87–115. arXiv: ISBN0946075859 (ver pp. 1, 6–11).
- [6] T. Defraeye, B. Blocken e J. Carmeliet. “CFD analysis of convective heat transfer at the surfaces of a cube immersed in a turbulent boundary layer”. Em: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 53 (1-3 jan. de 2010), pp. 297–308. ISSN: 00179310. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2009.09.029 (ver pp. 2, 31, 33, 39, 40, 45, 46, 54, 62, 63, 68–70, 72–74, 94, 100, 101).
- [7] M. Branco. “Simulação Numérica de Camada Limite Atmosférica no Estudo da Interação Aerodinâmica pela Ação do Vento em Edifícios”. Tese de Mestrado não publicada. Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade NOVA de Lisboa - FCT, 2020 (ver pp. 2, 56, 58, 60).
- [8] F. Águas. “Modelação em Fluent da ventilação natural de um edifício em comunicação com o exterior”. Tese de Mestrado não publicada. Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade NOVA de Lisboa - FCT, 2020 (ver pp. 2, 53, 54, 56, 58, 93, 94, 96–98).

- [9] P. J. Richards, A. D. Quinn e S. Parker. “A 6 m cube in an atmospheric boundary layer flow Part 1. Full-scale and wind-tunnel results”. Em: *Wind and Structures, An International Journal* 5.2-4 (2002), pp. 165–176. DOI: 10.12989/was.2002.5.2_3_4.165 (ver pp. 2, 33, 62, 63, 66, 99).
- [10] P. J. Richards, A. D. Quinn e S. Parker. “A 6 m cube in an atmospheric boundary layer flow Part 2. Computational solutions”. Em: *Wind and Structures, An International Journal* 5.2-4 (2002), pp. 177–192. ISSN: 12266116. DOI: 10.12989/was.2002.5.2_3_4.177 (ver pp. 2, 31, 33, 54, 60, 62, 63, 66–68, 99).
- [11] E. R. Meinders, K. Hanjalic e R. J. Martinuzzi. “Experimental study of the local convection heat transfer from a wall-mounted cube in turbulent channel flow”. Em: *Journal of Heat Transfer* 121 (3 1999), pp. 564–573. ISSN: 15288943. DOI: 10.1115/1.2826017 (ver pp. 2, 33, 45, 62, 63, 68, 70, 100).
- [12] J. M. Schultz. *Natural ventilation with heat recovery*. Rel. téc. Dinamarca: Laboratoriet for Varmeisolering, 1993, p. 66 (ver pp. 7, 12).
- [13] A. J. Martin. *Control of natural ventilation*. Rel. téc. BSRIA, 1995, pp. 19–115. arXiv: ISBN0946075859 (ver pp. 7, 8).
- [14] ProjetEEE. *Ventilação em Pátios Internos*. URL: <http://projeteee.mma.gov.br/implementacao/ventilacao-em-patios-internos/> (acedido em 03/02/2021) (ver p. 11).
- [15] A. P. S. Freire. “Teoria de Camada Limite”. Em: (1990), p. 130 (ver p. 13).
- [16] J. R. Garratt. “The atmospheric boundary layer”. Em: *Cambridge University Press* (1992), p. 316 (ver pp. 13, 15).
- [17] J. Revuz. “Numerical simulation of the wind flow around a tall building and its dynamic response to wind excitation”. Tese de doutoramento. Tese de doutoramento, University of Nottingham, 2011. URL: <http://eprints.nottingham.ac.uk/id/eprint/13151> (ver pp. 14, 31, 46, 47, 54).
- [18] R. I. HARRIS. “The structure of strong winds”. Em: *Proc. CIRIA Conf. on Wind Engineering in the Eighties* (1981). URL: <https://scisearch.nii.ac.jpnaid10011268953en> (ver p. 15).
- [19] CEN. *Eurocodigo 1 : Acções em estruturas — Acções gerais — Part 1-4 : Acções do vento*. Vol. 4. Bruxelas, 2010, pp. 1–148. DOI: NPEN1991-1-4 (ver pp. 16, 18, 19, 125).
- [20] W. D. Baines. “Effect of Velocity Distribution on Wind Loads and Flow Patterns on Buildings”. Em: *National Physical Laboratory* 26-28 (1963), pp. 198–225 (ver p. 20).
- [21] Britannica. *Fluid*. 2011. URL: <https://www.britannica.com/science/fluid-physics> (acedido em 10/02/2021) (ver p. 22).
- [22] A. K. Deborah e K. J. Michael. *Introduction to Thermal and Fluids Engineering*. 2005. ISBN: 1-119-28968-8 (ver p. 22).

- [23] H. K. Versteeg e W. Malalasekera. *An Introduction to Computational Fluid Dynamics*. 2007, p. 495. ISBN: 9780131274983. DOI: 10.5860/choice.43-4683 (ver pp. 22, 23, 25, 26, 32, 33, 47, 52, 54).
- [24] H. Schlichting. *Baunday-Layer Theory*. 7^a ed. Nova York: McGraw-Hill, 1979 (ver pp. 29–31).
- [25] P. Karava, T. Stathopoulos e A. Athienitis. “Wind Driven Flow through Openings – A Review of Discharge Coefficients”. Em: *International Journal of Ventilation* 3.3 (2004), pp. 255–266. ISSN: 1473-3315. DOI: 10.1080/14733315.2004.11683920 (ver p. 31).
- [26] ANSYS Inc. *ANSYS Fluent User's Guide*. 15.0. 2013. ISBN: 9781467348669 (ver pp. 33, 36, 43, 44, 46–52, 59, 69).
- [27] B. Launder e D. Spalding. “The numerical computation of turbulent flows”. Em: *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 3.2 (1974), pp. 269–289. ISSN: 0045-7825. DOI: [https://doi.org/10.1016/0045-7825\(74\)90029-2](https://doi.org/10.1016/0045-7825(74)90029-2). URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0045782574900292> (ver pp. 34, 52).
- [28] ANSYS Inc. *Ansys Fluent Theory Guide*. 14.0. 2011. URL: <http://scholar.google.com/scholar?hl=en&btnG=Search&q=intitle:ANSYS+FLUENT+Theory+Guide#0> (ver pp. 34–38, 40–42, 44–46, 51, 52).
- [29] B. E. Launder e D. B. Spalding. *Lectures in mathematical models of turbulence*. Academic Press, 1972 (ver pp. 34, 39).
- [30] A. OrszagS et al. “Renormalization Group Modeling and Turbulence Simulations.” Em: 1993 (ver p. 35).
- [31] T.-H. Shih et al. “A new k- eddy viscosity model for high reynolds number turbulent flows”. Em: *Computers Fluids* 24.3 (1995), pp. 227–238. ISSN: 0045-7930. DOI: [https://doi.org/10.1016/0045-7930\(94\)00032-T](https://doi.org/10.1016/0045-7930(94)00032-T). URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/004579309400032T> (ver p. 36).
- [32] S.-E. Kim, D. Choudhury e B. Patel. “Computations of Complex Turbulent Flows Using the Commercial Code Fluent”. Em: *Modeling Complex Turbulent Flows*. Ed. por M. D. Salas, J. N. Hefner e L. Sakell. Dordrecht: Springer Netherlands, 1999, pp. 259–276. ISBN: 978-94-011-4724-8. DOI: 10.1007/978-94-011-4724-8_15. URL: https://doi.org/10.1007/978-94-011-4724-8_15 (ver p. 36).
- [33] F. R. Menter. “Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications”. Em: *AIAA Journal* 32.8 (ago. de 1994), pp. 1598–1605. DOI: <https://doi.org/10.2514/3.12149> (ver p. 37).

- [34] B. Mauritz. *Targeting a Specific y^+ Value for your Turbulent Flow CFD Simulation (Part 1)*. 2019. URL: <https://simteq.co.za/blog/targeting-a-specific-y-value-for-your-turbulent-flow-cfd-simulation-part-1/> (acedido em 22/01/2021) (ver p. 40).
- [35] SIMSCALE. *What is y^+ ($yplus$)?* 2020. URL: <https://www.simscale.com/forum/t/what-is-y-yplus/82394> (acedido em 10/11/2021) (ver p. 40).
- [36] B. E. Launder. "On the Computation of Convective Heat Transfer in Complex Turbulent Flows". Em: *Journal of Heat Transfer* 110.4b (nov. de 1988), pp. 1112–1128. ISSN: 0022-1481. DOI: 10.1115/1.3250614. eprint: <https://asmedigitalcollection.asme.org/heattransfer/article-pdf/110/4b/1112/5910003/1112\1.pdf>. URL: <https://doi.org/10.1115/1.3250614> (ver pp. 41, 44).
- [37] C. L. V. Jayatilleke. "The Influence of Prandtl Number and Surface Roughness on the Resistance of the Laminar Sublayer to Momentum and Heat Transfer". Imperial College of Science e Technology, 1966 (ver p. 41).
- [38] J. R. Cash e A. H. Karp. "A Variable Order Runge-Kutta Method for Initial Value Problems with Rapidly Varying Right-Hand Sides". Em: *ACM Transactions on Mathematical Software (TOMS)* 16.3 (1990), pp. 201–222. ISSN: 15577295. DOI: 10.1145/79505.79507 (ver p. 43).
- [39] Zhang. "General rights CFD simulation of neutral ABL flows". Em: (2009). URL: www.risoe.dtu.dk (ver p. 43).
- [40] J. Franke et al. "Recommendations on the use of CFD in wind engineering". Em: *COST Action C14: Impact of Wind and Storm on City Life and Urban Environment* July 2014 (2004) (ver pp. 43, 52, 54).
- [41] M. C. W. T. E. R. C. on Flow Turbulence e Combustion. *ERCOFTAC best practice guidelines : ERCOFTAC special interest group on "quality and trust in industrial CFD"*. ERCOFTAC, 2000 (ver p. 45).
- [42] O. Garbrecht. "Large eddy simulation of three-dimensional mixed convection on a vertical plate". Tese de doutoramento. Ago. de 2017. DOI: 10.18154/RWTH-2018-221554 (ver p. 45).
- [43] ANSYS Inc. *ANSYS Meshing Application Introduction - Appendix A, Mesh Quality*. 2009 (ver p. 48).
- [44] ANSYS Inc. *Solver Settings Customer Training Material*. 2010 (ver p. 49).
- [45] T. BARTH e D. JESPERSEN. "The design and application of upwind schemes on unstructured meshes". Em: *27th Aerospace Sciences Meeting*. DOI: 10.2514/6.1989-366. eprint: <https://arc.aiaa.org/doi/pdf/10.2514/6.1989-366>. URL: <https://arc.aiaa.org/doi/abs/10.2514/6.1989-366> (ver p. 51).

-
- [46] F. Baetke, H. Werner e H. Wengle. “Numerical simulation of turbulent flow over surface-mounted obstacles with sharp edges and corners”. Em: *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 35 (1990), pp. 129–147. ISSN: 0167-6105. DOI: [https://doi.org/10.1016/0167-6105\(90\)90213-V](https://doi.org/10.1016/0167-6105(90)90213-V). URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/016761059090213V> (ver p. 54).
- [47] I. P. Castro e A. G. Robins. “The flow around a surface-mounted cube in uniform and turbulent streams”. Em: *Journal of Fluid Mechanics* 79.2 (1977), pp. 307–335. ISSN: 14697645. DOI: 10.1017/S0022112077000172 (ver p. 63).
- [48] M. Tsuchiya et al. “Development of a new $k\epsilon$ model for flow and pressure fields around bluff body”. Em: *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 67 (1997), pp. 169–182 (ver p. 64).
- [49] M. T. Kahsay, G. Bitsuamlak e F. Tariku. “Numerical Simulation of Forced Convective Heat Transfer Coefficients on the Facade of Low-And High-Rise Buildings”. Em: *AEI 2017: Resilience of the Integrated Building - Proceedings of the Architectural Engineering National Conference 2017* (2017), pp. 266–278. DOI: 10.1061/9780784480502.022 (ver pp. 68, 100).

| A

MALHA 2 UTILIZADA NO CASO DE ESTUDO

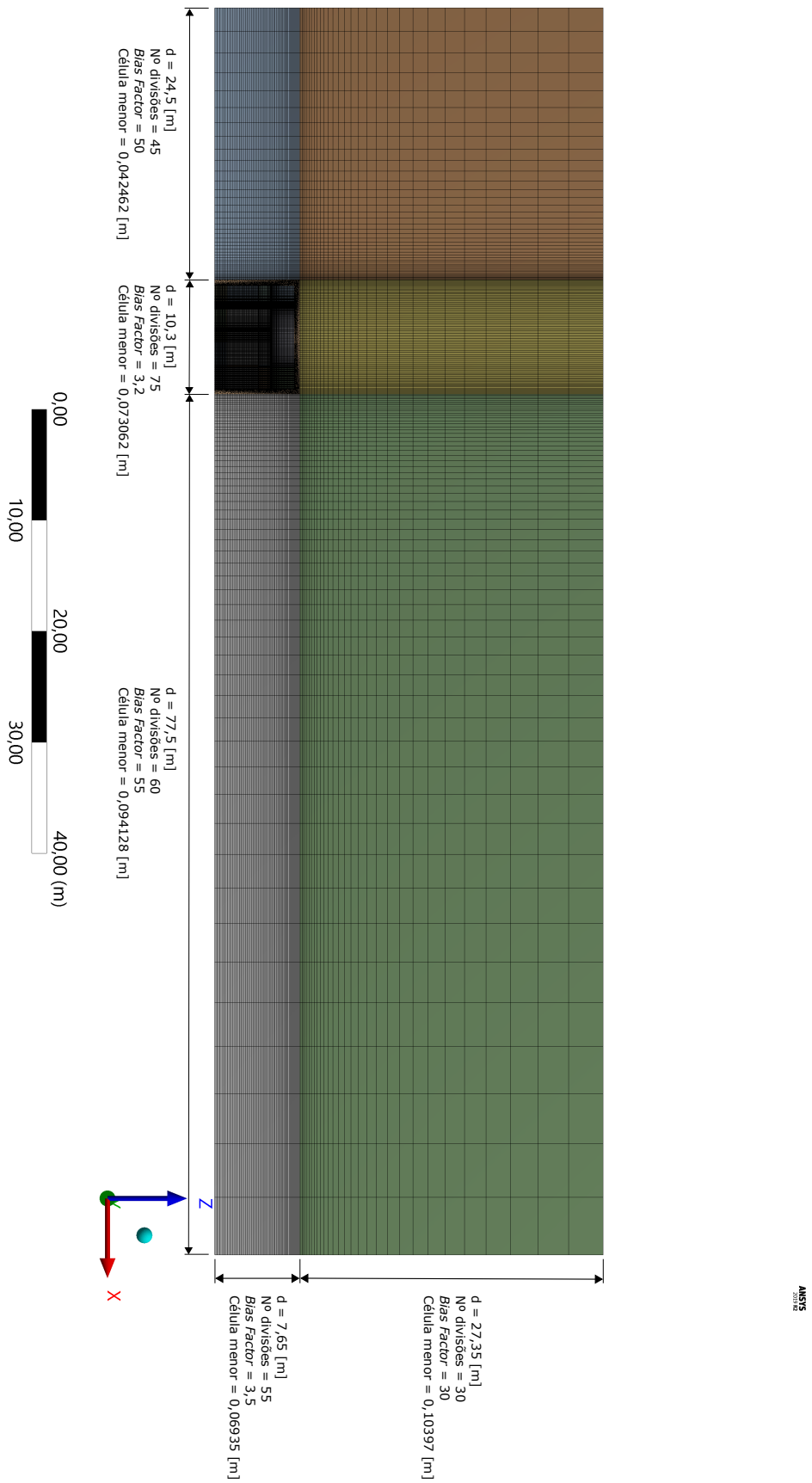


Figura A.1: Parâmetros da malha 2 no plano XZ

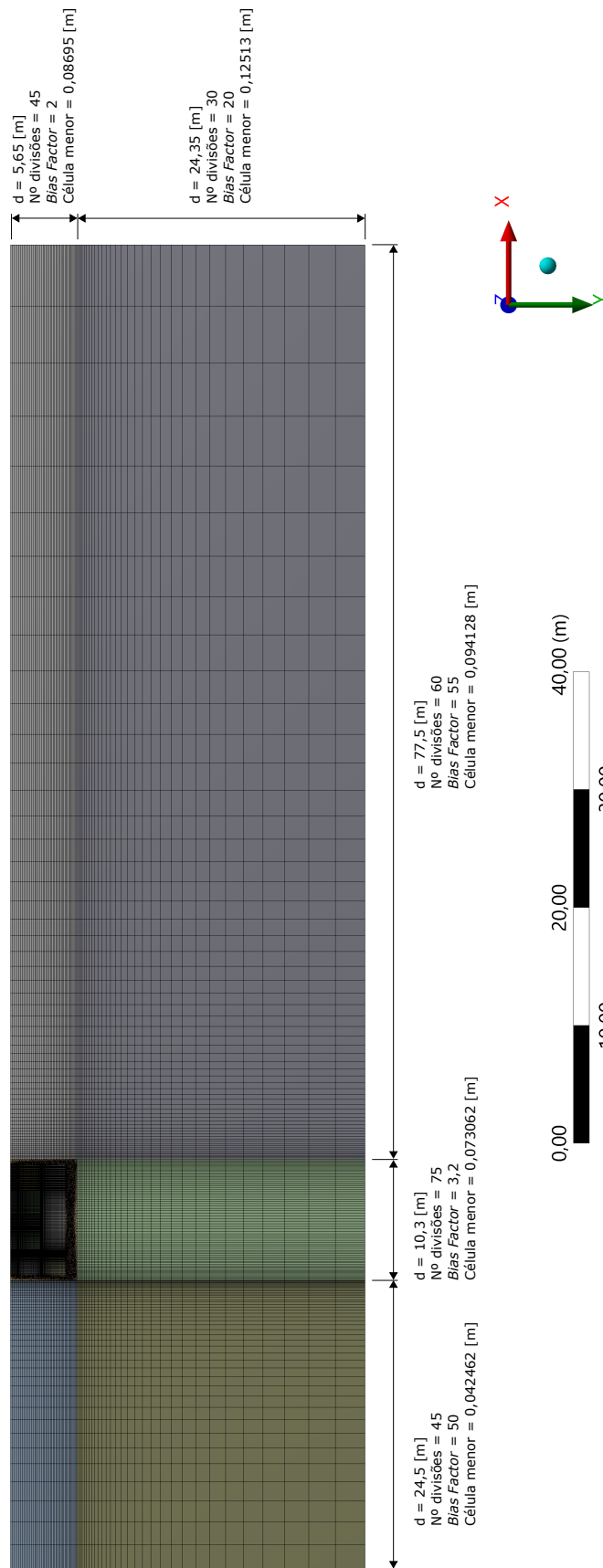


Figura A.2: Parâmetros da malha 2 no plano XY

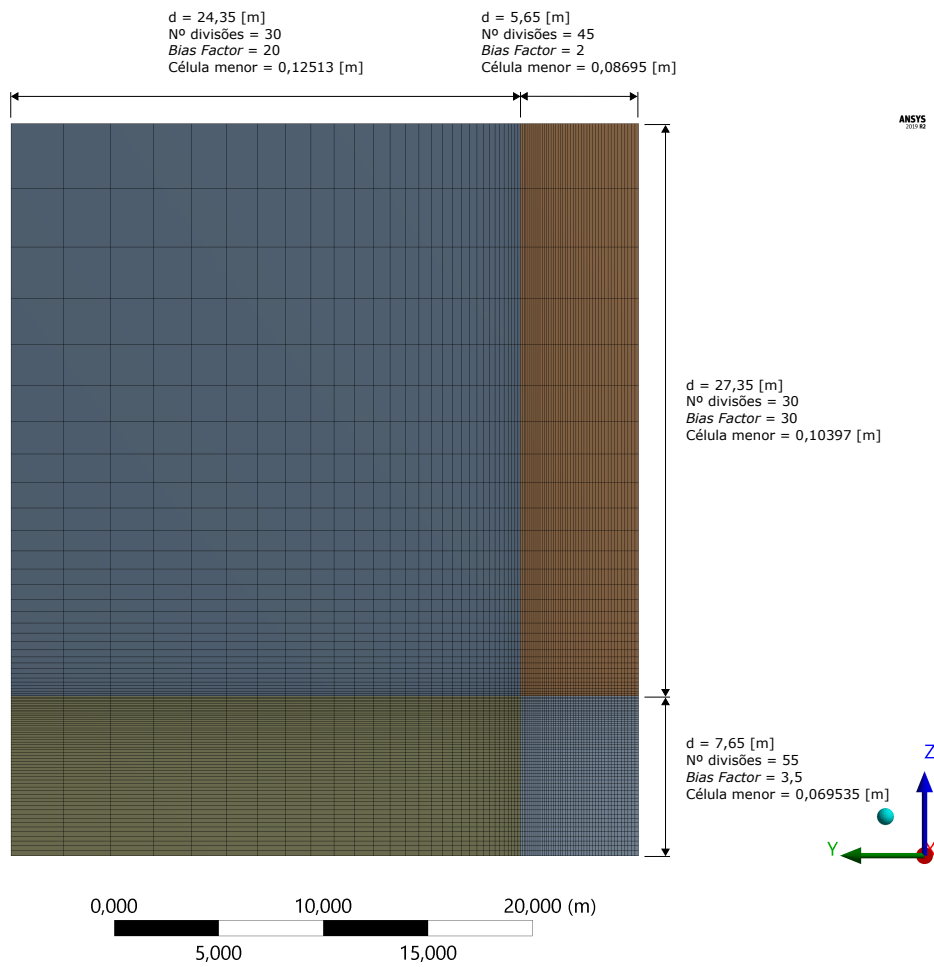


Figura A.3: Parâmetros da malha 2 no plano YZ

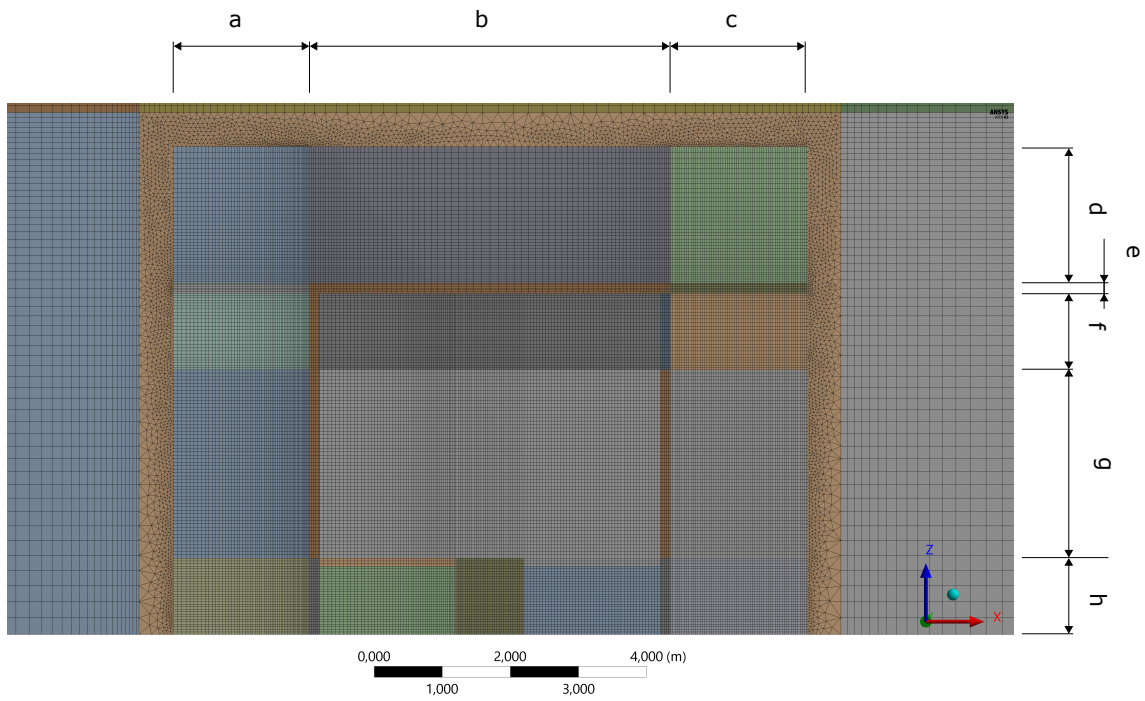


Figura A.4: Parâmetros da malha 2 no plano XZ - Aproximado

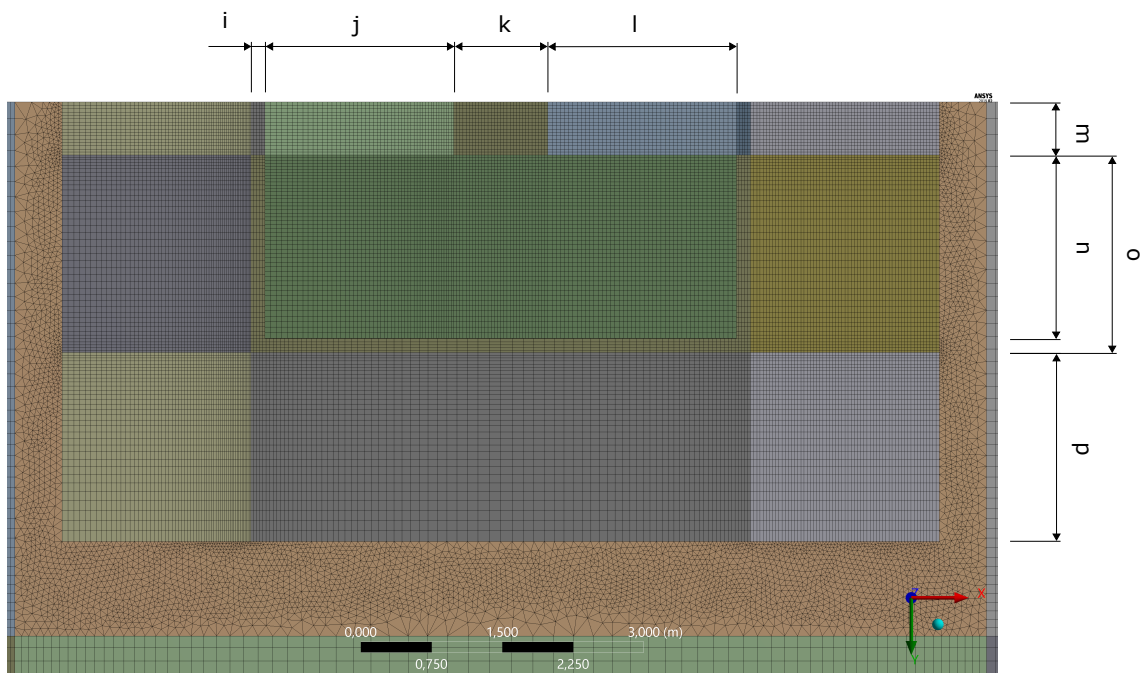


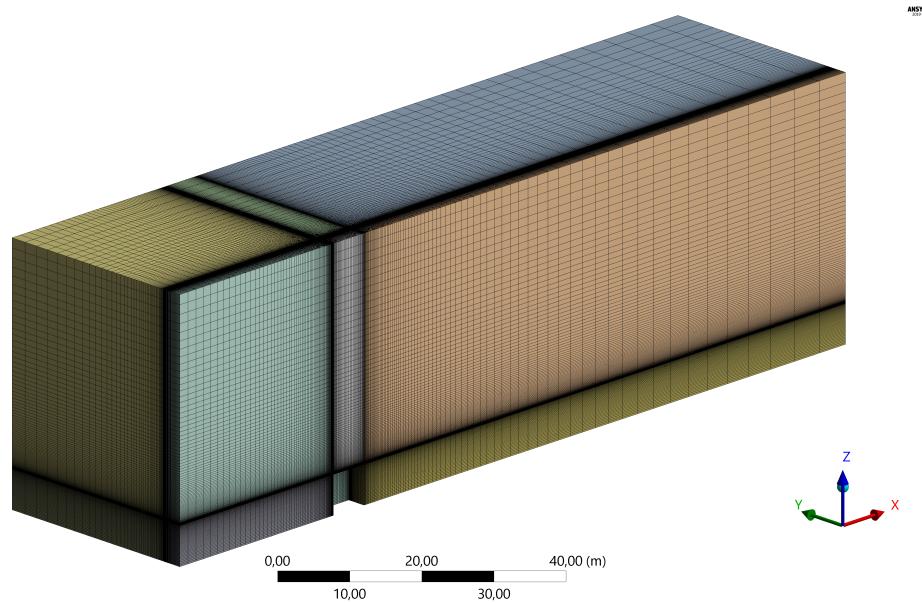
Figura A.5: Parâmetros da malha 2 no plano XY - Aproximado

APÊNDICE A. MALHA 2 UTILIZADA NO CASO DE ESTUDO

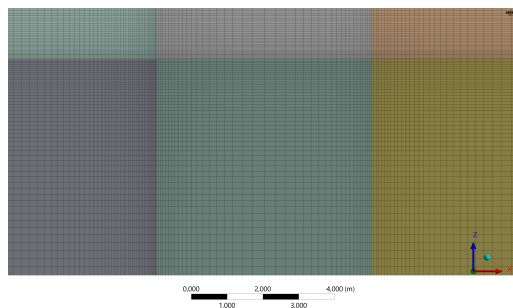
Tabela A.1: Parâmetros da malha 2 para aberturas de 5% e 15%

	a		b		c		d	
Abertura	5 %	15 %	5 %	15 %	5 %	15 %	5 %	15 %
Dimensão [m]	2	2	5,3	5,3	2	2	2	2
Nº Divisões	60	60	80	80	60	60	38	38
<i>Bias Factor</i>	4,5	4,5	4	4	-	-	2,8	2,8
Célula Menor [m]	0,04428	0,014280	0,030492	0,030492	0,0333333	0,0333333	0,030035	0,030035
	e		f		g		h	
Dimensão [m]	0,15	0,15	1,118	1,936	2,764	1,128	1,118	1,936
Nº Divisões	6	6	25	52	55	22	30	52
<i>Bias Factor</i>	-	-	2	2	-	-	-	-
Célula Menor [m]	0,0250000	0,0250000	0,031374	0,025765	0,050255	0,051273	0,039330	0,037440
	i		j		k		l	
Dimensão [m]	0,15	0,15	2	2	1	1	2	2
Nº Divisões	5	5	50	50	30	30	45	45
<i>Bias Factor</i>	-	-	2,5	2,5	-	-	-	-
Célula Menor [m]	0,030000	0,030000	0,024400	2,024400	0,033333	0,033333	0,044444	0,04444
	m		n		o		p	
Dimensão [m]	0,559	0,968	1,941	1,532	2,091	1,682	2	2
Nº Divisões	16	55	45	36	40	32	32	32
<i>Bias Factor</i>	-	-	2	2	4	4	4	4
Célula Menor [m]	0,038821	0,017333	0,029870	0,029464	0,023960	0,024040	0,028737	0,028737

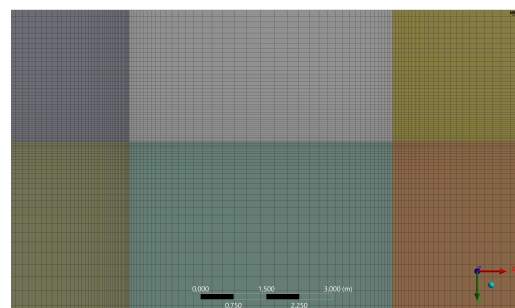
MALHA PARA VALIDAÇÃO DO COEFICIENTE DE PRESSÃO DE PRESSÃO



(a) Vista em perspectiva



(b) Zona do edifício - Plano XZ



(c) Zona do edifício - Plano XY

Figura B.1: Malha utilizada para validação do C_p

VALORES DE y^+ PARA VALIDAÇÃO DO COEFICIENTE DE PRESSÃO

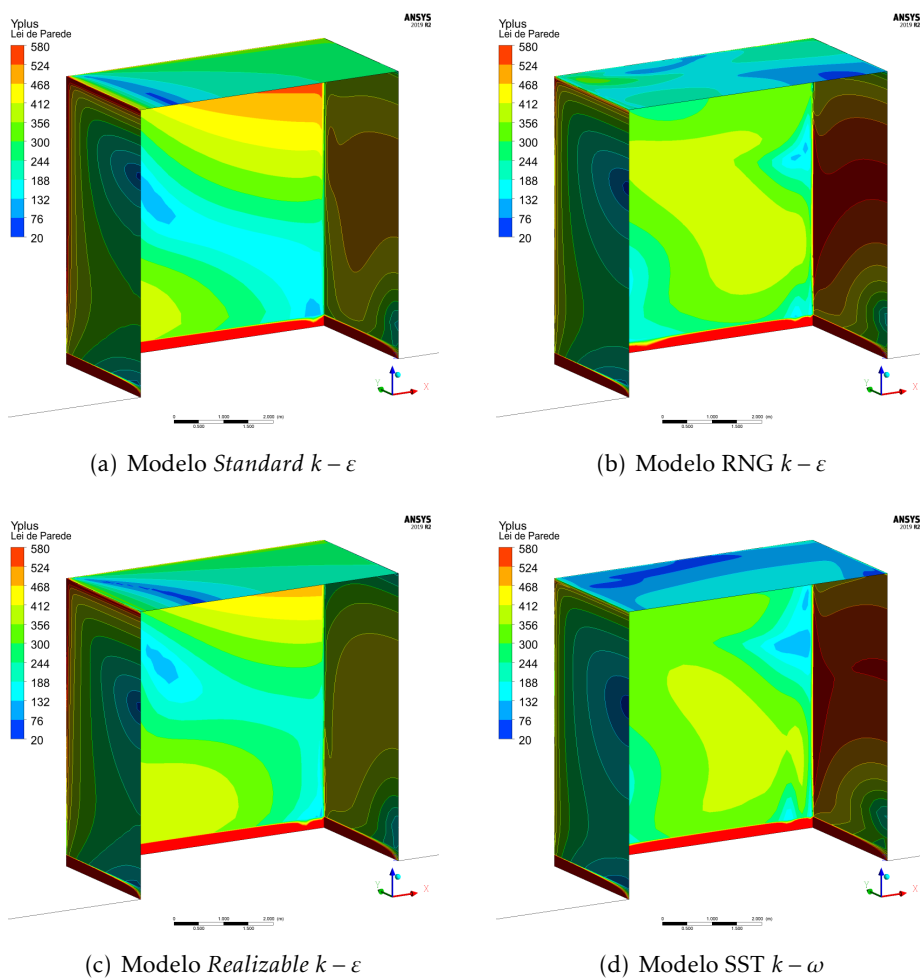
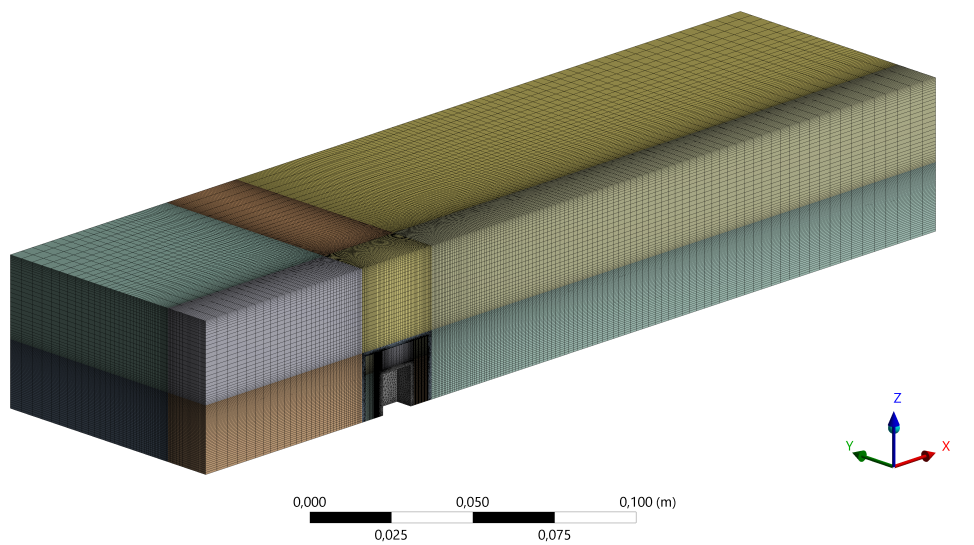
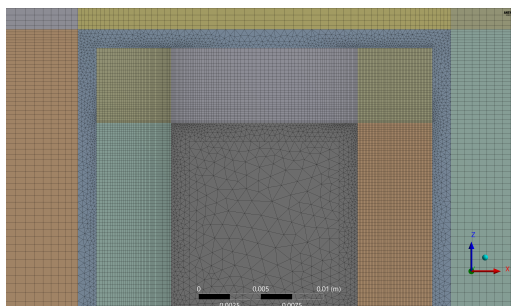


Figura C.1: Valores de y^+ utilizados para validação do C_p

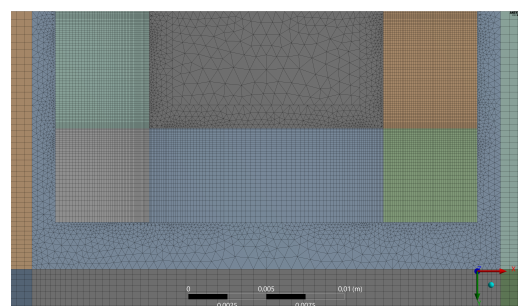
MALHA PARA VALIDAÇÃO DO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR POR CONVECÇÃO



(a) Vista em perspectiva



(b) Zona do edifício - Plano XZ



(c) Zona do edifício - Plano XY

Figura D.1: Malha utilizada para validação do h_c

| E

VALORES ADIMENSIONAIS DE y PARA
VALIDAÇÃO DO COEFICIENTE DE
TRANSFERÊNCIA DE CALOR POR
CONVECÇÃO

APÊNDICE E. VALORES ADIMENSIONAIS DE γ PARA VALIDAÇÃO DO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR POR CONVECÇÃO

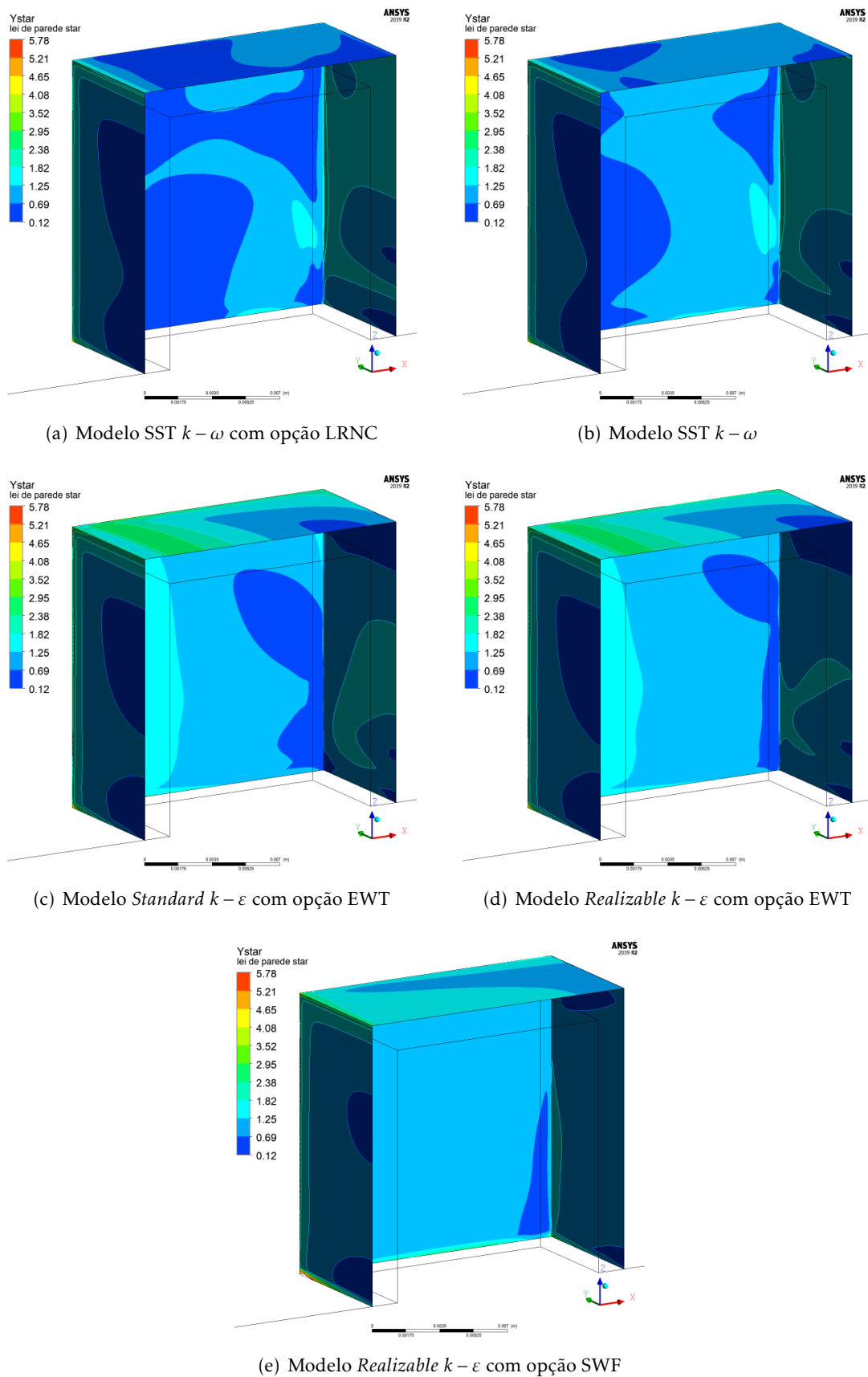
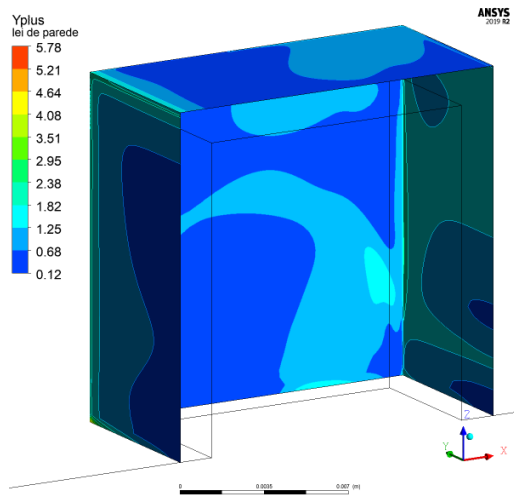
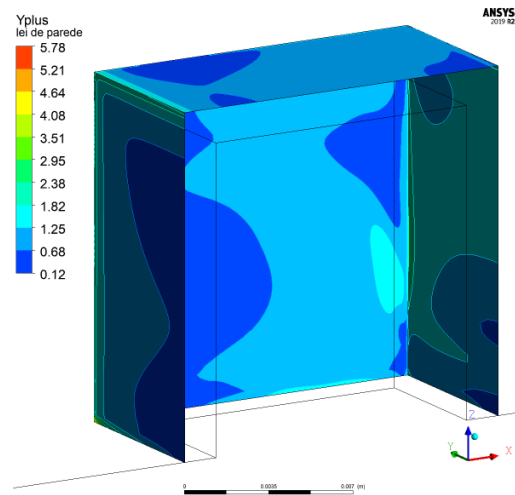


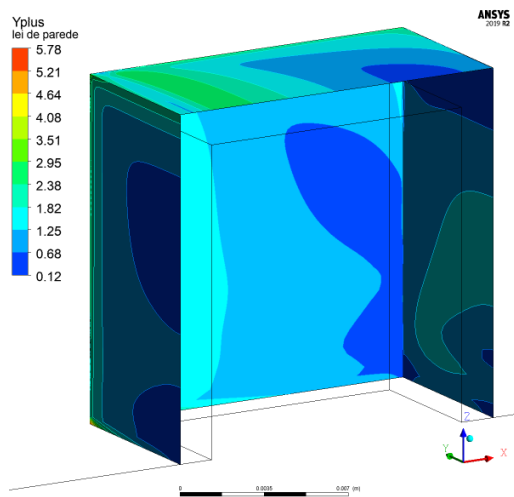
Figura E.1: Valores de γ^* utilizados para validação do h_c



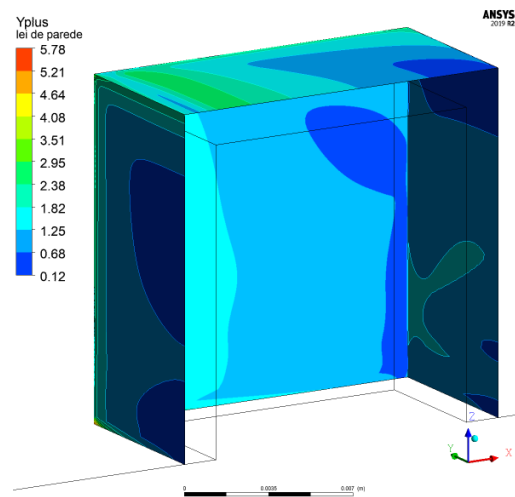
(a) Modelo SST $k - \omega$ com opção LRNC



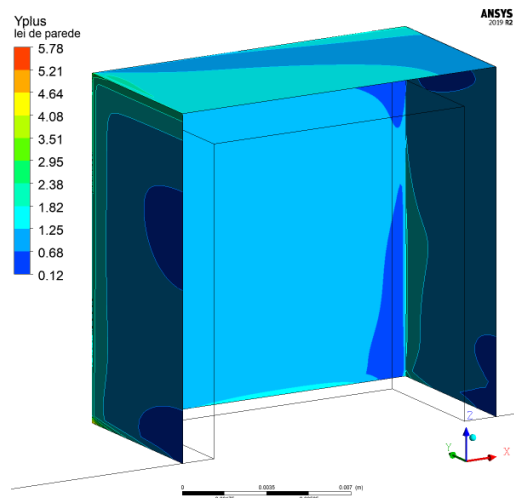
(b) Modelo SST $k - \omega$



(c) Modelo *Standard* $k - \epsilon$ com opção EWT



(d) Modelo *Realizable* $k - \epsilon$ com opção EWT



(e) Modelo *Realizable* $k - \epsilon$ com opção SWF

Figura E.2: Valores de y^+ utilizados para validação do h_c

ILUSTRAÇÃO DA RUGOSIDADE MÁXIMA DE CADA CATEGORIA DE TERRENO

Categoria de terreno 0

Mar ou zona costeira exposta aos ventos de mar



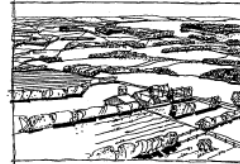
Categoria de terreno I

Lagos ou zona com vegetação negligenciável e livre de obstáculos



Categoria de terreno II

Zona de vegetação rasteira, tal como erva, e obstáculos isolados (árvores, edifícios) com separações entre si de, pelo menos, 20 vezes a sua altura



Categoria de terreno III

Zona com uma cobertura regular de vegetação ou edifícios, ou com obstáculos isolados com separações entre si de, no máximo, 20 vezes a sua altura (por exemplo: aldeias, zonas suburbanas, florestas permanentes)



Categoria de terreno IV

Zona na qual pelo menos 15 % da superfície está coberta por edifícios com uma altura média superior a 15 m



Figura I.1: Ilustração dos tipos de terreno [19]

USER DEFINED FUNCTION - UDF

```

1  /* PERFIL UM */
2
3  /* início da UDF */
4  #include "udf.h"
5
6
7  /* constantes - definidas para o perfil do tipo DOIS */
8  #define Z0 0.01 /* Comprimento de rugosidade -EC1 [m] */
9  #define ZMIN 1 /* Altura mínima - EC1 [m] */
10 #define ZOII 0.05 /* Comprimento de rugosidade do terreno tipo II -EC1 [m] */
11 #define Ub 10 /* Valor de referência da velocidade do vento - EC1 [m/s] */
12 #define co 1 /* Coeficiente de orografia - EC1 [m/s] */
13 #define ki 1 /* Coeficiente de turbulência - EC1 [m/s] */
14 #define Kvk 0.4 /* Constante de Von Karman */
15 #define kr 0.169756221765776 /* Coeficiente de terreno */
16
17
18
19
20 /* VELOCIDADE */
21
22 /* perfil de velocidade U(z) */
23 /* U(z)=Ub*cr*co */
24 /* cr - coeficiente de rugosidade - cr=kr*ln(z/Z0) */
25 /* kr - coeficienet de terreno - kr=0.19*((Z0/ZOII)^0.07) */
26 DEFINE_PROFILE(z_velocity_I,t,i)
27 {
28     real x[ND_ND];
29     real z;
30     face_t f;
31
32
33     begin_f_loop(f,t)
34     {
35         F_CENTROID(x,f,t);
36         z = x[2];

```

```

37
38   if(z<ZMIN)
39   F_PROFILE(f,t,i) = co*Ub*kr*log(ZMIN/Z0) ;
40   if(z>=ZMIN)
41   F_PROFILE(f,t,i) = co*Ub*kr*log(z/Z0) ;
42   }
43   end_f_loop(f,t)
44   }
45
46
47
48   /* TURBULÊNCIA */
49
50   /* Parâmetro Kappa - Energia cinética turbulenta */
51   /* Kappa = (3/2)*[U(z)*Iu(z)]^2 */
52   /* Iu(z)=ki/(co*ln(z/Z0)) */
53
54   DEFINE_PROFILE(kappa_I,t,i)
55   {
56   real x[ND_ND];
57   real z;
58   face_t f;
59
60
61   begin_f_loop(f,t)
62   {
63   F_CENTROID(x,f,t);
64   z = x[2];
65
66   if(z<ZMIN)
67   F_PROFILE(f,t,i) = (3/2)*((co*Ub*kr*log(ZMIN/Z0))*(ki/log(ZMIN/Z0)))*((co*Ub*kr*log(ZMIN
        ↪ /
68   Z0))*(ki/log(ZMIN/Z0))) ;
69   if(z>=ZMIN)
70   F_PROFILE(f,t,i) = (3/2)*((co*Ub*kr*log(z/Z0))*(ki/log(z/Z0)))*((co*Ub*kr*log(z/Z0))*(ki
        ↪ /
71   log(z/Z0))) ;
72   }
73   end_f_loop(f,t)
74   }
75
76   /* Parâmetro Epsilon - Taxa de dissipação de energia turbulenta */
77   /* Epsilon = [Ub*kr*Kvk]^3/(Kvk*z) */
78   DEFINE_PROFILE(epsilon_I,t,i)
79   {
80   real x[ND_ND];
81   real z;
82   face_t f;
83
84

```

```

85 begin_f_loop(f,t)
86 {
87 F_CENTROID(x,f,t);
88 z = x[2];
89
90 if(z<ZMIN)
91 F_PROFILE(f,t,i) = (Ub*kr*Kvk)*(Ub*kr*Kvk)*(Ub*kr*Kvk)/(Kvk*ZMIN) ;
92 if(z>=ZMIN)
93 F_PROFILE(f,t,i) = (Ub*kr*Kvk)*(Ub*kr*Kvk)*(Ub*kr*Kvk)/(Kvk*z) ;
94 }
95 end_f_loop(f,t)
96 }
97
98 /* Parâmetro Omega - Turbulent frequency */
99 /* Omega = Epsilon/Kappa */
100
101 DEFINE_PROFILE(omega_I,t,i)
102 {
103 real x[ND_ND];
104 real z;
105 face_t f;
106
107
108 begin_f_loop(f,t)
109 {
110 F_CENTROID(x,f,t);
111 z = x[2];
112
113 if(z<ZMIN)
114 F_PROFILE(f,t,i) = ((Ub*kr*Kvk)*(Ub*kr*Kvk)*(Ub*kr*Kvk)/(Kvk*ZMIN))/((3/2)*((co*Ub*kr*
    ↪ log
115 (ZMIN/Z0))*(ki/log(ZMIN/Z0)))*((co*Ub*kr*log(ZMIN/Z0))*(ki/log(ZMIN/Z0)))) ;
116 if(z>=ZMIN)
117 F_PROFILE(f,t,i) = ((Ub*kr*Kvk)*(Ub*kr*Kvk)*(Ub*kr*Kvk)/(Kvk*z))/((3/2)*((co*Ub*kr*log(z
    ↪ /
118 Z0))*(ki/log(z/Z0)))*((co*Ub*kr*log(z/Z0))*(ki/log(z/Z0)))) ;
119 }
120 end_f_loop(f,t)
121 }

```