



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

**ANÁLISE NUMÉRICA DA APLICAÇÃO DO CONTROLE
ATIVO DE ARRASTO EM UM MODELO
AUTOMOBILÍSTICO SIMPLES**

VALDSON HENRIQUE PRADO GONÇALVES

Belo Horizonte
2019

VALDSON HENRIQUE PRADO GONÇALVES

**ANÁLISE NUMÉRICA DA APLICAÇÃO DO CONTROLE ATIVO DE
ARRASTO EM UM MODELO AUTOMOBILÍSTICO SIMPLES**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Projeto e Sistemas

Orientador: Prof. Dr. Rudolf Huebner

Universidade Federal de Minas Gerais

G635a

Gonçalves, Valdsom Henrique Prado.

Análise numérica da aplicação do controle ativo de arrasto em um modelo automobilístico simples [recurso eletrônico] / Valdsom Henrique Prado Gonçalves. - 2019.

1 recurso online (61 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Rudolf Huebner.

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

Bibliografia: f. 58-61.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Automóveis - Teses.
3. Arrasto (Aerodinâmica) - Teses. 4. Simulação (Computadores) - Teses.
I. Huebner, Rudolf. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 621 (043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

Av. Antônio Carlos, 6627 - Campus Universitário
31270-901 - Belo Horizonte - MG
Tel.: +55 31 3409.5145
E-mail: cpgmec@demec.ufmg.br

**"ANÁLISE NUMÉRICA DA APLICAÇÃO DO CONTROLE ATIVO DE
ARRASTO EM UM MODELO AUTOMOBILÍSTICO SIMPLES"**

VALDSON HENRIQUE PRADO GONÇALVES

Dissertação submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "Mestre em Engenharia Mecânica", na área de concentração de "PROJETO E SISTEMAS".

Dissertação aprovada no dia 31 de maio de 2019.

Por:

Prof. Rudolf Huebner

Orientador - Departamento de Engenharia Mecânica/ UFMG

Prof. Paulo Vinicius Trevizoli

Departamento de Engenharia Mecânica/ UFMG

Prof. Guilherme de Souza Papini

Departamento de Engenharia Mecânica/ UFMG

Aos meus pais

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus pela a proteção dada a mim todos os dias.

Agradeço aos meus pais, Valdemar e Cirlene, e ao meu irmão, Jadson, que apoiaram na minha decisão de fazer o Mestrado longe de casa, e sempre me ajudam a superar as dificuldades de morar sozinho sem a companhia deles.

Às minhas tias, por sempre me ajudarem com o que fosse do alcance delas.

À CAPES pelo o suporte financeiro para a realização desse trabalho.

Ao Programa de Pós-Graduação de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais pela oportunidade de realizar o Mestrado.

Ao meu orientador, Dr. Rudolf Huebner, que sempre ajudou quando possível e por ser um exemplo de profissional que ama o que faz.

Aos amigos que fiz em Belo Horizonte, Ivana, Túlio e Marina, pela companhia e diversão que tornaram minha rotina nesse nova realidade mais alegre.

Às pessoas que trabalharam comigo no GAMSET, Matheus e Sofia, e no túnel de vento, prof. Papini e Vagner, pela contribuição no trabalho.

Ao Prof. Danilo Azevedo, meu professor durante a graduação e doutorando na UFMG, por sempre incentivar a confiar em nossa capacidade de conseguir o que queremos e pela a ajuda durante os primeiros meses em Belo Horizonte.

Agradeço aos meus amigos em Teresina, Christian, Pedro e tantos outros, por sempre tentarem a me ajudar na melhor forma possível.

E a todos que de alguma forma contribuíram para esse trabalho.

"Não importa quanto a vida possa ser ruim, sempre existe algo que você pode fazer, e triunfar. Enquanto há vida, há esperança."

Stephen Hawking

SUMÁRIO

	Lista de ilustrações	1
	Lista de tabelas	2
1	INTRODUÇÃO	8
1.1	Objetivos	9
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	11
2.1	Aerodinâmica veicular	11
2.1.1	<i>Histórico</i>	<i>11</i>
2.1.2	<i>Conceitos Básicos</i>	<i>14</i>
2.2	Arrasto	18
2.2.1	<i>Arrasto de atrito</i>	<i>18</i>
2.2.2	<i>Arrasto de pressão</i>	<i>19</i>
2.2.3	<i>Arrasto de forma</i>	<i>19</i>
2.3	Modelo de Ahmed	20
2.4	Controle de arrasto	22
2.5	Mecânica dos fluidos computacional	24
2.6	Equações fundamentais	25
2.7	Turbulência	26
2.7.1	<i>Modelos de turbulência</i>	<i>28</i>
2.8	Equações RANS	29
2.8.1	<i>Hipótese de Boussinesq</i>	<i>31</i>
2.9	Modelo k-ω SST	31
3	METODOLOGIA	34
3.1	Aspectos Gerais	34
3.2	Trabalho experimental	34
3.3	Geometria do domínio computacional	35
3.4	Corpo de Ahmed sem controle	37
3.4.1	<i>Malha</i>	<i>37</i>
3.4.2	<i>Simulação computacional</i>	<i>40</i>
3.5	Aplicação do controle ativo	43
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	46
4.1	Validação com experimentos	46
4.2	Análise do escoamento sem controle	47

4.2.1	<i>Campo de velocidade</i>	47
4.2.2	<i>Pressão</i>	48
4.2.3	<i>Energia cinética turbulenta</i>	49
4.3	Aplicação do controle ativo	50
4.3.1	<i>Redução de arrasto</i>	50
4.3.2	<i>Análise do escoamento</i>	51
4.4	Eficiência	55
5	CONCLUSÃO	57
	REFERÊNCIAS	58

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 2.1 – Carro de Camille Jenatzy que superou a marca dos 100 km/h	11
Figura 2.2 – Medições de arrasto com perfis aerodinâmicos, realizados por Klemperer.	12
Figura 2.3 – Versões da combinação de formas de Jaray	12
Figura 2.4 – Veículo baseado na geometria proposta por Kamm	13
Figura 2.5 – Desenvolvimento de um carro com baixo coeficiente de arrasto	15
Figura 2.6 – Forças e momento em um aerofólio	15
Figura 2.7 – Forças e momentos atuando sobre um veículo	16
Figura 2.8 – Separação do escoamento em um corpo rombudo	19
Figura 2.9 – Vórtices longitudinais presentes em um corpo rombudo	20
Figura 2.10–Esquema do modelo proposto por Ahmed. Medidas em mm.	21
Figura 2.11–Variação do coeficiente de arrasto com o ângulo de inclinação traseira	21
Figura 2.12–Formação da esteira no corpo de Ahmed	22
Figura 2.13–Trabalho inicial de discretização feita pelo método numérico	24
Figura 2.14–Utilização de CFD para a análise de escoamento na parte traseira de um automóvel	25
Figura 2.15–Medida típica de velocidade em um ponto de um escoamento turbulento	29
Figura 3.1 – Corpo de Ahmed utilizado por Grandemange, Gohlke e Cadot (2013). Dimensões em mm.	34
Figura 3.2 – Configuração do experimento: vista lateral (a) e vista superior(b)	35
Figura 3.3 – Domínio computacional definido para as simulações.	36
Figura 3.4 – Disposição da geometria definida para o domínio computacional (acima) e dimensões do volume para refinamento da malha (abaixo)	36
Figura 3.5 – Malhas geradas para a simulação	39
Figura 3.6 – Localização das condições de contorno	41
Figura 3.7 – Esquema do dispositivo de controle do escoamento	43
Figura 3.8 – Direcionamento do fluxo de ar no controle ativo	44
Figura 4.1 – Linhas de corrente de velocidade da região traseira no plano $z=0$	47
Figura 4.2 – Linhas de corrente de velocidade no plano $x/H = 0,6$	48
Figura 4.3 – Linhas de corrente de velocidade no plano $x/H = 2,8$	48
Figura 4.4 – Coeficiente de pressão no plano $x = 0$ do corpo de Ahmed sem controle ativo	48
Figura 4.5 – <i>O-ring de baixa pressão</i>	49
Figura 4.6 – Distribuição de coeficiente de pressão na esteira próxima ao corpo, no plano $z = 0$	49
Figura 4.7 – Distribuição da energia cinética turbulenta ao longo do plano $z=0$	50
Figura 4.8 – Linhas de corrente de velocidade para os três casos no plano $z = 0$	52
Figura 4.9 – Distribuição do coeficiente de pressão na superfície traseira para os três casos	53
Figura 4.10–Distribuição de coeficiente de pressão na esteira próxima ao corpo, no plano $z = 0$, para os três casos	54
Figura 4.11–Distribuição da energia cinética turbulenta ao longo do plano $z=0$ para os três casos	55

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Valores típicos de coeficiente de pressão	17
Tabela 3.1 – Parâmetros definidos para o domínio na malha grosseira	37
Tabela 3.2 – Parâmetros definidos para o domínio na malha média	37
Tabela 3.3 – Parâmetros definidos para o domínio na malha fina	38
Tabela 3.4 – Parâmetros definidos para o refinamento da malha no volume próximo ao corpo de Ahmed	38
Tabela 3.5 – Parâmetros definidos para o refinamento da malha no volume próximo ao corpo de Ahmed	40
Tabela 3.6 – Número de elementos e fator de qualidade para os três casos	40
Tabela 3.7 – Condições de contorno utilizadas nas simulações	41
Tabela 3.8 – Configuração utilizada nas simulações do corpo de Ahmed sem o controle	42
Tabela 3.9 – Condições de contorno para o controle ativo nas simulações	44
Tabela 4.1 – Valores de coeficiente de arrasto calculados e experimental	46
Tabela 4.2 – Valores de coeficiente de pressão calculados e experimental	46
Tabela 4.3 – Comparação dos valores de C_D entre os casos de referência e de controle ativo	50
Tabela 4.4 – Comparação dos valores de C_p da superfície traseira entre os casos de referência e de controle ativo	51
Tabela 4.5 – Potência requerida relativa para o controle ativo relativa e balanço de potência líquida relativa	56

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Latinas

A_{modelo}	Área frontal do modelo
A_{slot}	Área de seção do slot
B	Razão de injeção
C_D	Coefficiente de arrasto
C_μ	Coefficiente de momentum
C_L	Coefficiente de sustentação
C_Y	Coefficiente de força lateral
C_p	Coefficiente de pressão
ΔC_D	Variação do coeficiente de arrasto
C_μ	Coefficiente de momentum
D	Força de arrasto
H	Altura do modelo
k	Energia cinética turbulenta
L	Força de sustentação
L_d	Comprimento do modelo
\dot{m}_{slot}	Vazão mássica de ar injetada/sugada pelo slot
M	Momento de arfagem
N	Momento de guinada
P_D	Potência requerida para superar o arrasto
P_{liq}	Potência líquida
P_{slot}	Potência de acionamento do slot
Re	Número de Reynolds
S	Área de referência

Δt	Intervalo de tempo
u	Componente de velocidade no eixo x
u'	Componente flutuante de velocidade
\bar{U}	Componente média de velocidade
U_∞	Velocidade de corrente livre
U_{inj}	Velocidade de injeção de ar
v	Componente de velocidade no eixo y
w	Componente de velocidade no eixo z
Y	Força lateral

Letras Gregas

α	Ângulo de incidência
β	Ângulo de guinada
φ	Ângulo de inclinação traseira
μ	Viscosidade dinâmica
μ_t	Viscosidade dinâmica turbulenta
ν	Viscosidade cinemática
ρ	Massa específica
ω	Dissipação específica
τ	Tensão de cisalhamento
θ	Ângulo de injeção/sucção de ar

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ACEA	Associação Europeia de Fabricantes de Automóveis
AFSM	Advancing Front Surface Mesher
CA	Controle Ativo
CFD	Computational Fluid Dynamics
DNS	Direct Numerical Simulation
LES	Large Eddy Simulation
RANS	Reynold Averaged Navier-Stokes
SIMPLE	Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations
SST	Shear Stress Transport

RESUMO

O controle de escoamento é uma das estratégias mais utilizadas em pesquisas atuais em aerodinâmica veicular, principalmente em relação a redução do arrasto aerodinâmico de modelos automobilísticos simples. A análise numérica da aplicação do controle ativo de escoamento no corpo de Ahmed com ângulo traseiro de 90° foi realizada com o objetivo de redução do coeficiente de arrasto do modelo. Inicialmente, foram realizadas simulações em regime transiente do corpo de Ahmed sem o controle ativo, para $U_\infty = 20$ m/s e $Re = 3,6 \times 10^5$, baseado no comprimento do corpo, com a utilização do modelo de turbulência $k-\omega$ SST, para validação da malha a partir de dados experimentais de C_D e C_p encontrados na literatura. Injeção e sucção de ar com velocidades constantes foram aplicados na região traseira do corpo de Ahmed em dois casos para velocidades de injeção U_{inj} iguais a $1,5U_\infty$ e $2,0U_\infty$. Os resultados mostraram redução de 3,5%, para $U_{inj} = 1,5U_\infty$, e 4,1%, para $U_{inj} = 2,0U_\infty$, no coeficiente de arrasto do modelo. Foram feitas análises das características da esteira para os três casos investigados e foram observadas modificações nos campos de velocidade e pressão. Além disso, a eficiência em relação ao balanço de potência líquida foi avaliada nos dois casos do controle ativo.

Palavras-chaves: Controle ativo de arrasto, simulação computacional, corpo de Ahmed

ABSTRACT

Flow control is one of the most used strategies in current vehicle aerodynamics research, especially in relation to the aerodynamic drag reduction of simple automobile models. Numerical analysis of active flow control application on squareback Ahmed body was performed to aim model drag coefficient reduction. At first, unsteady simulations of the Ahmed body without active control were done, with $U_\infty = 20\text{m/s}$ and $Re = 3,6 \times 10^6$, based on body length, using SST $k-\omega$ turbulence model, for mesh validation with C_D and C_p experimental data found in the literature. Steady blowing and suction were applied at body rear in two cases, with blowing velocities equal to $1,5U_\infty$ and $2,0U_\infty$. This resulted in a model drag coefficient reduction of 3,5% for $U_{inj} = 1,5U_\infty$, and 4,1% for $U_{inj} = 2,0U_\infty$. The wake characteristics were analyzed for the three cases investigated and modifications in velocity and pressure fields were observed. In addition, the efficiency related with the net power balance was evaluated in both cases of the active control.

Keywords: Active drag control, computational simulation, Ahmed body

1 INTRODUÇÃO

A aerodinâmica veicular sempre foi uma das áreas ligadas ao projeto de automóveis em termos de eficiência e desempenho. Desde o início do século XX, com os projetos de carros europeus, o objetivo era desenvolver veículos com formas que proporcionassem carros mais velozes e eficientes.

Na década de 1970, as duas grandes crises do petróleo provocaram consequências significativas na indústria automobilística, as quais ocasionaram mudanças nos projetos de automóveis, que passaram a ter o foco voltado na eficiência energética. A partir disso, a aerodinâmica veicular, que teve sua importância reduzida nas duas décadas anteriores, voltou a ser fundamental no desenvolvimento de novos protótipos, com soluções que visavam cada vez mais melhorias em eficiência energética.

Além de instabilidades periódicas do mercado de petróleo, outro aspecto que colabora para essa situação é a conscientização ambiental. Desde os anos 1990, a União Europeia, em conjunto com a Associação Europeia de Fabricantes de Automóveis (ACEA), aprovou normas que regulamentam a emissão de gases poluentes, os padrões "Euro", com a implantação da Euro 1, em 1992, para carros de passageiros e veículos comerciais (caminhões e ônibus). Atualmente, a Europa e alguns países, como o Brasil, seguem o padrão Euro 6, que limita a quantidade de NO_x em 0,06 g/km para veículos movidos a gasolina e 0,08 g/km para automóveis movidos a diesel (ACEA, 2017).

Para que os conceitos de aerodinâmica tivessem maior contribuição na evolução da eficiência nos veículos, precisava-se entender os detalhes acerca de um de seus principais fundamentos: o arrasto aerodinâmico. O arrasto é uma força de resistência ao movimento do corpo imposta pelo ar. Para entender os fatores que geram o arrasto, Ahmed (1981) realizou testes em túnel de vento e estudou o escoamento externo em três tipos de formas de automóveis: *fastback*, *notchback* e *estate*, e obteve vários dados em relação aos padrões de escoamento referentes a tipo de veículo. Também realizou investigações acerca da influência do ângulo de inclinação traseira do veículo (AHMED, 1983), e seus resultados são importantes no *design* de novos protótipos até os dias atuais. Outros trabalhos, como os de McDonald e Palmer (1980) e Rose (1981), pesquisaram sobre a relação entre o arrasto aerodinâmico e o consumo de combustível em veículos comerciais, uma vez que esses modelos são utilizados em grandes distâncias.

Como os veículos reais possuem geometria complexa, aerodinamicistas propuseram modelos geométricos simples, o que possibilitou estudos sobre fatores que influenciam a força de arrasto do automóvel. Ahmed, Ramm e Faltin (1984) investigaram o efeito da variação do ângulo de inclinação traseira no coeficiente de arrasto, através de testes em túnel de vento de um modelo geométrico simples, o corpo de Ahmed. Cooper (1985) analisou os efeitos de cantos arredondados em corpos rombudos próximos ao solo, observando a interação do efeito do solo no escoamento ao redor do corpo.

Testes em túneis de vento são um dos principais meios nos quais podem ser feitos estudos e análises aerodinâmicas que investigam o arrasto e testam novos conceitos que visam reduzi-lo. No entanto, devido a custos financeiros e relacionados a tempo de uso, a simulação fluidodinâmica ganhou espaço na aerodinâmica veicular como uma nova ferramenta para pesquisas e desenvolvimento de novos projetos.

A utilização de modelos simples, como o corpo de Ahmed, auxiliou no desenvolvimento das técnicas de simulação computacional, uma vez que os resultados obtidos nos computadores podem ser comparados com os experimentais. Um dos primeiros trabalhos em CFD (*Computational Fluid Dynamics*) foi o de Han (1989), que utilizou modelos de turbulência RANS (*Reynolds Averaged Navier-Stokes*) para analisar o escoamento externo no corpo de Ahmed. Com o avanço da tecnologia, modelos de turbulência mais complexos foram utilizados, como em Krajnovic e Davidson (2005), que simularam o corpo rombudo por meio de modelos de turbulência LES (*Large Eddy Simulation*). Atualmente, os modelos de turbulência híbridos RANS-LES começam a ser utilizados nas pesquisas com corpos rombudos (GUILMINEAU et al., 2018).

As pesquisas com corpos rombudos simples viabilizaram a aplicação de conceitos de controle do escoamento com o objetivo de redução de arrasto e alteração em outros parâmetros influenciados pela aerodinâmica, como a estabilidade. O controle de escoamento pode ser ativo, quando o controle é realizado com energia adicional, ou passivo, quando a energia utilizada é do próprio escoamento. Brunn et al. (2007) analisou a aplicação do controle ativo no corpo de Ahmed, realizando testes em túnel de vento e simulação computacional utilizando modelos LES, obtendo resultados significativos, com redução de arrasto em 2,5%; Zhang et al. (2018) também aplicou o controle ativo e conseguiu uma redução de até 14% no coeficiente de arrasto no corpo de Ahmed com ângulo de inclinação traseira de 25°. A combinação de controle ativo e passivo pode ser bem atrativa, com bons resultados na redução do coeficiente de arrasto, como em Bruneau et al. (2012), que obteve 30% menos arrasto.

Todos esses aspectos que envolvem as técnicas de redução de arrasto devem ser estudados detalhadamente, de forma que proporcione um ganho em eficiência aerodinâmica e energética, sem comprometer outros fatores essenciais no projeto de automóveis, como o design, o conforto e a segurança.

1.1 Objetivos

A aplicação de controle ativo em um modelo automobilístico simples exige análises experimentais, geralmente realizadas em túnel de vento, ou numéricas, através de CFD, com validação por meio de dados experimentais. Testes em túnel de vento são altamente recomendados em pesquisas na área de aerodinâmica veicular, no entanto demandam um custo de tempo para instrumentação e fabricação dos modelos a serem testados. A utilização de simulação numérica, nesse caso, é um caminho onde torna-se possível a investigação dos efeitos da aplicação do controle ativo, uma vez que os dados numéricos de arrasto, campo de velocidade e pressão,

são comparados e validados com informações obtidas em testes experimentais disponíveis na literatura.

O objetivo geral desse trabalho é analisar por meio de simulação numérica a aplicação do controle ativo de escoamento para a redução do coeficiente de arrasto de um modelo automotivo simples. O modelo escolhido nesse trabalho é o corpo de Ahmed com ângulo inclinação traseira de 90° .

Os objetivos específicos do presente trabalho são:

1. Validar a malha a ser utilizada nas simulações com controle ativo, através da comparação do coeficiente de arrasto e coeficiente de pressão calculados numericamente, usando o corpo de Ahmed sem controle, com os obtidos em trabalho experimental publicado.
2. Simular o corpo de Ahmed para dois casos de aplicação do controle ativo de escoamento utilizando a malha validada.
3. Calcular e comparar os valores de coeficientes de arrasto e pressão entre o caso sem controle e os dois casos de aplicação do CA.
4. Analisar as características do escoamento para os três casos simulados.
5. Estudar a eficiência do CA em relação à potência líquida salva com a redução de arrasto.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Aerodinâmica veicular

2.1.1 Histórico

No início do século XX houve o surgimento da indústria automobilística, em um tempo em que os carros comercializados tinham forma e desempenho diferentes aos modelos dos dias atuais. Esses primeiros modelos eram muito semelhantes às carruagens da época, movidos a motores de combustão interna de baixa eficiência, o que proporcionava baixas velocidades e um baixo desempenho aerodinâmico.

Nas primeiras tentativas de projetar automóveis de acordo com os princípios da aerodinâmica, uma prática comum era utilizar formas adaptadas de aplicações eficientes nas áreas aeronáutica e naval. No entanto, o efeito do solo e das rodas no escoamento ao redor do corpo de revolução foi ignorado, o que proporcionava um arrasto significativo no automóvel. O veículo mais antigo desenvolvido levando-se em consideração os princípios aerodinâmicos foi construído por Camille Jenatzy em 1899, e foi o primeiro a exceder a velocidade de 100 km/h. Como pode ser observado na Figura 2.1, o carro tinha o formato de um torpedo, semelhante a forma da fuselagem de um avião, mas a presença do piloto e das rodas expostas provocavam um distúrbio no escoamento.

Figura 2.1 – Carro de Camille Jenatzy que superou a marca dos 100 km/h



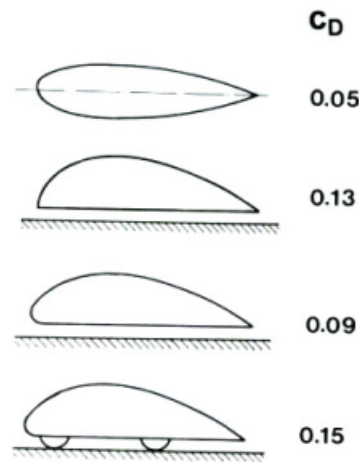
Fonte: Hucho (1998)

Após a Primeira Guerra Mundial, houve mudanças no desenvolvimento aerodinâmico de automóveis, motivado pelas pesquisas em relação à natureza do arrasto aerodinâmico e pela migração de engenheiros da indústria aeronáutica para o setor automobilístico, configurando a chamada *Era of the Streamline*, com a busca dos contornos suaves na geometria externa dos veículos, inspirados pela forma de um gota de água em queda.

P. Jaray, trabalhando em conjunto com W. Klemperer, começou o desenvolvimento do almejado carro de contornos suaves (*streamlined car*), realizando experimentos em túnel de vento

para observar o efeito solo em perfis aerodinâmicos, como visto na Figura 2.2. Eles utilizaram

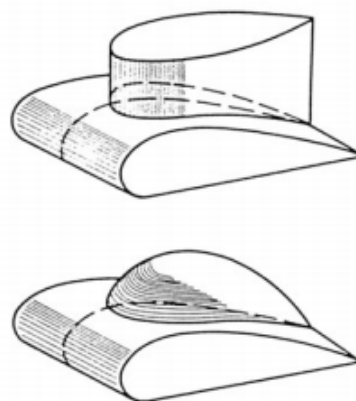
Figura 2.2 – Medições de arrasto com perfis aerodinâmicos, realizados por Klemperer.



Fonte: Hucho (1998)

um perfil simétrico e observaram que a proximidade com solo provocava a perda de simetria axial do escoamento, resultando em um aumento do arrasto, provocado por uma grande separação do escoamento na parte superior da região traseira do perfil. Também constataram que um aerofólio, com $C_D = 0,05$, próximo ao solo apresenta um $C_D = 0,09$, e quando rodas são adicionadas ao perfil, o mesmo apresenta $C_D = 0,15$, um valor bem menor ao que era encontrado em veículos da época, com $C_D = 0,7$ (HUCHO, 1998). Com o objetivo de manter o coeficiente de arrasto com um valor baixo, Jaray propôs uma forma que combinava duas seções de asa perpendiculares, como visto na Figura 2.3.

Figura 2.3 – Versões da combinação de formas de Jaray



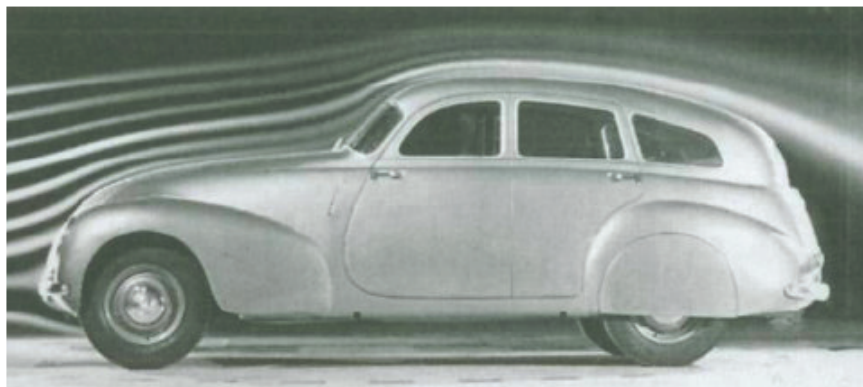
Fonte: Hucho (1998)

Apesar de ter conseguido uma forma que aparentemente produzia pouco arrasto, esse design apresentado por Jaray não teve grande aceitação, pois não havia a certeza se não haveria

a separação do escoamento na parte traseira, e que era preciso uma região traseira bastante alongada.

Na década de 1930, Wunibald Kamm introduziu uma geometria traseira sem ponta em veículos. A essência desse conceito era uma área de seção máxima na parte frontal que convergia suavemente de forma a manter um baixo gradiente de pressão e, no local onde haveria separação do escoamento, haveria um truncamento vertical abrupto, resultando em uma área de seção menor em comparação à área frontal, conforme é visto na Figura 2.4 (HUCHO, 1998). Observa-se que a geometria do veículo proporciona o descolamento gradativo da camada limite

Figura 2.4 – Veículo baseado na geometria proposta por Kamm



Fonte: Hucho (1998)

na região traseira, o que resultava em baixos coeficientes de arrasto. Protótipos fabricados com esse conceito apresentavam $C_D = 0,3$.

Após a Segunda Guerra Mundial, Estados Unidos e Europa apresentaram tendências distintas relacionadas à aerodinâmica veicular. Enquanto a Europa continuou a utilizar modelos pré-guerra, nos Estados Unidos foi introduzida a configuração de três volumes: um para o motor, e outros dois para passageiros e bagagem. O que parecia um retrocesso em contraponto aos avanços dos últimos anos, esse novo conceito trouxe melhorias em relação à redução de arrasto, com a presença de extremidades arredondadas, faróis e rodas embutidas na carroceria, o que acabou reduzindo o coeficiente de arrasto de 0,55 para 0,45, próximo de valores encontrados em carros europeus (HUCHO, 1998).

Na década de 1950, houve uma estagnação na aerodinâmica veicular e pouco foi feito em questão de avanços em relação à redução de arrasto. Um dos motivos para a ocorrência desse fato foi a falta de interesse dos consumidores pela eficiência e muito mais pelo estilo apresentado pelo veículo, que fez com que os responsáveis pelo estilo ganhassem poder de decisão maior sobre a geometria do veículo. Mas o setor de carros esportivos utilizou os conceitos de aerodinâmica com ênfase em melhorias em desempenho e dirigibilidade, abrindo um amplo campo de desenvolvimento para a aerodinâmica veicular de alto desempenho, que anos depois viria a ser amplamente utilizada em carros de corrida.

Durante a década de 1960, uma nova forma de abordagem foi utilizada pelos aerodinamicistas, a "Otimização de Detalhes". Devido ao maior poder dos estilistas, que recusavam mudanças drásticas no design dos veículos, os aerodinamicistas faziam modificações sutis na forma, sem grandes alterações no conceito, como mudanças nos raios de arredondamento de extremidades, afilamentos suaves na traseira e no "capô". O estudo desses aspectos promoveu uma redução no coeficiente de arrasto de 0,50 para 0,40 (HUCHO, 1998).

Com a Primeira Crise do petróleo em 1973, a necessidade de produzir veículos mais eficientes, com menor consumo de combustível, foi colocada em questão. O conceito de "Otimização dos Detalhes" tinha chegado ao seu limite, uma vez que não proporcionava a melhoria exigida para essa época. Baseado nas ideias de Jaray e Klemperer da década de 1920 e pelos conhecimentos adquiridos com a otimização de detalhes, iniciou-se a era da "Otimização das Formas".

O novo conceito tinha como ponto de partida os chamados "corpos básicos", protótipos com as dimensões principais do modelo final, baseados na geometria dos corpos utilizados nos estudos de Klemperer. Em pequenos passos, semelhante a otimização de detalhes, a forma do modelo básico era aproximada cada vez mais do veículo real, resultando em um "formato básico", que era o ponto de partida para o design, conforme é mostrado na Figura 2.5. Isso trouxe maior integração entre as equipes de aerodinâmica e design durante o projeto de um novo veículo.

Essa nova concepção proporcionou o surgimento de veículos com valores de coeficientes de arrasto próximos a 0,30. A utilização conjunta da otimização de detalhes com a otimização da forma trouxe benefícios para o projeto de automóveis, o que fez com que essa metodologia continuasse a ser utilizada pela indústria até os dias atuais.

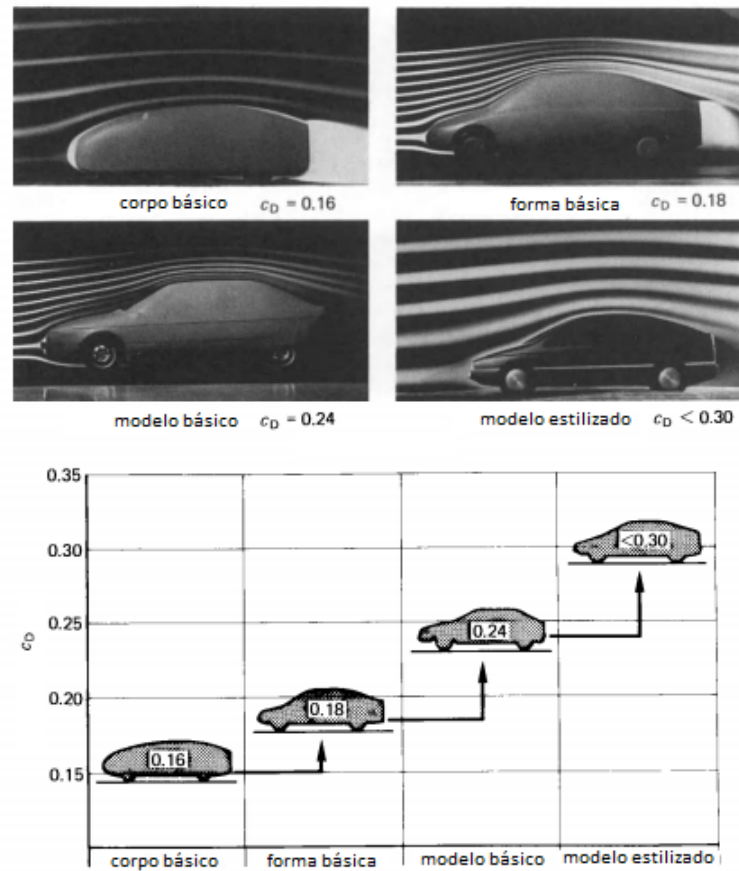
A partir da década de 1980, a procura por veículos eficientes se intensificou, motivada pelos altos preços do petróleo e pelas normas de redução de emissões de gases poluentes. Com isso, procurou-se alternativas que trouxessem melhorias ao projeto como a utilização de testes em túnel de vento e mecânica dos fluidos computacional (CFD). Essas técnicas aumentaram o conhecimento sobre a interação entre o escoamento e o veículo, e permitiram que novos conceitos sobre a redução de arrasto em automóveis fossem aplicados nos modelos atuais.

2.1.2 Conceitos Básicos

Em um escoamento externo, o escoamento de ar, com velocidade de corrente livre U_∞ , desloca-se sobre a superfície de um corpo, gerando forças e momentos aerodinâmicos, causadas por interações entre o corpo, o ar e o solo. Essas forças e momentos surgem a partir de duas fontes principais: a distribuição de pressão sobre e a distribuição das tensões cisalhantes sobre a superfície do corpo (ANDERSON, 2010).

A força aerodinâmica resultante, que resulta dos efeitos das distribuições de pressão e tensões cisalhantes sobre a superfície do corpo, é formada por duas componentes: a força de sustentação, L , perpendicular a U_∞ , e a força de arrasto, D , paralela a U_∞ . A figura 2.6 mostra

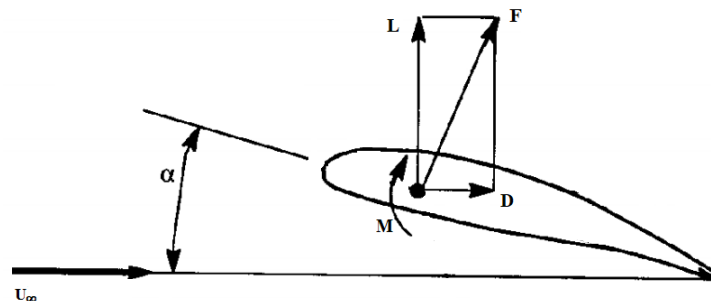
Figura 2.5 – Desenvolvimento de um carro com baixo coeficiente de arrasto



Fonte: Adaptado de Hucho (1987)

as forças que agem em um aerofólio, onde M é o momento relacionado ao centro aerodinâmico do perfil e α é o ângulo de incidência do perfil aerodinâmico.

Figura 2.6 – Forças e momento em um aerofólio

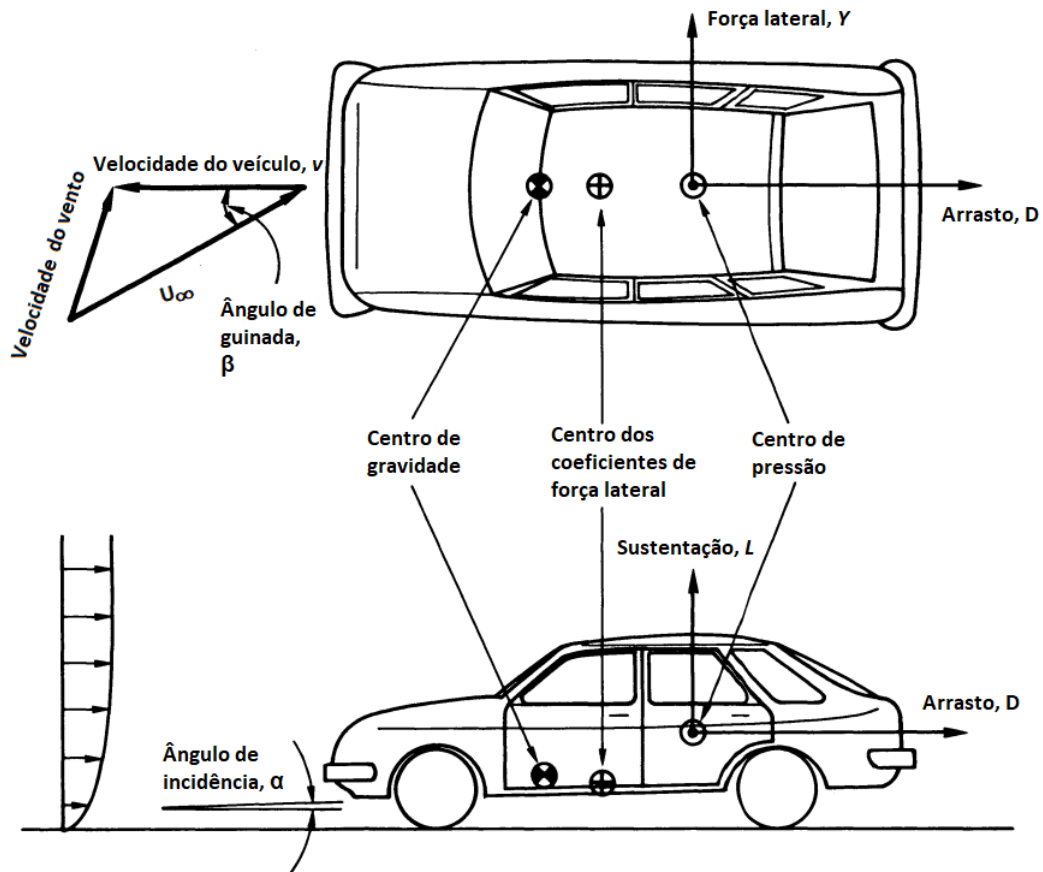


Fonte: Adaptado de Roskam e Lan (1997)

A Figura 2.7 mostra um veículo movendo-se em paralelo ao eixo horizontal. A velocidade do ar, U_∞ , depende da velocidade do veículo e do vento ambiente. As forças aerodinâmicas atuam no centro de pressão do automóvel. Diferente do centro de gravidade, o centro de pressão

não é fixo e depende do escoamento do ar; além disso, o centro de pressão tende a se afastar do centro de gravidade em velocidades mais altas.

Figura 2.7 – Forças e momentos atuando sobre um veículo



Fonte: Adaptado de Stone (1989)

Na Figura 2.7 também é mostrado o centro dos coeficientes de força lateral, que é o centro de ação dos coeficientes de força lateral das rodas dianteiras e traseiras (STONE, 1989). Assim como o centro de pressão, o centro de coeficiente de força lateral não é fixo e tem relação direta com a estabilidade do veículo: se o centro de força lateral estiver a frente do centro de pressão, o automóvel é estável.

Como as velocidades do veículo e do ar não são paralelas, há a presença de um ângulo de guinada, β , e uma força lateral resultante, Y . Além disso, a força de sustentação, L , é influenciada de forma significativa pelo solo e pelo ângulo de incidência, α .

As características aerodinâmicas são descritas através de coeficientes aerodinâmicos, que são adimensionais. Esses coeficientes são dados nas Equações 2.1 a 2.3, onde S é a área de

superfície frontal do veículo.

$$C_L = \frac{L}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2 S} \quad (2.1)$$

$$C_D = \frac{D}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2 S} \quad (2.2)$$

$$C_Y = \frac{Y}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2 S} \quad (2.3)$$

As forças podem ser obtidas através de medições realizadas em testes em túnel de vento, utilizando-se modelos em escala real ou reduzida. Na utilização de modelos de escala reduzida, para que os resultados de arrasto e sustentação sejam válidos para o modelo real, faz-se a similaridade do número de Reynolds, dado na Equação 2.4

$$Re = \frac{\rho U_\infty L}{\mu} \quad (2.4)$$

As forças aerodinâmicas dependem da distribuição de velocidade e pressão ao longo do corpo, que nesse caso é o veículo. Em testes de túnel de vento, medir a distribuição de velocidade é mais difícil e, por isso, opta-se em fazer medições de distribuição de pressão na superfície do corpo. Nesses casos utiliza-se um valor adimensional, o coeficiente de pressão, descrito na Equação 2.5.

$$C_p = \frac{p - p_\infty}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2} \quad (2.5)$$

O coeficiente de pressão é uma medida da pressão local, p . Outra forma de calcular o coeficiente de pressão é dada pela Eq. 2.6, expressa em termos de velocidade.

$$C_p = 1 - \left(\frac{u}{U_\infty} \right)^2 \quad (2.6)$$

A Tabela 2.1 mostra valores típicos do coeficiente de pressão. Em veículos, o coeficiente de arrasto é diretamente ligado ao coeficiente de pressão na região traseira, onde geralmente é negativo. Quanto maior a diferença entre a pressão da parte frontal e a da parte traseira, maior o arrasto aerodinâmico do veículo.

Tabela 2.1 – Valores típicos de coeficiente de pressão

Localização	Velocidade	C_p
Ponto de estagnação	0	1,0
No veículo	$u < U_\infty$	0 a 1,0
No veículo	$u > U_\infty$	Negativo

Fonte: Adaptado de Katz (1995)

2.2 Arrasto

A força de arrasto é uma das forças de resistência ao movimento atuantes sobre o automóvel. Em comparação com outras forças aerodinâmicas, o arrasto tem uma importância maior em relação à sustentação no que diz respeito ao projeto aerodinâmico de veículos, uma vez que suas formas geométricas são otimizadas para a geração de menor arrasto possível, como em carros de passeio, vans, ônibus e caminhões (HUCHO; SOVRAN, 1993). A exceção em relação a isso fica no projeto de carros de corrida, cujas formas externas e dispositivos são projetados e otimizados a produzir o máximo de *downforce* para a realização de curvas em alta velocidade.

A ocorrência de arrasto em vários tipos de corpos pode ser explicada pelos efeitos viscosos do escoamento ao redor desses corpos, restritos à camada limite. Fora da camada limite, o escoamento é tratado como não-viscoso; dentro da camada limite, o escoamento satisfaz a condição de não-deslizamento ao longo da parede e a distribuição de pressão da camada limite é imposta pelo escoamento invíscido. Quando a forma do corpo ocasiona o aparecimento de perturbações na camada limite, provocando alterações no perfil de velocidade fora da camada limite e, conseqüentemente, o surgimento de gradientes de pressão adversos, ocorre o fenômeno da separação. Após o ponto de separação da camada limite, é formada uma esteira caracterizada por uma condição de escoamento transiente. Corpos rombudos, como automóveis, são caracterizados por uma separação prematura da camada limite e por uma esteira com presença de campos de velocidade transientes, sendo as principais causas do arrasto em veículos (BURESTI, 2000).

De maneira geral, o arrasto total sobre um corpo é formado por dois componentes: o arrasto de atrito e o arrasto de pressão. Em automóveis, há a presença do arrasto de forma (*vortex drag*), que está relacionada às características geométricas do corpo.

2.2.1 Arrasto de atrito

A viscosidade de um fluido provoca resistência do escoamento desse fluido em uma superfície sólida, devido ao atrito das partículas do fluido com a superfície rugosa do sólido, na qual surgem as tensões cisalhantes na parede. A força relacionada a essas tensões de cisalhamento é denominada de arrasto de atrito. Em uma placa plana, a força de arrasto de atrito é dada pela Equação 2.7, onde τ_w é a tensão de cisalhamento e A é a área de superfície onde o fluido esco.

$$F_{D_f} = \int_A \tau_w dA \quad (2.7)$$

O arrasto de atrito, em camadas limites laminares, depende de forma significativa do número de Reynolds, uma vez que o aumento do número de Reynolds ocasiona na diminuição do coeficiente de arrasto de atrito, devido à redução dos efeitos viscosos do escoamento. Em camadas limites turbulentas, o arrasto de atrito é maior do que para o caso laminar, e o aumento de sua intensidade está relacionado à rugosidade da superfície do corpo. Em corpos tridimensionais, o arrasto de atrito é influenciado pela distribuição de pressão ao longo do corpo, sendo maior em um gradiente de pressão negativo, menor em um gradiente de pressão positivo e zero

quando há a separação da camada limite. Em corpos rombudos, o arrasto de atrito representa uma pequena contribuição ao arrasto total em comparação ao arrasto de pressão.

2.2.2 Arrasto de pressão

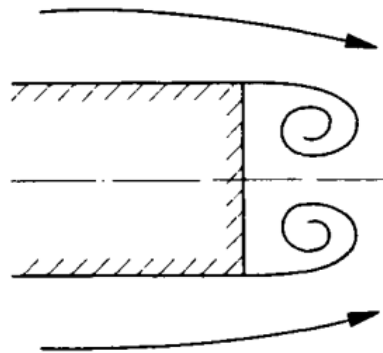
Em contradição ao arrasto de atrito, o arrasto de pressão resulta da ação de forças normais à superfície do corpo (HOERNER, 1965). A Equação é

$$F_{D_p} = \int_A p dA \quad (2.8)$$

Em corpos rombudos, o arrasto de pressão da parte traseira é causado pela separação da camada limite ocasionada pelo aparecimento de gradientes de pressão adversos, em oposição ao arrasto da parte frontal do corpo, causado pela distribuição de pressão do escoamento não-viscoso fora da camada limite.

A separação relacionada ao arrasto de pressão em um corpo rombudo é mostrada na Figura 2.8. Nesse caso, os vórtices são formados e comportam-se de maneira simétrica, e possuem valores baixos para a componente de velocidade no eixo longitudinal. Além disso, para números de Reynolds altos, o escoamento na região onde ocorreu a separação é transiente e a energia cinética na esteira formada é rapidamente dissipada. Isso contribui para uma diminuição na pressão total na região traseira do corpo e a quantidade de energia cinética perdida é igual ao trabalho necessário para superar o arrasto de pressão (HUCHO, 1987).

Figura 2.8 – Separação do escoamento em um corpo rombudo



Fonte: Hucho (1987)

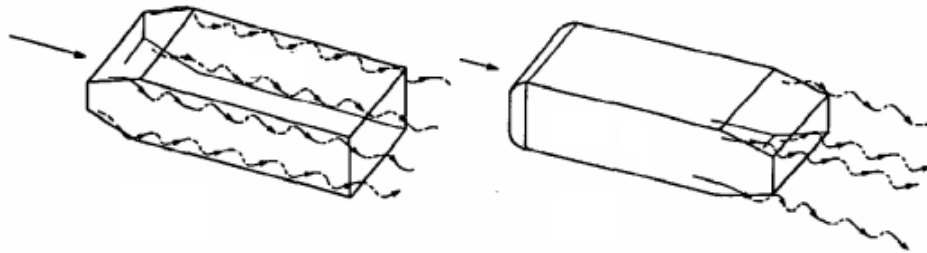
Os automóveis tem a geometria externa otimizada, principalmente na parte traseira, para a redução do arrasto de pressão e, conseqüentemente, redução do arrasto total, uma vez contribui de forma predominante para o coeficiente de arrasto do veículo.

2.2.3 Arrasto de forma

Em automóveis, o escoamento na parte traseira origina a formação de vórtices longitudinais, devido à separação do escoamento presente nas superfícies laterais dos veículos, que são semelhantes aos vórtices gerados nas pontas das asas. Além disso, a inclinação da parte traseira,

com linha de separação do escoamento oblíqua em relação a direção do escoamento, formam os vórtices longitudinais, conforme a Figura 2.9, causados por um gradiente de pressão local. Esses vórtices, adicionados aos que geram o arrasto de pressão, contribuem para o aumento do coeficiente de arrasto do veículo.

Figura 2.9 – Vórtices longitudinais presentes em um corpo rombudo



Fonte: Hucho e Sovran (1993)

A força de arrasto devido aos vórtices é dada pela Equação 2.9 (ONORATO; COSTELLI; GARRONE, 1984).

$$F_{D_v} = \frac{\rho}{2} \iint_A (v^2 + w^2) dA \quad (2.9)$$

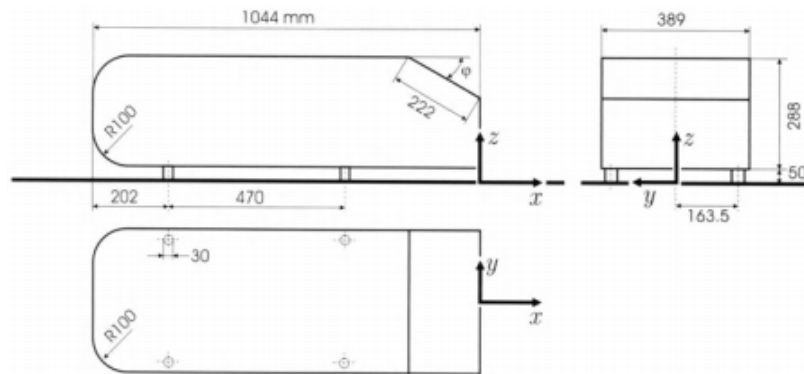
Ahmed, Ramm e Faltin (1984) e Onorato, Costelli e Garrone (1984) investigaram a influência dos vórtices longitudinais em relação à geometria de um automóvel. Em automóveis com parte traseira inclinada, notou-se que a partir de um ângulo de inclinação traseira de aproximadamente 15° os vórtices longitudinais contribuem para o aumento do coeficiente de arrasto, chegando ao máximo no ângulo de 30° .

2.3 Modelo de Ahmed

A geometria externa de um automóvel é, de certa forma, complexa para a análise detalhada do escoamento em experimentos em túnel de vento, assim como em simulações numéricas. Ahmed, Ramm e Faltin (1984) propuseram um modelo de geometria simples que gerasse características semelhantes ao campo de escoamento em um veículo real, desprezando a influência de outras partes do veículo, como rodas e motor, com a finalidade de compreender os mecanismos de geração de arrasto no automóvel em movimento, conhecido como o corpo de Ahmed. A representação do corpo é mostrada na Figura 2.10.

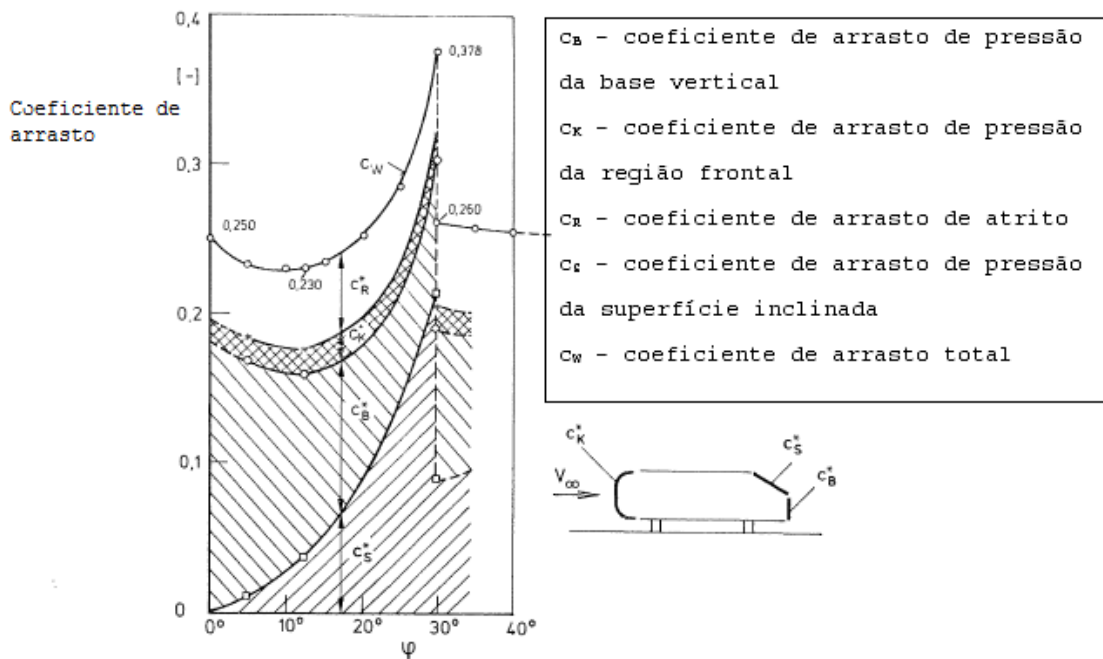
No trabalho de Ahmed, Ramm e Faltin (1984), foi analisado a relação da variação do ângulo traseiro φ com o coeficiente de arrasto, no qual para ângulos entre $12,5^\circ$ e 30° houve um aumento do arrasto do modelo, atingido o valor máximo de coeficiente de arrasto no ângulo de 30° , como pode ser observado na Figura 2.11. Esse resultado também foi obtido por Gilliéron e Chometon (1999), os quais compararam valores obtidos de testes experimentais com os calculados por simulação numérica. Na Figura 2.11, a contribuição da parte traseira do corpo

Figura 2.10 – Esquema do modelo proposto por Ahmed. Medidas em mm.



Fonte: Hinterberger, Garcia-Villalba e Rodi (2004)

Figura 2.11 – Variação do coeficiente de arrasto com o ângulo de inclinação traseira



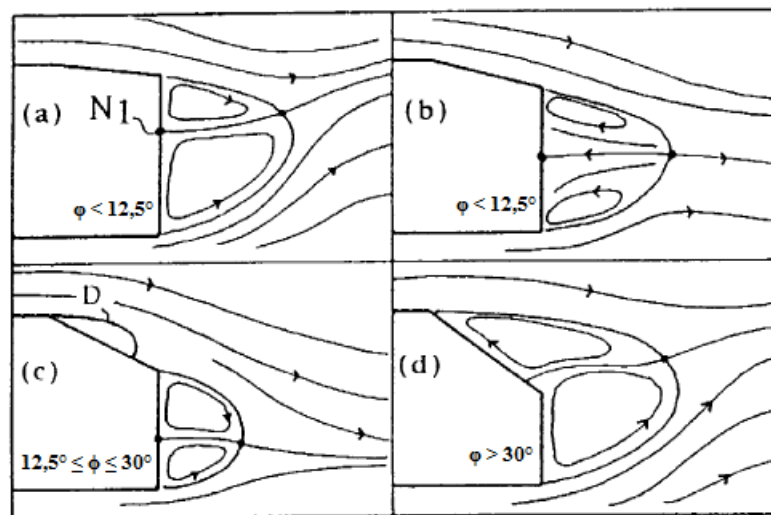
Fonte: Adaptado de Ahmed, Ramm e Faltin (1984)

de Ahmed é significativa para o coeficiente de arrasto total, uma vez que o arrasto de pressão nessa área é maior que o arrasto de fricção, além de uma parcela de arrasto devido à formação de vórtices na esteira.

A Figura 2.12 mostra as características da esteira para o corpo de Ahmed. Para $\phi < 12,5^\circ$, como observado em (a) e (b), o escoamento na parte superior permanece tangente à superfície até a separação na base (área quadrada traseira), onde são formados dois vórtices de sentidos contrários, e em conjunto com os escoamentos das laterais e da parte inferior do corpo, formam um sistema de vórtices toroidais que exercem uma pressão na região da base. Também nota-se

que o escoamento bidimensional da superfície da base entra em contato com a superfície da base em um ponto singular, representado por N1 na Figura 2.12, e a localização desse ponto varia com a velocidade local do escoamento ao redor da base (GILLIÉRON; CHOMETON, 1999). Para $12,5^\circ \leq \phi \leq 30^\circ$, o escoamento tem comportamento predominantemente tridimen-

Figura 2.12 – Formação da esteira no corpo de Ahmed



Fonte: Adaptado de Gilliéron e Chometon (1999)

sional ao redor da parte inclinada, e os vórtices da esteira são formados por vórtices laterais contra-rotativos, semelhantes aos que são vistos no escoamento em asas com formato de um delta, e por vórtices presentes em uma estrutura denominada "bulbo de separação" (*separation bulb*), representado por D em (c), além dos vórtices gerados na base, logo abaixo da inclinação traseira. Para $\phi > 30^\circ$, como observado em (d) na Figura 2.12, o escoamento separa-se na parte superior da inclinação traseira e os vórtices têm características que se assemelham à configuração bidimensional encontrada na primeira situação.

As estruturas da esteira também foram investigadas no trabalho de Lienhart e Becker (2003), no qual o corpo de Ahmed com ângulos de inclinação traseira de 25° e 35° foram testados em túnel de vento. O estudo detalhou as principais diferenças no escoamento da esteira para cada ângulo, e revelou que para $\phi = 25^\circ$ as regiões de recirculação presentes na esteira são maiores e dissipam mais energia cinética do que $\phi = 35^\circ$. Além disso, para o ângulo de inclinação de 35° , o coeficiente de pressão da região traseira é maior do que os valores obtidos para o ângulo de 25° , indicando que quanto maior o valor desse parâmetro, menor será o coeficiente de arrasto do modelo.

2.4 Controle de arrasto

O controle do escoamento sobre uma superfície é baseado no controle da camada limite. Tanto para escoamentos limitados em paredes como para escoamentos livres de cisalhamento,

o controle de camada limite pode ser considerado como qualquer mecanismo ou processo na camada limite que faça o escoamento comportar-se de maneira diferente ao que geralmente é desenvolvido de forma natural ao longo de uma superfície lisa (GAD-EL-HAK, 2000).

O controle de arrasto tem o objetivo de alterar o coeficiente de arrasto do corpo no qual esse controle está sendo aplicado. Isso pode ser feito pela a manipulação da camada limite, ou pelo atraso do ponto de separação da camada limite (GAD-EL-HAK, 2000). Em automóveis de geometria simplificada, como o corpo de Ahmed com inclinação de 90° , uma das formas de alterar o arrasto é modificar o escoamento de forma a afastar os vórtices formados próximo a base do corpo, aumentando o coeficiente de pressão nessa região e, assim, reduzindo o coeficiente de arrasto (BRUNEAU et al., 2014).

A redução de arrasto pelo controle de escoamento pode ser obtida utilizando-se dispositivos de controle ativos ou passivos. O controle ativo consiste na utilização de energia adicional para o controle, através de adição de jatos sintéticos uniformes ou pulsantes (GILLIERON; KOURTA, 2013), por injeção de ar constante (ROUMEAS; GILLIERON; KOURTA, 2009), ou por injeção e sucção de ar alternadas (KRAJNOVIC; FERNANDES, 2011), na parte traseira do veículo para empurrar ou quebrar as estruturas de vórtices.

O controle passivo utiliza dispositivos que não necessitam de uma energia adicional para o controle, consistindo no uso de superfícies porosas (BRUNEAU; MORTAZAVI; GILLIERON, 2008), uso de flaps na parte traseira (BEAUDOIN; AIDER, 2008), ou uso de placas que quebram as estruturas de vórtices (GILLIERON; KOURTA, 2010), de maneira a aumentar o coeficiente de pressão da parte traseira.

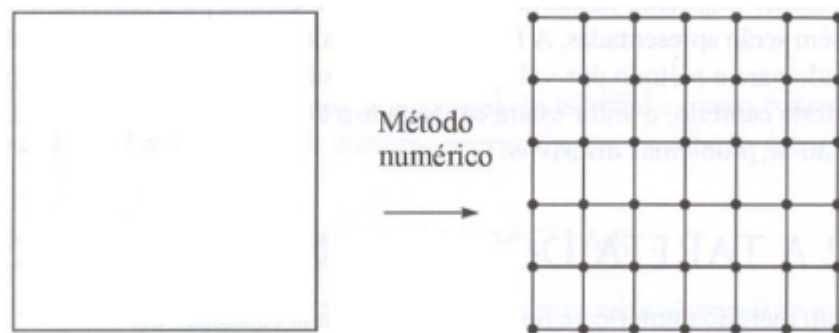
A aplicação do controle passivo é muito discutida na indústria automobilística pela a dificuldade de implementação pelo motivo de que os dispositivos proporcionam mudanças na geometria externa dos veículos, como carros, onde o design já é consolidado, apesar de ter resultados significativos na redução de arrasto. No entanto, a implementação de controle passivo em caminhões, como a utilização de defletores de cabine modificados (KIM et al., 2017) e "saídas" laterais, painéis que cobrem o espaço na parte inferior entre as rodas dianteiras e traseiras (HWANG et al., 2016), que chegam a uma redução de 5%, é visto de maneira promissora pelo setor industrial.

A desvantagem para a utilização de controle passivo em veículos foi o motivo pelo qual as pesquisas envolvendo controle de escoamento ter o foco voltado para a redução de arrasto pela aplicação de controle ativo em automóveis. Heinemann et al. (2014) realizou um trabalho que consistiu na aplicação de controle ativo em um modelo com 1/4 da escala real, obtendo resultados significativos na redução de arrasto. Outros estudos como o de Mestiri et al. (2014), em que o controle ativo por injeção de ar constante foi aplicado no corpo de Ahmed com ângulo de inclinação traseira de 25° , e de McNally et al. (2015), o qual jatos de ar acionados por atuadores foram utilizados na parte traseira de um modelo simples de automóvel, obtiveram redução de aproximadamente 10%.

2.5 Mecânica dos fluidos computacional

A mecânica dos fluidos computacional, ou simplesmente CFD (*Computational Fluid Dynamics*), é a análise de sistemas que envolve escoamento de fluidos, transferência de calor e fenômenos associados, como reações químicas, por meio de simulações baseadas em computadores (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007). As análises são feitas por meio de métodos numéricos que resolvem as equações diferenciais de transporte de massa, quantidade de movimento e energia para um determinado domínio. Para isso, o domínio precisa ser inicialmente discretizado em um número de subdomínios não coincidentes, formando uma malha de pequenos elementos, conforme mostra a Figura 2.13, de forma a obter um solução discreta. Além disso, as equações diferenciais de transporte, que são definidas para um domínio contínuo, devem ser transformadas em um sistema de equações algébricas para o domínio discretizado (MALISKA, 1995).

Figura 2.13 – Trabalho inicial de discretização feita pelo método numérico



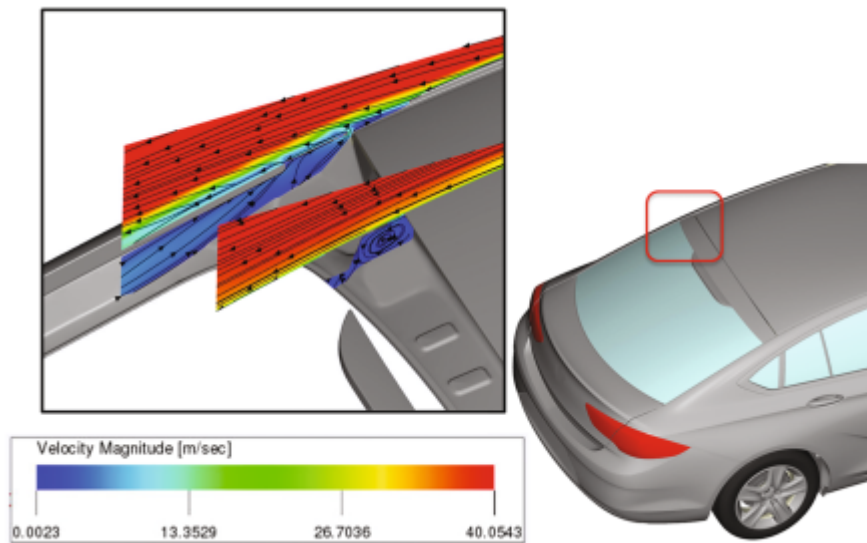
Fonte: Adaptado de Maliska (1995)

Desde a década de 1960, a indústria aeronáutica utiliza técnicas de CFD para projetos, pesquisas e fabricação de aeronaves e motores a jato. Recentemente, a indústria automobilística vem empregando CFD no desenvolvimento de motores de combustão interna e na aerodinâmica de veículos, desde carros de passeio até carros de alta velocidade usados em corridas. A Figura 2.14 mostra a utilização de CFD para a análise de escoamento na parte traseira de um automóvel. A utilização de CFD, em conjunto com técnicas de experimentação mais sofisticadas, vem contribuindo para projetos cada vez mais otimizados e eficientes nessas áreas.

Os códigos de CFD, de maneira geral, são estruturados em três elementos principais: o pré-processador, o solucionador (*solver*) e um pós-processador. O pré-processador consiste na inserção do problema no programa de CFD pelo usuário de forma adequada para uso pelo "solucionador", e envolve as seguintes etapas:

- Definição do domínio computacional;
- Geração da malha;

Figura 2.14 – Utilização de CFD para a análise de escoamento na parte traseira de um automóvel



Fonte: Eitel-Amor, Riedl e Weidemann (2018)

- Seleção do fenômeno físico e/ou químico a ser modelado;
- Definição das propriedades do fluido;
- Especificação das condições de contorno no domínio computacional definido.

O "solucionador" soluciona o problema definido no pré-processador através de um método numérico, que pode ser o método das diferenças finitas (MDF), método dos elementos finitos (MEF) ou método dos volumes finitos (MVF), que resolve as equações diferenciais. O FLUENT e ANSYS CFX, por exemplo, utilizam o método de volumes finitos para a solução das equações do problema. No "solucionador", as equações diferenciais são discretizadas em equações algébricas, e resolvidas por métodos iterativos.

O pós-processador apresenta os resultados quantitativos e qualitativos obtidos na simulação, através de gráficos, tabelas e funções de visualização, como linhas de corrente e campos vetoriais.

2.6 Equações fundamentais

O escoamento de um fluido pode ser caracterizado a partir de suas características cinemáticas e dinâmicas, representadas pelas componentes de velocidade, massa específica e pressão, além da viscosidade do fluido. Esses parâmetros variam em relação ao tempo e à posição da partícula analisada no movimento dentro de um volume de controle. Para relacionar esses parâmetros são utilizadas equações básicas: a equação da continuidade e a equação da quantidade de movimento.

A equação da continuidade relaciona a taxa de variação de massa dentro do volume de controle com a taxa líquida de fluxo de massa para fora da superfície de controle. Em um escoamento incompressível, a massa específica do fluido, ρ , é considerada constante e, dessa forma, a equação da continuidade é dada por

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (2.10)$$

onde o índice i representa o sistema de coordenadas definido para o escoamento.

A equação de quantidade de movimento relaciona a aceleração do fluido com forças atuantes em um volume de controle, como forças de superfície e de campo. Para o escoamento incompressível de um fluido newtoniano, considera-se a viscosidade constante, e pode-se fazer uma relação entre as tensões atuantes sobre um volume de controle e a deformação do fluido. Dessa forma, a quantidade de movimento pode ser descrita pela Equação 2.11, conhecida como a Equação de Navier-Stokes (WILCOX, 2006). Os índices i e j representam o sistema de coordenadas definido para o escoamento.

$$\rho \frac{\partial u_i}{\partial t} + \rho u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.11)$$

2.7 Turbulência

A turbulência é o movimento irregular de partículas de um fluido em que suas propriedades variam de forma aleatória e caótica através do tempo e espaço (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007). Muitos dos escoamentos que ocorrem na natureza e em aplicações de engenharia são turbulentos. A camada limite atmosférica, a camada limite em aeronaves e automóveis, a esteira formada em carros, navios, submarinos e aeronaves são exemplos onde o escoamento turbulento ocorre.

O escoamento turbulento possui as seguintes características (TENNEKES; LUMLEY, 1972):

- **Irregularidade.** O escoamento turbulento é irregular, ou aleatório e caótico, e isso faz com que uma abordagem determinística para problemas de turbulência não seja possível, sendo assim analisadas através de métodos estatísticos.
- **Difusividade.** A difusividade da turbulência causa rápida mistura e aumenta as taxas de quantidade de movimento, calor e transferência de massa. Essa característica mostra-se muito atrativa para aplicações em engenharia, uma vez que o aumento da quantidade de movimento reduz ou atrasa a separação da camada limite em corpos rombudos, como cilindros, aerofólios e carros.
- **Grandes números de Reynolds.** Escoamentos turbulentos ocorrem em altos números de Reynolds. a turbulência, de maneira geral, origina-se da instabilidade de escoamentos laminares quando o número de Reynolds torna-se muito grande. Essas instabilidades estão relacionadas à interação dos termos viscosos e não-lineares nas equações de movimento.

- **Flutuações tridimensionais de vorticidade.** A turbulência é rotacional e tridimensional. Também é caracterizada por altos níveis de flutuações em sua vorticidade, que são aleatórias e estão relacionadas às flutuações tridimensionais de velocidades.
- **Dissipação.** Escoamentos turbulentos são sempre dissipativos. Tensões de cisalhamento viscosas realizam trabalho devido à deformação do fluido, que aumenta a energia interna do fluido consumindo energia cinética da turbulência. A turbulência necessita de um suprimento de energia constante, para compensar as perdas pelas interações viscosas, caso contrário a turbulência decai rapidamente.
- **Contínuo.** A turbulência é um fenômeno contínuo, governada pelas equações fundamentais da mecânica dos fluidos, uma vez que as menores escalas que ocorrem em um escoamento turbulento são maiores do que qualquer escala de comprimento molecular.

A turbulência consiste de um contínuo espectro de escalas de comprimento, tempo e velocidade, desde as maiores até as menores escalas. Ao visualizar-se um escoamento turbulento, observa-se estruturas rotacionais, denominados turbilhões. Os turbilhões maiores são anisotrópicos e dominados por efeitos de inércia, com efeitos viscosos desprezíveis. Esses turbilhões maiores extraem energia cinética do escoamento médio para a conservação de sua quantidade de movimento. Parte dessa energia é dissipada para turbilhões menores, que são dominados por efeitos viscosos, e transferem parte de sua energia cinética, para turbilhões cada vez menores, em um processo conhecido como energia em cascata.

O processo de energia em cascata envolve a transferência de energia cinética turbulenta, k . Pelo fato do movimento em uma escala pequena ocorrer em uma escala de tempo curta, assume-se que esse movimento dos menores turbilhões é independente da dinâmica dos turbilhões maiores e do escoamento médio, e dessa forma, encontram-se em um estado onde a taxa e energia recebida dos turbilhões maiores é aproximadamente equivalente a taxa de dissipação de energia em calor pelos os menores, uma das premissas da teoria do equilíbrio universal de Kolmogorov (WILCOX, 2006). O movimento das pequenas escalas dependem somente:

- da taxa de dissipação de energia dos turbilhões maiores, $\varepsilon = -dk/dt$;
- e da viscosidade cinemática, ν .

As escalas de Kolmogorov do comprimento, η , tempo, τ , e velocidade, v , são dadas nas Equações 2.12 a 2.14 (WILCOX, 2006).

$$\eta = \left(\frac{\nu^3}{\varepsilon} \right)^{1/4} = \frac{\ell}{Re_\ell^{3/4}} \quad (2.12)$$

$$\tau = \left(\frac{\nu}{\varepsilon} \right)^{1/2} = \frac{T}{Re_\ell^{1/2}} \quad (2.13)$$

$$v = (v^\varepsilon)^{1/4} = \frac{\vartheta}{Re_\ell^{1/4}} \quad (2.14)$$

ℓ, T e ϑ são referentes ao comprimento, tempo e velocidade da maior escala turbulenta. As Equações 2.12 a 2.14 revelam que à medida que o número de Reynolds aumenta, o espectro de escalas da turbulência torna-se maior, provocando o surgimento de escalas cada vez menores, visto que a maior estrutura presente em um escoamento turbulento é limitada pela geometria.

2.7.1 Modelos de turbulência

A solução para problemas que envolvem a turbulência consiste em resolver as escalas de comprimentos e tempos presentes no escoamento, que interagem dinamicamente de uma forma complexa. A simulação numérica direta (DNS em inglês) é um método computacional que resolve as equações de transporte do escoamento transiente levando em consideração todas as flutuações de velocidade turbulentas. No entanto, para chegar a resultados obtidos desde as grandes escalas até as escalas de Kolmogorov, o domínio precisa ser discretizado em uma malha bastante refinada, e, com isso, o escoamento precisa ser simulado utilizando passos de tempo pequenos os suficientes para resolver as flutuações, o que demanda altos custos em termos de recursos computacionais, representando uma desvantagem para o método.

Para evitar essa dificuldade, foram elaborados dois métodos que abordam uma modelagem do escoamento turbulento utilizando filtros espaciais e temporais, simplificando a análise da turbulência em relação ao DNS: os modelos LES e os modelos RANS.

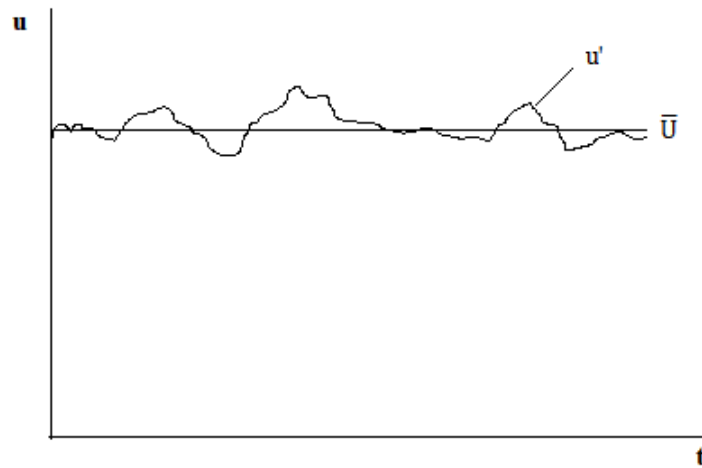
Os modelos LES (*Large Eddy Simulation*) envolvem a utilização de filtros espaciais para a resolução das equações de Navier-Stokes transientes, nos quais as grandes escalas da turbulência são calculadas e as escalas menores são filtradas e modeladas em relação ao menor comprimento característico da malha usada na discretização do domínio. Em relação às escalas menores não resolvidas, elas são incluídas na solução por meio de médias de suas propriedades. Devido ao filtro espacial, os modelos LES apresentam um esforço computacional menor que o DNS. Apesar disso, esses modelos ainda demandam grandes recursos computacionais para a solução das equações de transporte transientes e são, geralmente, aplicados em problemas com geometria simples.

Os modelos RANS (*Reynolds Averaged Navier-Stokes*) utilizam filtros temporais para solucionar as equações de transporte. As equações de Navier-Stokes são mediadas pelo número de Reynolds e resolvidas através de métodos que obtêm as propriedades do escoamento médio e das escalas de turbulência pela média no tempo, ocultando a maioria das oscilações e das instabilidades presentes no escoamento turbulento. Pela simplicidade, os modelos RANS não demandam de um grande refinamento da malha e nem um alto custo computacional para que a simulação aconteça, sendo bastante utilizado desde o campo acadêmico até no setor industrial para solução de problemas com geometrias de complexidade variada.

2.8 Equações RANS

Quando se mede a velocidade em ponto de um escoamento turbulento, percebe-se um comportamento nos dados semelhante ao que é visto na Figura 2.15. Uma forma melhor de usar esses dados é decompor a velocidade em uma componente média e uma componente flutuante dependente do tempo, como pode ser observado na Figura 2.15.

Figura 2.15 – Medida típica de velocidade em um ponto de um escoamento turbulento



Não somente a velocidade, mas todas as variáveis presentes em um escoamento turbulento, ϕ , podem ser representadas pela soma de uma componente média, $\bar{\phi}$, e uma componente flutuante, ϕ' , denominado decomposição de Reynolds, como mostrado na Equação 2.15.

$$\phi = \bar{\phi} + \phi' \quad (2.15)$$

Uma média no tempo da variável ϕ pode ser feita conforme a Equação 2.16.

$$\bar{\phi} = \frac{1}{\Delta t} \int_0^{\Delta t} \phi(t) dt \quad (2.16)$$

O termo Δt representa um intervalo de tempo relativamente maior que a escala de tempo associada com as variações mais lentas da variável ϕ .

As equações da continuidade e Navier-Stokes para o escoamento incompressível foram descritas nas Equações 2.10 e 2.11

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (2.10)$$

$$\rho \frac{\partial u_i}{\partial t} + \rho u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.11)$$

Para simplificar o processo de mediação no tempo, o termo convectivo da Equação 2.11 pode ser reescrito como,

$$u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} (u_i u_j) \quad (2.17)$$

Combinando as Equações 2.11 e 2.17, a equação de Navier-Stokes pode ser dada por

$$\rho \frac{\partial u_i}{\partial t} + \rho \frac{\partial}{\partial x_j} (u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.18)$$

Fazendo a mediação no tempo das Equações 2.10 e 2.11, obtêm-se as equações de continuidade e Navier-Stokes mediadas por Reynolds (RANS), dadas pelas Equações 2.19 e 2.20

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (2.19)$$

$$\rho \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \rho u_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \rho \overline{u'_i u'_j} \right] \quad (2.20)$$

O termo $-\rho \overline{u'_i u'_j}$ é conhecido como tensor de tensões Reynolds, produto de termos não-lineares flutuantes que surgem dos termos advectivos da equação de quantidade de movimento e representa a adição de seis novas incógnitas ao problema, resultando em um problema de fechamento para o sistema de equações. Para solucioná-lo, é necessário encontrar equações adicionais que envolvem as novas incógnitas ou desenvolver hipóteses que modelem as tensões de Reynolds através de relações que incluam as médias temporais das variáveis do escoamento. Esse é problema de fechamento resolvido pela a modelagem da turbulência.

As hipóteses geralmente aplicadas na modelagem da turbulência são a da viscosidade turbulenta e a das tensões de Reynolds. A primeira baseia-se na hipótese de Boussinesq, que relaciona as tensões viscosas turbulentas com as tensões viscosas moleculares. A hipótese das tensões de Reynolds resolve as equações de transporte para cada termo do tensões de Reynolds e uma equação de transporte adicional, resultando em um sistema de sete equações. Modelos baseados na hipótese de Boussinesq são largamente utilizados em problemas com escoamento no setor industrial, devido a praticidade e custo computacional menor em comparação aos modelos de tensões de Reynolds.

Para igualar o número de equações com o número de variáveis das equações RANS são necessárias equações de transporte auxiliares, obtidas das equações de Navier-Stokes. Esses modelos de turbulência são classificados de acordo com o número de equações de transporte adicionais utilizadas para a solução:

1. **Modelos algébricos:** São modelos que utilizam a hipótese de Boussinesq para calcular o tensor de tensões de Reynolds a partir do produto entre a viscosidade turbulenta e o tensor de deformação do fluido.
2. **Modelos de uma equação:** É solucionada uma única equação de transporte para a energia cinética turbulenta e para o comprimento escalar da turbulência através de uma equação algébrica.
3. **Modelos de duas equações:** São usadas duas equações de transporte, uma para a energia cinética turbulenta, k , e outra para a dissipação, ε , para obter-se o valor da viscosidade turbulenta e relacioná-lo com o tensor de tensões de Reynolds.

4. **Modelos baseados nas tensões de Reynolds:** Uma equação de transporte é derivada para cada incógnita relacionada a $\overline{u'_i u'_j}$, que são resolvidas em conjunto com uma equação de transporte para a dissipação, ε .

2.8.1 Hipótese de Boussinesq

O tensor de Reynolds pode ser escrito da seguinte forma

$$\tau_{ij} = -\rho \overline{u'_i u'_j} \quad (2.21)$$

Os modelos de viscosidade turbulenta são baseados no princípio de que exista uma analogia entre a ação de tensões viscosas e as tensões de Reynolds no escoamento médio. Na lei de Newton da viscosidade, as tensões viscosas são proporcionais à taxa de deformação do fluido, como observado na Equação 2.22.

$$\tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.22)$$

As tensões devido a turbulência aumentam à medida que as velocidades flutuantes do escoamento aumentam, o que ocasiona em um crescimento da taxa média de deformação do fluido. A partir disso, Boussinesq propôs que as tensões de Reynolds deveriam ser proporcionais às taxas de deformações do fluido, e a Equação 2.23 foi obtida.

$$\tau_{ij} = -\rho \overline{u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad (2.23)$$

Onde δ_{ij} é o delta de Kronecker, em que $\delta_{ij} = 1$ se $i = j$ e $\delta_{ij} = 0$ se $i \neq j$, μ_t é a viscosidade turbulenta e k é a energia cinética turbulenta, dada por

$$k = \frac{1}{2} \overline{u'_i u'_i} \quad (2.24)$$

O lado direito da Equação 2.23 diferencia-se das tensões viscosas da Eq. 2.22 pela a substituição da viscosidade molecular pela viscosidade turbulenta e a adição da energia cinética turbulenta. Através da hipótese de Boussinesq, as tensões de Reynolds estão relacionadas com a viscosidade turbulenta e a energia cinética turbulenta, as quais devem ser modeladas. Modelos de duas equações modelam a viscosidade turbulenta e utilizam uma equação de transporte para a energia cinética turbulenta, além de outra equação para a dissipação. Nesse trabalho, o modelo $k-\omega$ SST foi utilizado.

2.9 Modelo $k-\omega$ SST

O modelo $k-\omega$ SST foi proposto por Menter (1994) como uma forma de atender a necessidade de um modelo que fosse mais preciso do que os modelos existentes de duas equações em questão de simulação de escoamentos aerodinâmicos, que possuem regiões de gradientes

de pressão adversos e separação da camada limite. Ele combina dois outros modelos de turbulência: o modelo $k-\varepsilon$, que prediz com uma boa aproximação escoamentos de corrente livre em regiões fora da camada limite, mas falha em regiões próximas à paredes; e o modelo $k-\omega$, proposto por Wilcox (1988), que apresenta bom desempenho para o escoamento dentro da camada limite, com moderados gradientes de pressão adversos, mas apresenta uma grande sensibilidade com relação a valores de ω em regiões fora da camada limite, o que traz inconsistências em relação à distribuição da variável de dissipação no escoamento, evitadas com o uso do modelo $k-\varepsilon$.

No modelo $k-\omega$ SST, tem-se que $\omega = k/\varepsilon$, e a formulação para k e ω é semelhante ao modelo $k-\omega$ padrão, como descrita nas Equações 2.25 e 2.26, onde α e β são constantes para o modelo SST.

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i k)}{\partial x_i} = \tilde{P}_k - \beta^* \rho k \omega + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_k \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (2.25)$$

$$\frac{\partial \rho \omega}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i \omega)}{\partial x_i} = \alpha \rho S^2 - \beta \rho \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_k \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + 2(1 - F_1) \rho \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial \omega}{\partial x_i} \quad (2.26)$$

O último termo da Equação 2.26 é denominado termo de difusão cruzada, que permite a troca entre os modelos $k-\varepsilon$ e $k-\omega$, e F_1 é uma função de mistura, dada pela Equação 2.27.

$$F_1 = \tanh \left\{ \left\{ \min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{\beta^* \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right), \frac{4\rho \sigma_{\omega 2} k}{CD_{k\omega} y^2} \right] \right\}^4 \right\} \quad (2.27)$$

A variável y corresponde à distância em relação a superfície mais próxima e $CD_{k\omega}$ é a parte positiva do termo de difusão cruzada, dada por

$$CD_{k\omega} = \max \left(2\rho \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial \omega}{\partial x_i}, 10^{-10} \right) \quad (2.28)$$

A viscosidade turbulenta é definida por

$$\mu_t = \rho \frac{a_1 k}{\max(a_1 \omega, S F_2)} \quad (2.29)$$

onde S denota a taxa de deformação e F_2 é uma segunda função de mistura dada por

$$F_2 = \tanh \left\{ \left[\max \left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta^* \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right) \right]^2 \right\} \quad (2.30)$$

O modelo utiliza um limitador em relação à produção de energia cinética turbulenta \tilde{P}_k , conforme a Equação 2.31, o qual evita o acúmulo de turbulência em regiões de estagnação (MENTER; KUNTZ; LANGTRY, 2003).

$$P_k = \mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \rightarrow \tilde{P}_k = \min(P_k, 10 \cdot \beta^* \rho k \omega) \quad (2.31)$$

As constantes são computadas através de uma combinação das constantes dos modelos k- ϵ e k- ω , definida por

$$\phi = F_1 \phi_1 + (1 - F_1) \phi_2 \quad (2.32)$$

As constantes para o modelo k- ω SST são

$$\alpha_1 = 5/9, \beta_1 = 0.0750, \beta^* = 0,09, \sigma_{k1} = 0,85, \sigma_{\omega1} = 0,5,$$

$$\alpha_2 = 0,44, \beta_2 = 0,0828, \sigma_{k2} = 1, \sigma_{\omega2} = 0,856 \quad (2.33)$$

3 METODOLOGIA

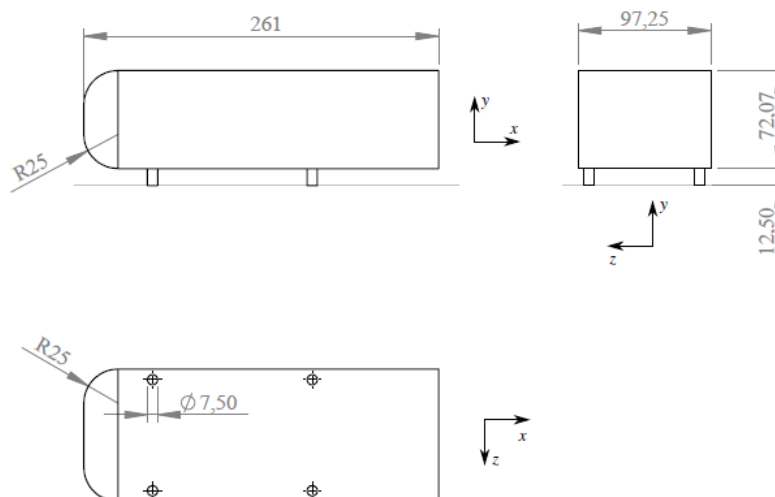
3.1 Aspectos Gerais

Neste trabalho foi realizada uma análise numérica da aplicação do controle ativo em um modelo automobilístico de geometria simples, com o objetivo de reduzir o coeficiente de arrasto do modelo. O modelo utilizado nas simulações foi o corpo de Ahmed, com inclinação traseira de 90° . O escoamento ao redor do corpo de Ahmed foi simulado no software comercial *Ansys Fluent* 17.0. A malha foi validada a partir de dados experimentais presentes na literatura para o corpo de Ahmed sem a aplicação do controle. Após a validação, foi simulado o escoamento no corpo de Ahmed com injeção e sucção de ar constantes na base, localizada na região traseira.

3.2 Trabalho experimental

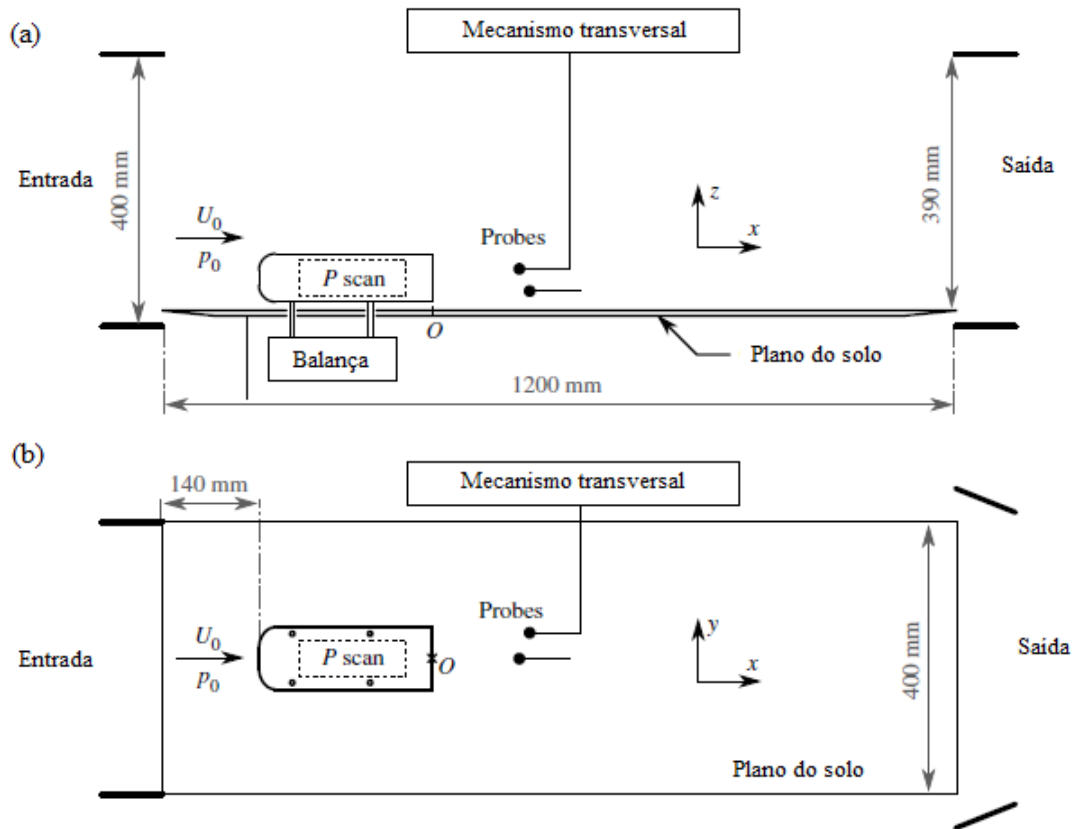
A simulação numérica para a validação da malha a ser utilizada na análise do controle de arrasto foi baseada nos dados experimentais do trabalho de Grandemange, Gohlke e Cadot (2013). O modelo usado nos experimentos foi o corpo de Ahmed com inclinação traseira de 90° , com escala de 1/4 em relação ao testado por Ahmed, Ramm e Faltin (1984). A Figura 3.1 mostra as dimensões do corpo de Ahmed para esse experimento.

Figura 3.1 – Corpo de Ahmed utilizado por Grandemange, Gohlke e Cadot (2013). Dimensões em mm.



A Figura 3.2 mostra a configuração dos testes experimentais. Os testes foram realizados em um túnel de vento tipo Eifel, com intensidade de turbulência na entrada menor que 0,3%. Uma placa, para representar o efeito solo, foi posicionado a uma distância $c = 12,5$ mm da parte inferior do corpo de Ahmed. Quatro suportes cilíndricos com diâmetro de 7,5 mm fazem a conexão entre o corpo e a balança localizada abaixo da placa. O fator de bloqueio para esse experimento é menor que 5%.

Figura 3.2 – Configuração do experimento: vista lateral (a) e vista superior(b)



Fonte: Adaptado de Grandemange, Gohlke e Cadot (2013)

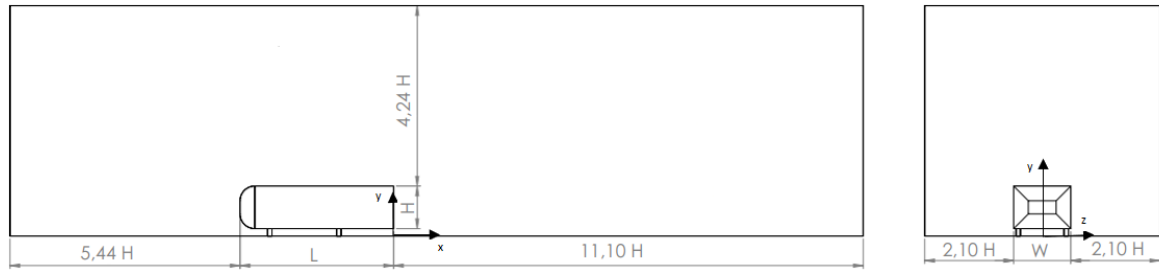
A velocidade do escoamento utilizada foi $U_0 = 20$ m/s e o número de Reynolds baseado no comprimento foi $Re = 3,6 \times 10^5$. As medições de arrasto foram realizadas por meio de uma balança bidimensional e as medições de pressão no corpo foram realizadas em 62 tomadas, com 21 dessas localizadas na parte traseira, através de um scanner de pressão em miniatura localizado dentro do modelo.

3.3 Geometria do domínio computacional

O domínio computacional usado na simulação para a validação da malha e para a aplicação do controle ativo pode ser observado na Figura 3.3. As dimensões foram normalizadas a partir da altura, H , do corpo de Ahmed. Essas dimensões foram definidas de forma que o escoamento não tenha influência das paredes laterais. O grande intervalo entre a parte traseira e a saída do domínio foi definido para que a esteira formada na parte traseira possa se desenvolver e tornar-se estável, sendo bastante comum em simulações de escoamentos aerodinâmicos. Não foi definida a simetria no domínio, pois a proximidade do corpo com o solo faz com que o escoamento perca a simetria.

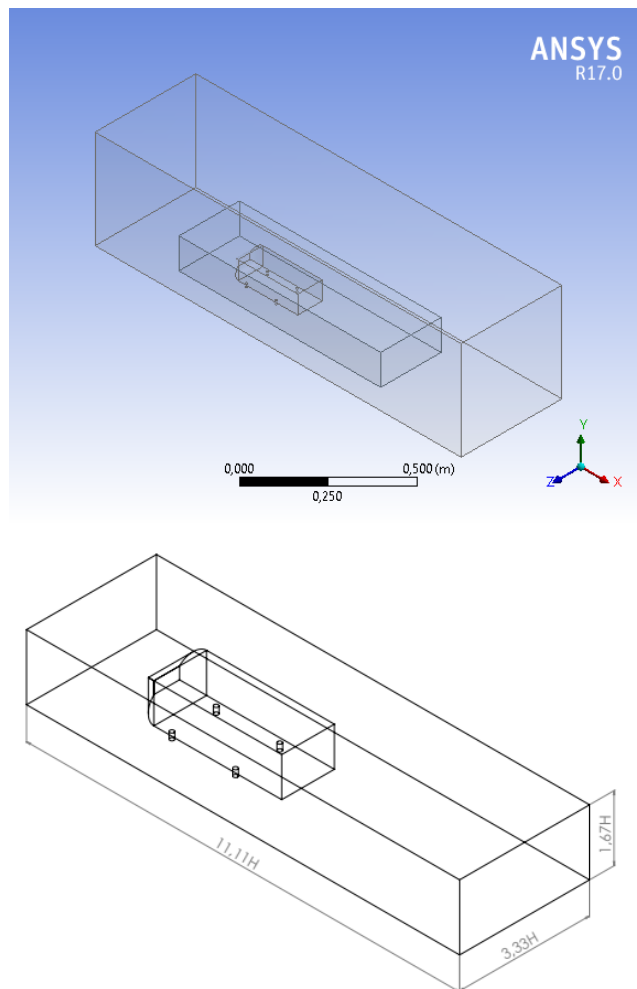
Para melhor análise da camada limite e da esteira, foi definido um volume próximo ao corpo onde os elementos da malha são menores em comparação aos elementos que discretizam

Figura 3.3 – Domínio computacional definido para as simulações.



o domínio fora dessa região. A Figura 3.4 mostra as dimensões e a localização desse volume no domínio computacional definido para a simulação. Nota-se que as dimensões desse domínio é menor em comparação à geometrias encontrados na literatura, cujo motivo é diminuir custo computacional para a realização da análise numérica do trabalho.

Figura 3.4 – Disposição da geometria definida para o domínio computacional (acima) e dimensões do volume para refinamento da malha (abaixo)



3.4 Corpo de Ahmed sem controle

3.4.1 Malha

O corpo de Ahmed possui uma geometria relativamente simples em comparação ao modelo real. No entanto, para uma análise mais detalhadas das estruturas presentes no escoamento ao redor desse corpo, principalmente na esteira que se forma na região traseira, necessita-se de uma malha refinada para que isso seja possível.

Nesse trabalho, a malha gerada para o corpo de Ahmed sem controle ativo de arrasto foi validada com os dados experimentais do trabalho de Grandemange, Gohlke e Cadot (2013). Para a validação, foram definidas três malhas: uma grosseira, uma média e outra mais fina.

As características gerais para o domínio foram definidas para as malhas grosseira, média e fina, onde o parâmetro definido para o comprimento global de aresta foi modificado, aumento o número de elementos em cada malha. As Tabelas 3.1, 3.2 e 3.3 mostram os parâmetros para cada malha utilizada na simulação.

Tabela 3.1 – Parâmetros definidos para o domínio na malha grosseira

Característica	Parâmetro definido
Função de tamanho	Proximidade e Curvatura
Centro de relevância	Fino
Ângulo de curvatura	18°
Comprimento global máximo de aresta	18 mm
Fator de crescimento	1,2

Tabela 3.2 – Parâmetros definidos para o domínio na malha média

Característica	Parâmetro definido
Função de tamanho	Proximidade e Curvatura
Centro de relevância	Fino
Ângulo de curvatura	15°
Comprimento global máximo de aresta	12 mm
Fator de crescimento	1,2

Tabela 3.3 – Parâmetros definidos para o domínio na malha fina

Característica	Parâmetro definido
Função de tamanho	Proximidade e Curvatura
Centro de relevância	Fino
Ângulo de curvatura	18°
Comprimento global máximo de aresta	10 mm
Fator de crescimento	1,2

A função de proximidade e curvatura foi usada para melhorar a qualidade da malha próxima às regiões arredondadas e cantos. O centro de relevância fino para os três tamanhos foi escolhido por uma questão de economia de tempo na geração da malha e na simulação. Os dois últimos parâmetros foram definidos de forma a manter uma boa qualidade para a malha. A malha é formada predominantemente por elementos tetraédricos.

O refinamento da malha ficou restringido ao volume próximo ao corpo. O parâmetro modificado em cada tamanho da malha foi o comprimento máximo de aresta. O valor desse comprimento, representado por l , foi definido a partir de uma razão l/H , onde H é a altura do corpo de Ahmed. A altura foi considerado como fator de parametrização da malha porque é uma dimensão utilizada frequentemente em trabalhos experimentais e numéricos com o corpo de Ahmed. A Tabela 3.4 mostra os parâmetros de refinamento da malha.

Tabela 3.4 – Parâmetros definidos para o refinamento da malha no volume próximo ao corpo de Ahmed

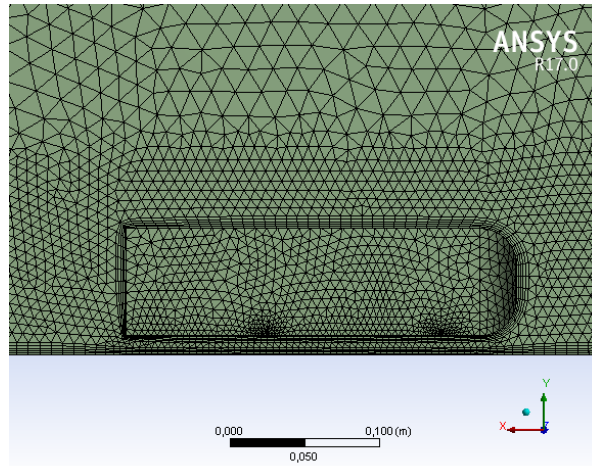
Malha	l/H	Dimensão máxima da aresta
Grosseira	0,1	7,2 mm
Média	0,05	3,6 mm
Fina	0,038	2,8 mm

A Figura 3.5 mostra as malhas geradas para a simulação do corpo de Ahmed. Próximo ao corpo e na parte inferior do domínio, que representa o solo, foi utilizado o recurso da inflação (*inflation*), para capturar melhor os efeitos do escoamento próximo à parede sem grande custo computacional. Através da extrusão de elementos superficiais, as primeiras camadas volumétricas da malha próxima a parede podem ser obtidas, resultando em camadas de elementos prismáticos que apresentam características de malha estruturada na direção normal à superfície (SANTOS, 2008). Esse recurso gera camadas de malha extrudadas com alta razão de aspecto.

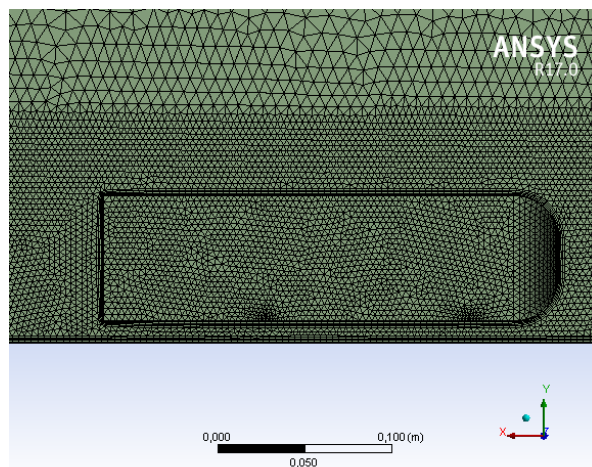
Foram usadas 10 camadas de malha extrudada para melhor análise da camada limite nos três casos. Assim, as malhas formadas apresentam elementos tetraédricos em sua maior parte e prismáticos próximo às paredes.

Figura 3.5 – Malhas geradas para a simulação

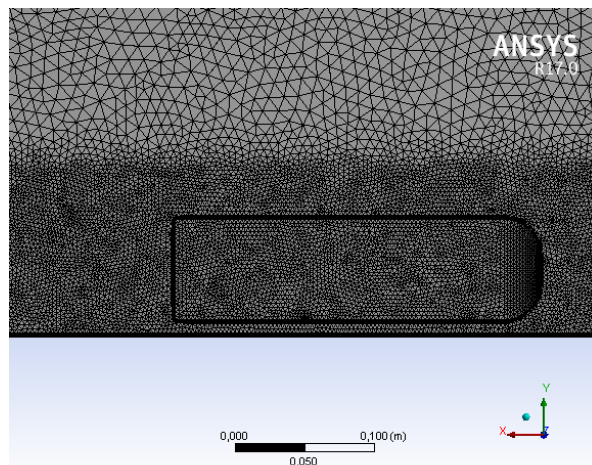
(a) Malha grosseira



(b) Malha média



(c) Malha fina



O parâmetro y^+ , distância adimensional à parede do primeiro elemento fora da parede, foi avaliado para localizar os elementos de malha com relação à camada limite. De acordo com Menter, Kuntz e Langtry (2003), esse parâmetro para o modelo $k-\omega$ SST deve ser $y^+ < 2$, contudo, esse mesmo estudo mostra que não há variação menor que 2% nas tensões cisalhantes para $0,5 \leq y^+ \leq 100$, e as velocidades em todos os casos apresentaram perfis logarítmicos. Na Tabela 3.5 podem ser observados valores desse parâmetro para os três casos, os quais localizam-se entre os limites citados.

Tabela 3.5 – Parâmetros definidos para o refinamento da malha no volume próximo ao corpo de Ahmed

Malha	y^+
Grosseira	60
Média	40
Fina	30

Outro recurso utilizado na geração da malha foi o avanço de frente superficial (*AFSM - Advancing Front Surface Mesher*). Esse método de geração de malha superficial não-estruturada de elementos triangulares discretiza a fronteira, aplicando um algoritmo que ajusta os elementos triangulares ao contorno, gerando uma frente que pode ser utilizada na formação da malha volumétrica (ANSYS, 2016). O método AFSM foi utilizado nesse trabalho por proporcionar uma malha mais uniforme e de melhor qualidade levando-se em consideração as mudanças de tamanho dos elementos que a compõe.

A Tabela 3.6 mostra informações sobre o número final de elementos e a qualidade (*skewness*) para os três casos. Esse fator de avaliação da qualidade da malha determina o quão próximo o elemento de malha está do ideal. Valores próximos de 0 define uma malha de melhor qualidade. Nota-se que, considerando esse fator, os três casos apresentaram malhas de ótima qualidade.

Tabela 3.6 – Número de elementos e fator de qualidade para os três casos

Malha	Número de elementos	Skewness
Grosseira	928200	0,210
Média	5080908	0,206
Fina	9759218	0,204

3.4.2 Simulação computacional

Como mencionado antes, a simulação computacional foi realizada no software *ANSYS Fluent* 17.0. Nesse software foram configuradas as condições iniciais, as condições de contorno,

além de especificar o método de solução, o modelo de turbulência e o regime de escoamento analisado.

O escoamento tridimensional ao redor do corpo de Ahmed foi simulado com dupla precisão, necessária para o elevado grau de turbulência existente na esteira do corpo (ANSYS, 2010). O regime de escoamento escolhido foi o transiente, uma vez que os efeitos presentes nesse tipo de regime influenciam nos valores de coeficiente de arrasto calculados.

A Figura 3.6 mostra a localização das condições de contorno no domínio definido. As outras três paredes foram definidas como paredes deslizantes, onde o escoamento desliza livremente, de maneira a representar o escoamento de ar sem confinamento. Na Tabela 3.7 estão definidas as condições de contorno utilizadas na simulação. Na condição de entrada, a intensidade de turbulência foi definida como 0,3%, para que a simulação seja próxima da condição de turbulência do experimento.

Figura 3.6 – Localização das condições de contorno

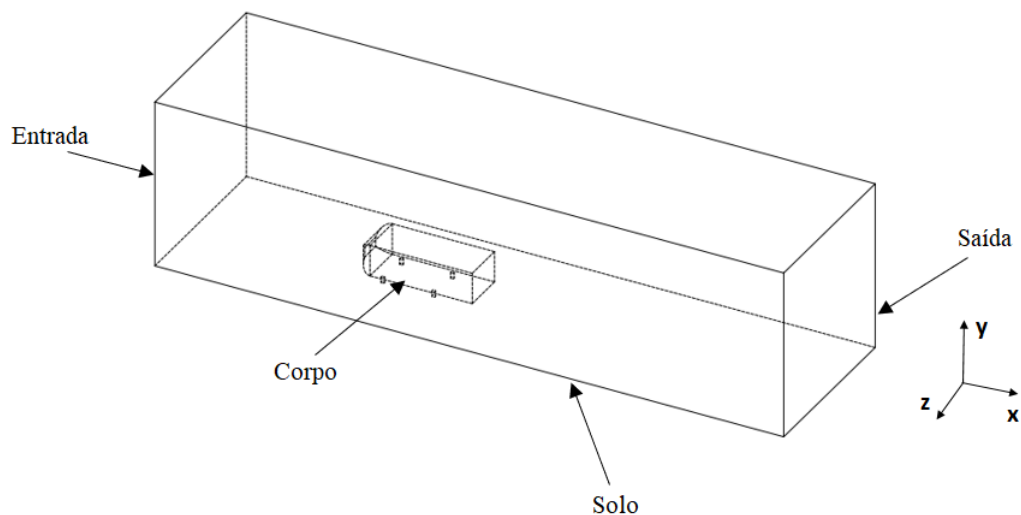


Tabela 3.7 – Condições de contorno utilizadas nas simulações

Condições de Contorno	
Entrada	$V_x = 20 \text{ m/s}$, $V_y = 0$, $V_z = 0$ Intensidade de turbulência = 0,3%
Saída	$p = p_{atm}$
Superfície do Corpo e Solo	Não-deslizamento $V = 0$
Paredes deslizantes	$\tau = 0$

As demais configurações definidas para a simulação podem ser vistas na Tabela 3.8, tais como: valores de referência, informações sobre os métodos de solução do domínio espacial,

além de informações sobre os parâmetros para a solução transiente.

Tabela 3.8 – Configuração utilizada nas simulações do corpo de Ahmed sem o controle

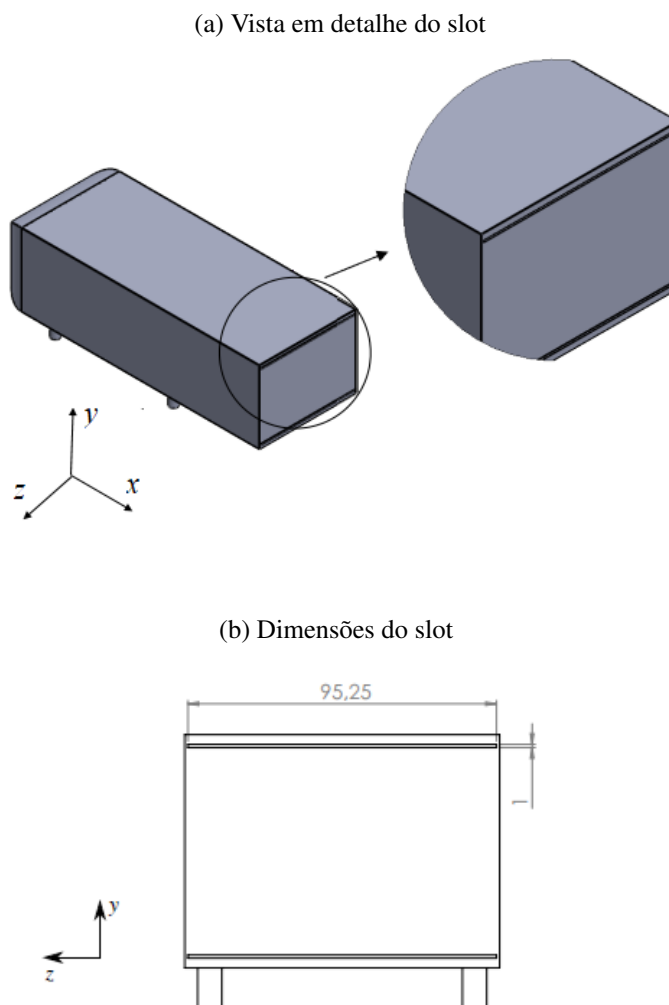
Dados da simulação	
Regime de escoamento	Transiente
Modelo de turbulência	k- ω SST
Fluido	Ar
Valores de referência	Área = 0,00719 m ²
	Massa específica = 1,225 kg/m ³
	Temperatura = 293,16 K
	Velocidade = 20 m/s
	Viscosidade = 1,8 x 10 ⁻⁵ kg/m·s
	Razão dos calores específicos = 1,4
Métodos de solução espacial	Acoplamento pressão-velocidade: SIMPLE
	Gradiente: Mínimos Quadrados
	Pressão: Segunda Ordem
	<i>Momentum: Upwind</i> de segunda ordem
	Energia Cinética Turbulenta: <i>Upwind</i> de segunda ordem
	Taxa de dissipação específica: <i>Upwind</i> de segunda ordem
Formulação transiente	Implícita de segunda ordem
Fatores de relaxação	Pressão: 0,3
	Massa específica: 1
	Força: 1
	Momentum: 0,7
	Energia cinética turbulenta: 0,8
	Taxa de dissipação específica: 0,8
Condições iniciais	$V_x = 20$ m/s, $V_y = 0$, $V_z = 0$
	$k = 0,0054$ m ² /s ²
	$\omega = 52,2$ s ⁻¹
Parâmetros de tempo	Tempo inicial = 0 s
	Tempo total = 0,5 s
	Passo de tempo = 1,0 x 10 ⁻³ s
Critério de convergência	10 ⁻⁴

Os valores de coeficiente de arrasto e de pressão calculados foram obtidos pela média dos dados entre os passos de tempo 100 e 500, o que equivale ao tempo de simulação entre 0,1 s e 0,5 s.

3.5 Aplicação do controle ativo

O controle ativo foi aplicado no corpo de Ahmed com inclinação de 90° na parte traseira, local onde ocorre a separação do escoamento, que é predominantemente bidimensional. Na Figura 3.7, observa-se em detalhe o dispositivo de controle ativo do escoamento. Dois *slots* foram posicionados, um na parte superior e outro na parte inferior da base traseira do modelo, a uma distância de 5 mm abaixo e acima dos limites superior e inferior da base, respectivamente.

Figura 3.7 – Esquema do dispositivo de controle do escoamento



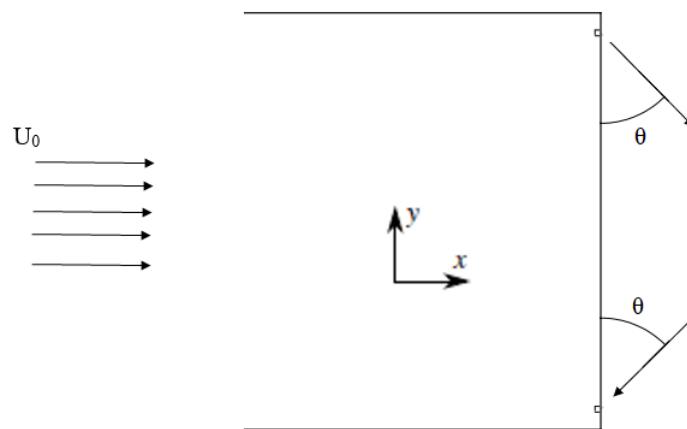
Para caracterizar a injeção de ar utiliza-se dois fatores, a razão de injeção (*blowing ratio*), B , e o coeficiente de *momentum*, C_μ , definidos por

$$B = \frac{U_{inj}}{U_\infty} \quad (3.1)$$

$$C_\mu = \frac{A_{slot}}{A_{modelo}} \left(\frac{U_{inj}}{U_\infty} \right)^2 \cos \theta \quad (3.2)$$

No trabalho, a sucção e injeção de ar possuem velocidades uniformes e constantes, e foram analisados para $B = 1,5$ e $C_\mu = 0,021$, $B = 2,0$ e $C_\mu = 0,037$. Na injeção, o ar é direcionado a 45° a partir da superfície traseira, visto que ao orientar a massa de ar dessa forma resulta em uma redução de arrasto maior que direcioná-la horizontalmente (LITTLEWOOD; PASSMORE, 2012). Da mesma forma, a sucção foi direcionada a 45° em relação à superfície da base, de forma que a quantidade de movimento da injeção e da própria sucção seja igualada, pressupondo que a massa de ar sugada seja equivalente à massa de ar injetada. A Figura 3.8 mostra o direcionamento do fluxo de ar no controle ativo.

Figura 3.8 – Direcionamento do fluxo de ar no controle ativo



Em relação à malha, foi utilizada aquela com maior grau de refinamento, após a validação com os dados experimentais para o corpo de Ahmed sem o controle. As condições da simulação do controle ativo são iguais as definidas nas simulações anteriores. A Tabela 3.9 apresenta as condições em relação a injeção e sucção de ar.

Tabela 3.9 – Condições de contorno para o controle ativo nas simulações

Caso	Condição	Parâmetros
$C_\mu = 0,021$	Injeção	$V_x = 21,1 \text{ m/s}$, $V_y = -21,2 \text{ m/s}$, $V_z = 0$
	Sucção	$V_x = -21,1 \text{ m/s}$, $V_y = -21,2 \text{ m/s}$, $V_z = 0$
$C_\mu = 0,037$	Injeção	$V_x = 28,3 \text{ m/s}$, $V_y = -28,3 \text{ m/s}$, $V_z = 0$
	Sucção	$V_x = -28,3 \text{ m/s}$, $V_y = -28,3 \text{ m/s}$, $V_z = 0$

Os resultados das simulações do controle ativo de escoamento foram comparados com os que foram obtidos com a simulação do corpo de Ahmed sem controle com a malha mais fina,

com relação ao coeficiente de arrasto, coeficiente de pressão, além das linhas de corrente de velocidade, e distribuição do coeficiente de pressão na região traseira do modelo.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Validação com experimentos

Os valores para coeficiente de arrasto e coeficiente de pressão calculados nas simulações foram comparados com os valores experimentais para esses adimensionais obtidos por Grandemange, Gohlke e Cadot (2013). A Tabela 4.1 mostra esses valores para o coeficiente de arrasto. Os valores de coeficiente de arrasto obtidos na simulação variam de acordo com a resolução da

Tabela 4.1 – Valores de coeficiente de arrasto calculados e experimental

Caso	C_D	Variação do C_D (%)
Experimental	0,274	-
Malha grosseira	0,380	38,7
Malha média	0,351	28,1
Malha fina	0,343	25,2

malha, sendo o menor valor obtido na malha mais refinada. Quando se compara esses valores com o resultado experimental, o menor erro obtido foi de aproximadamente 25%, um valor um pouco alto para essa variável, contudo em semelhança a resultados obtidos por Guilmineau (2008) em seu trabalho para o modelo de turbulência $k-\omega$ SST.

Em relação ao coeficiente de pressão, os resultados obtidos nas simulações foram melhores em comparação ao experimental, como pode ser visto na Tabela 4.2. Esses valores mostram que a malha com aproximadamente 10 milhões de elementos consegue uma boa aproximação para esse parâmetro, menor que 20%.

Tabela 4.2 – Valores de coeficiente de pressão calculados e experimental

Caso	C_p	Variação do C_p (%)
Experimental	-0,185	-
Malha grosseira	-0,234	26,4
Malha média	-0,216	16,2
Malha fina	-0,215	16,2

A partir disso, os valores de referência para o C_D e C_p do modelo de Ahmed sem controle que foram utilizados para a comparação com os resultados obtidos para o modelo com a aplicação do controle ativo são os calculados com a malha de maior número de elementos.

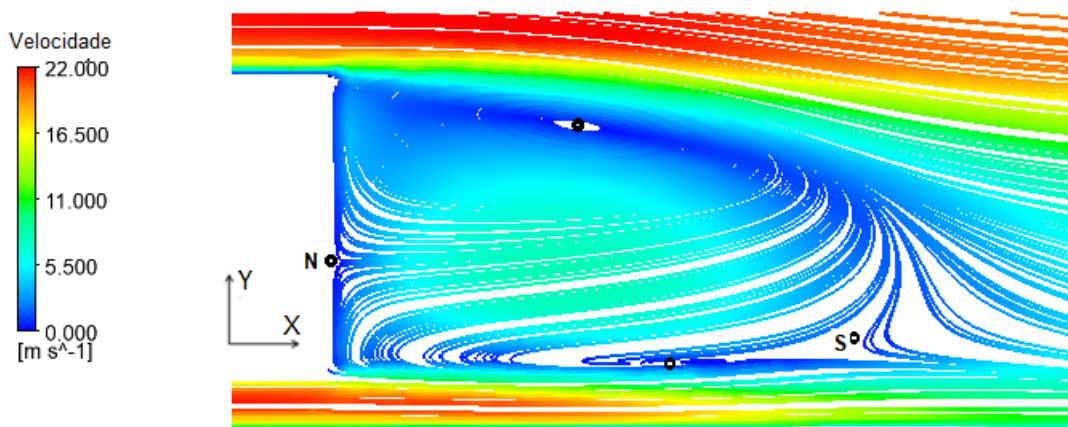
4.2 Análise do escoamento sem controle

O escoamento do corpo de Ahmed foi analisado de forma qualitativa em relação aos campos de velocidade e pressão, além de características que envolvem a energia cinética turbulenta.

4.2.1 Campo de velocidade

A Figura 4.1 mostra as linhas de corrente de velocidade, mediadas no tempo, na região traseira do corpo de Ahmed, no plano $z = 0$.

Figura 4.1 – Linhas de corrente de velocidade da região traseira no plano $z = 0$



Observa-se no escoamento a formação de dois vórtices, um na parte superior e outro na parte inferior, com sentidos de rotação contrário. Os pontos pretos localizam o núcleo de cada vórtice na Figura 4.1. O vórtice superior é mais largo que o vórtice inferior. Outra característica do escoamento nessa região é o "recolamento" da camada limite na superfície traseira, no ponto de estagnação N. O escoamento na parte inferior é de certa forma suprimida pela pequena distância entre o corpo e o solo. Na região após os vórtices, nota-se a presença de um ponto de sela, S, onde os escoamentos da parte de cima e de baixo juntam-se em um único fluxo.

As Figuras 4.2 e 4.3 mostram as linhas de corrente de velocidade em dois planos transversais, $x/H = 0,6$ e $x/H = 2,8$. No primeiro plano, $x/H = 0,6$, verifica-se a presença de dois vórtices longitudinais, com sentidos de rotação contrários, localizados no centro do plano. Esses vórtices são originados da interação do escoamento lateral com o escoamento inferior, e devido ao *upwash* presente no escoamento, esses vórtices vão em direção ao plano superior superior, onde são dissipados rapidamente (AHMED, 1981).

No plano $x/H = 2,8$, nota-se a presença de dois vórtices contrarrotativos, com sentidos de rotação inversos aos vistos na Figura 4.2. Nesse caso, a interação de vórtices transversais com o escoamento principal, após o ponto onde os escoamentos que se movem acima e abaixo do corpo reencontram-se, origina os vórtices longitudinais vistos na Figura 4.3, que rapidamente são dissipados no escoamento principal (ROUMEAS; GILLIERON; KOURTA, 2009).

Figura 4.2 – Linhas de corrente de velocidade no plano $x/H = 0,6$

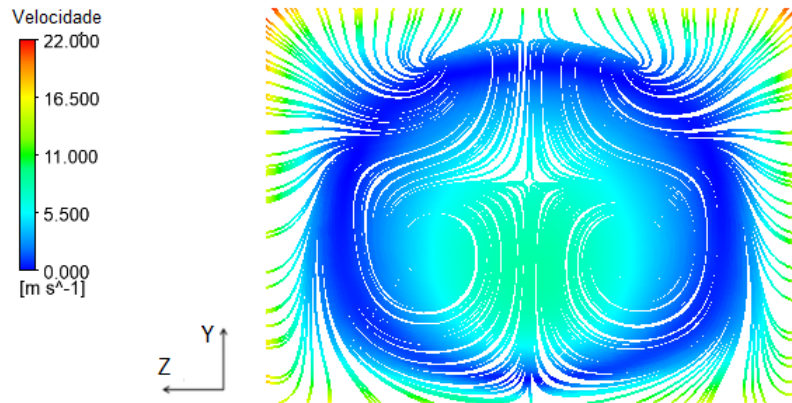
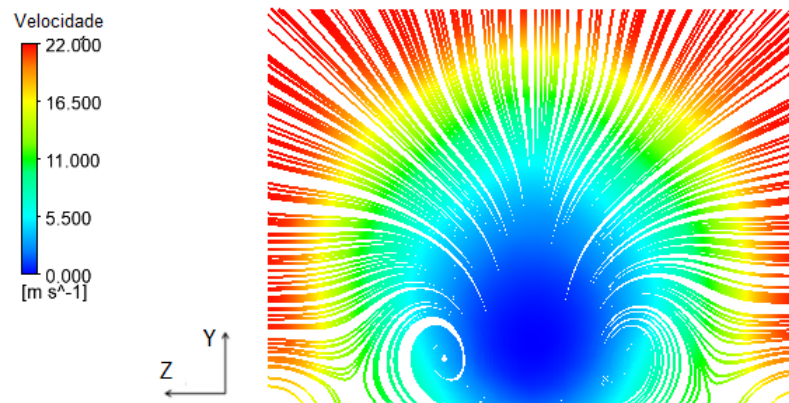


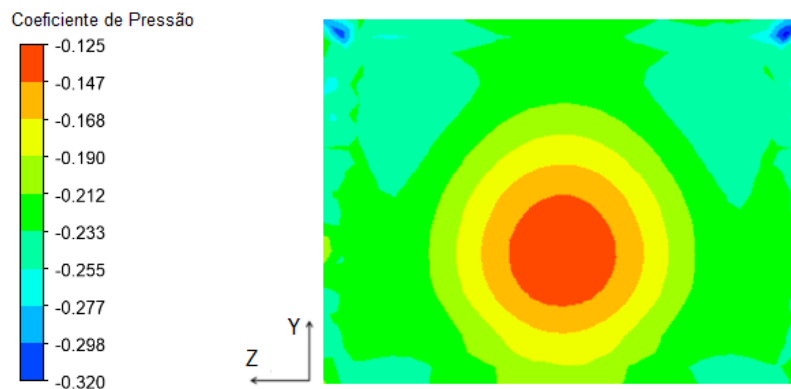
Figura 4.3 – Linhas de corrente de velocidade no plano $x/H = 2,8$



4.2.2 Pressão

O campo de pressão foi analisado em relação ao coeficiente de pressão. A Figura 4.4 mostra a distribuição do coeficiente de pressão, mediada no tempo, no plano $x = 0$.

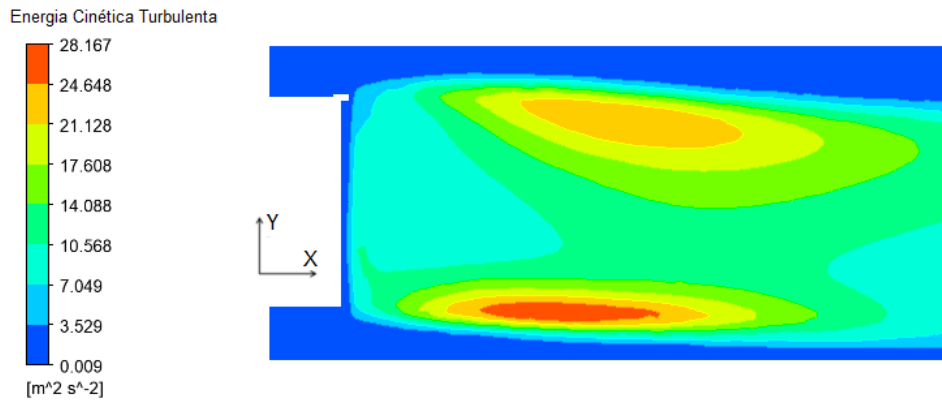
Figura 4.4 – Coeficiente de pressão no plano $x = 0$ do corpo de Ahmed sem controle ativo



O coeficiente de pressão na superfície traseira do corpo distribui-se de maneira simétrica em toda essa região. Observa-se uma região com um alto coeficiente de pressão, indicado em vermelho na Figura 4.4, referindo-se a área onde o escoamento adere a superfície novamente, como

cinética dissipada, equivalente a $28 \text{ m}^2/\text{s}^2$. Nessa região, devido à grande dissipação de energia, os vórtices são pouco desenvolvidos, o que pode ser observado na Figura 4.1, onde na parte inferior é formado um vórtice menor em relação ao que é gerado na parte superior.

Figura 4.7 – Distribuição da energia cinética turbulenta ao longo do plano $z=0$



Na parte superior, a energia cinética turbulenta é menor, o que favorece a formação de vórtices maiores e mais largos, o que vai de acordo com o que é mostrado na Figura 4.1.

4.3 Aplicação do controle ativo

4.3.1 Redução de arrasto

Os valores de coeficiente de arrasto e coeficiente de pressão obtidos nas simulações para os dois casos de controle ativo foram comparados com o valor de referência, que se refere ao caso sem o controle, como podem ser vistos pela as Tabelas 4.3 e 4.4.

Tabela 4.3 – Comparação dos valores de C_D entre os casos de referência e de controle ativo

Caso	C_D	Variação do C_D (%)
Referência	0,343	-
CA $C_\mu = 0,021$	0,331	-3,5
CA $C_\mu = 0,037$	0,329	-4,1

Os valores computados revelam que nos dois casos de controle ativo houve uma redução do coeficiente de arrasto do modelo, com o segundo caso, $C_\mu = 0,037$, em que a redução de arrasto foi de aproximadamente 4%, semelhante a resultados anteriores obtidos no controle ativo utilizando injeção de ar constante (MCNALLY et al., 2015). Observa-se também que o primeiro caso, $C_\mu = 0,021$, atingiu resultados semelhantes ao segundo caso, com redução no C_D de 3,5%, o que leva a uma conclusão inicial de que o aumento da velocidade de injeção e sucção em 10 m/s leva a uma pequena redução no coeficiente de arrasto, e para maior efeito do controle ativo, a variação de C_μ deve ser maior.

Tabela 4.4 – Comparação dos valores de C_p da superfície traseira entre os casos de referência e de controle ativo

Caso	C_p	Variação do C_p (%)
Referência	-0,215	-
CA $C_\mu = 0,021$	-0,209	2,8
CA $C_\mu = 0,037$	-0,207	3,7

A redução no coeficiente de pressão na parte traseira do modelo explica a diminuição do arrasto do mesmo, uma vez que o aumento de pressão na região traseira diminui o arrasto de pressão nessa área. O segundo caso de controle de arrasto obteve maior redução em comparação ao primeiro caso, confirmando os resultados da Tabela 4.3.

4.3.2 Análise do escoamento

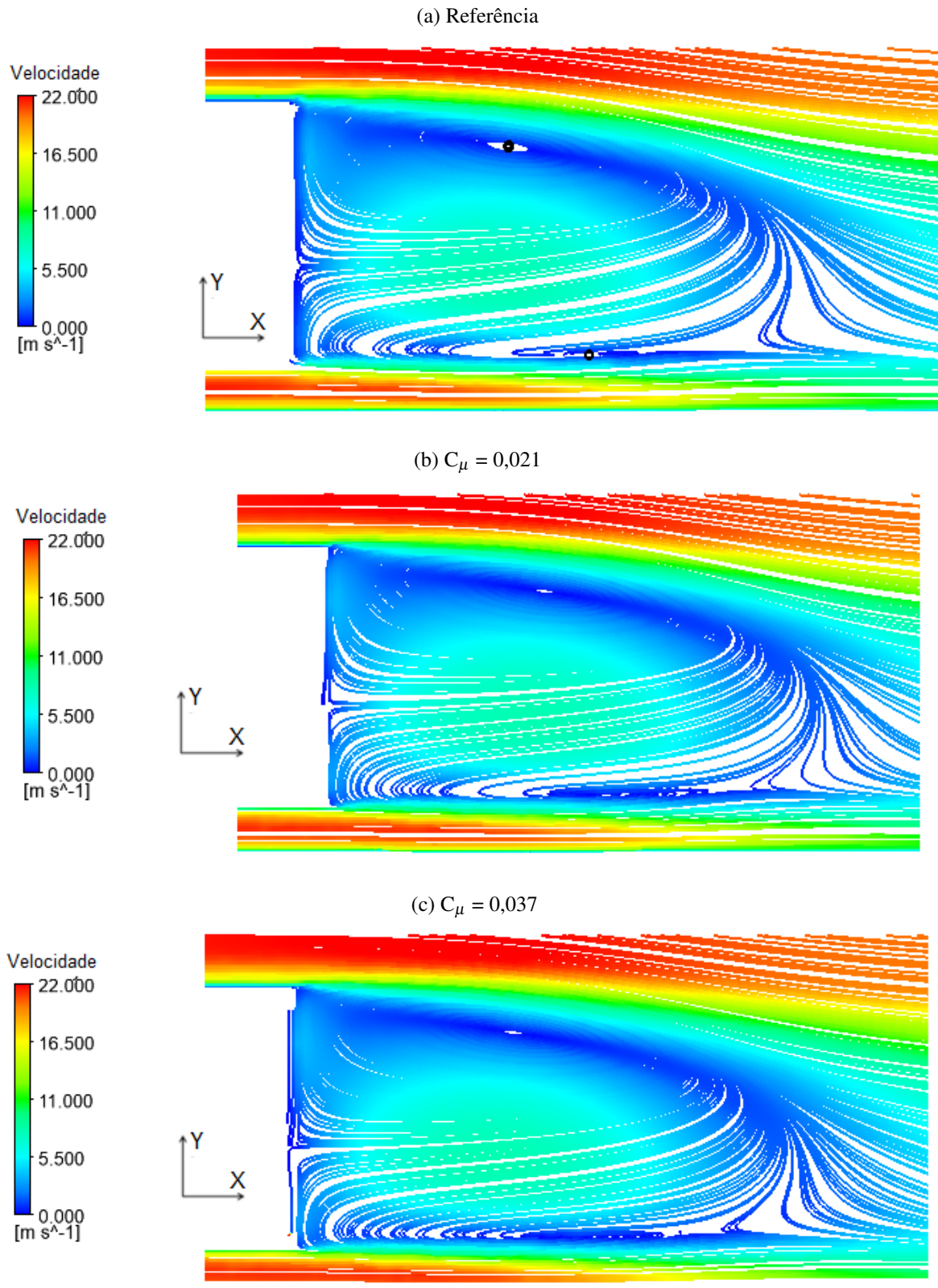
As linhas de corrente para os três casos podem ser observadas na Figura 4.8. Para $C_\mu = 0,021$, observa-se o aumento do vórtice da parte inferior, ao mesmo tempo que o vórtice superior sofreu uma redução em comparação ao caso de referência. Isso deve-se ao trabalho da injeção constate, que aumenta a quantidade de movimento na parte traseira e direciona o escoamento para a região inferior, o que torna o vórtice de baixo mais largo que o de referência. Esse aumento é controlado pela a sucção, que reduz em parte a quantidade de movimento e a energia dissipada pelo vórtice, e aproxima-o da superfície traseira do corpo.

Para $C_\mu = 0,037$, o vórtice superior diminui em comparação ao vórtice em $C_\mu = 0,021$, assim como o vórtice inferior, o que representa a maior redução no coeficiente de arrasto em relação ao caso de referência. O aumento no coeficiente de momentum aumenta a quantidade de movimento do escoamento principal, o que limita a interação com o escoamento transversal e com o escoamento que se desloca da parte de baixo do modelo, e provoca a redução do arrasto de vórtice.

Na Figura 4.9, pode ser vista a distribuição do coeficiente de pressão na superfície traseira do modelo. Percebe-se que a aplicação do controle ativo aumenta o C_p nessa região, como é mostrado que os contornos azuis em 4.9a tornam-se verdes em 4.9b e 4.9c. A injeção e a sucção proporcionaram redução das zonas de baixa pressão, promovendo o aumento do C_p na parte superior e na parte inferior da base, reduzindo-se o arrasto de pressão, relacionado a queda de pressão entre a parte dianteira e traseira do corpo.

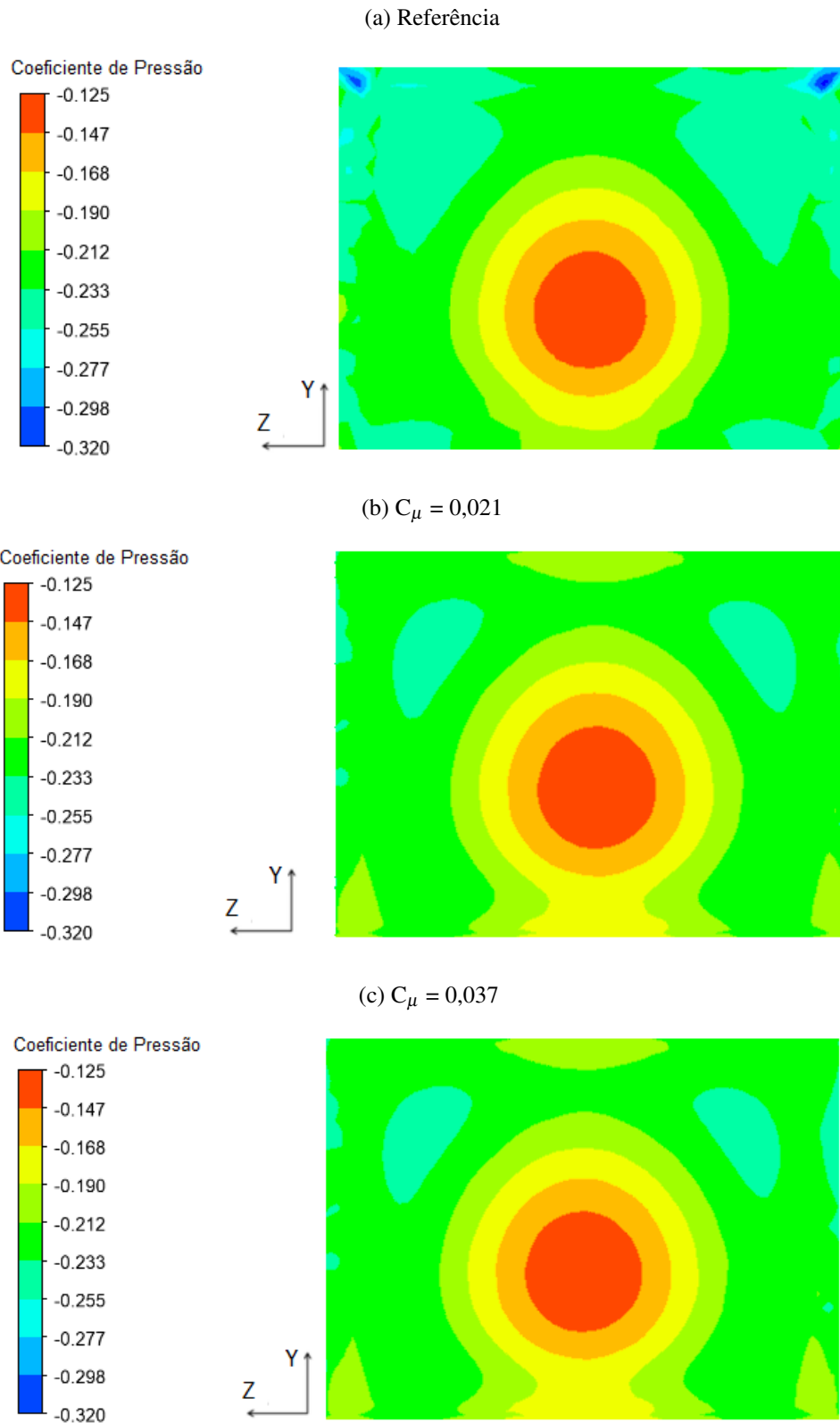
Assim como no caso sem o controle, os dois casos de controle ativo apresentam um *O-ring* de baixa pressão presente na esteira próxima ao modelo. A Figura 4.10 mostra a distribuição de pressão na esteira próxima ao corpo, no plano em corte $z = 0$. Observa-se que a zona de baixa pressão para os dois casos de controle ativo é menor que o caso de referência, e os valores mínimos tem variação positiva, sendo 1,1% para $C_\mu = 0,021$ e 1,5% para $C_\mu = 0,037$, em relação ao valor de referência. Isso explica os valores para a variação do coeficiente de arrasto

Figura 4.8 – Linhas de corrente de velocidade para os três casos no plano $z = 0$



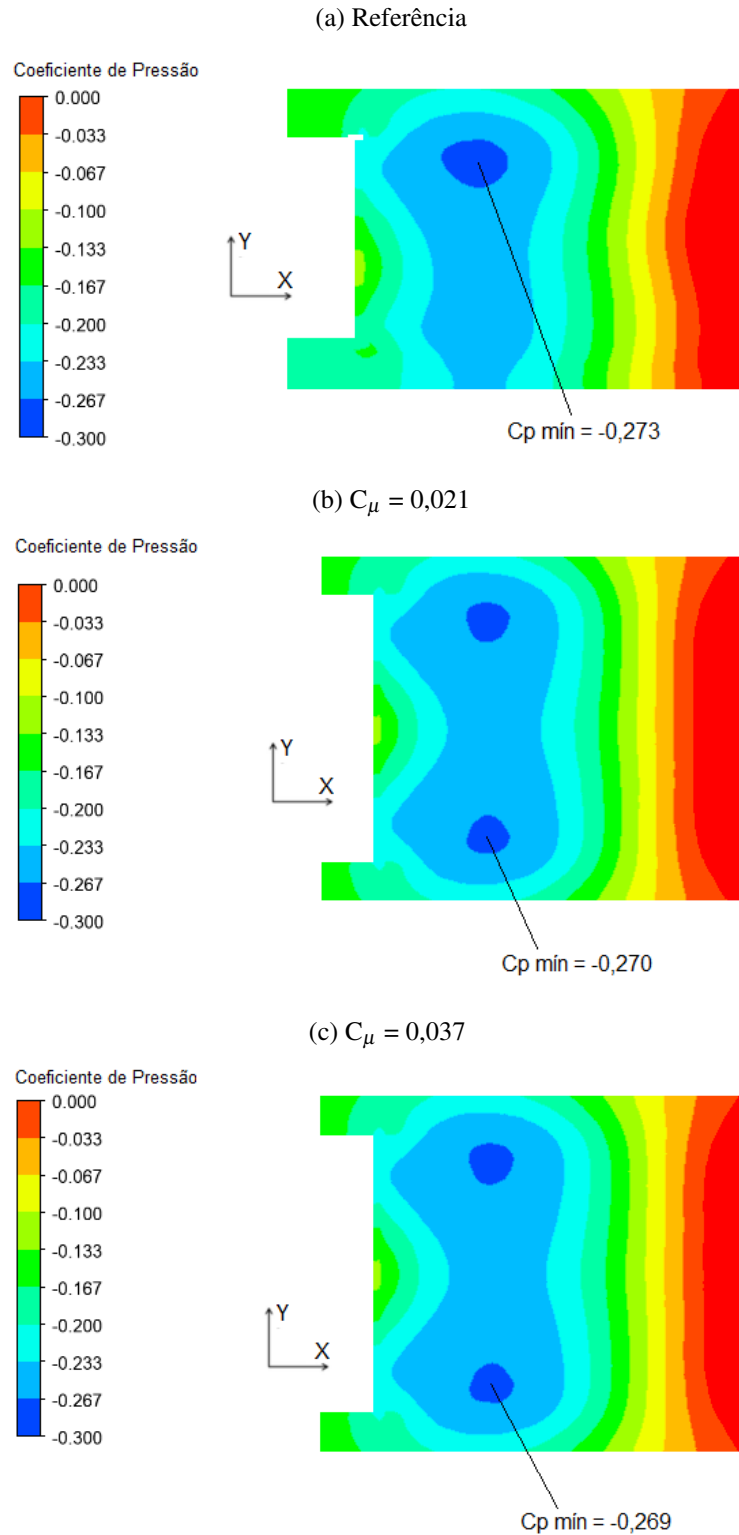
na Tabela 4.3, pois as zonas de baixa pressão no controle ativo não sofre uma grande redução de forma que induza uma alteração maior no arrasto do corpo.

Figura 4.9 – Distribuição do coeficiente de pressão na superfície traseira para os três casos



A análise dos contornos de energia cinética turbulenta, visualizados na Figura 4.11, mostra que houve redução na energia cinética dissipada quando o controle ativo é aplicado. Em ambos os casos, a região próxima ao vórtice inferior apresenta o maior valor de energia dissipada.

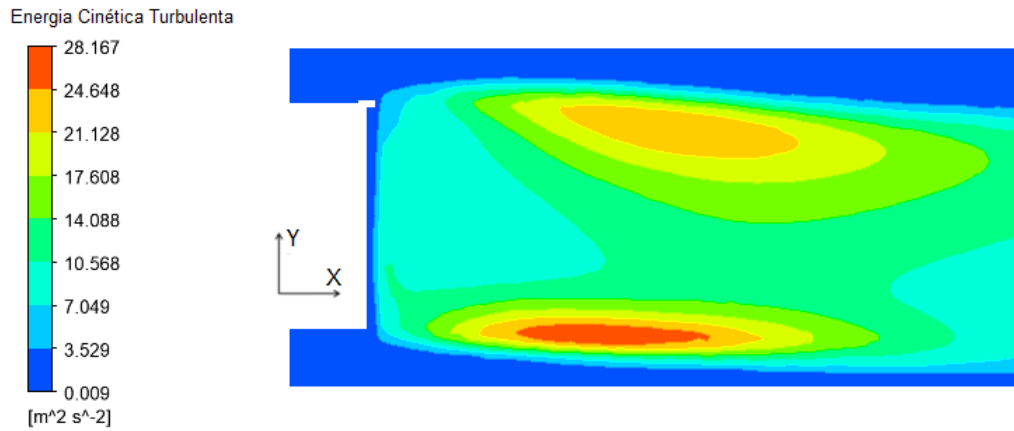
Figura 4.10 – Distribuição de coeficiente de pressão na esteira próxima ao corpo, no plano $z = 0$, para os três casos



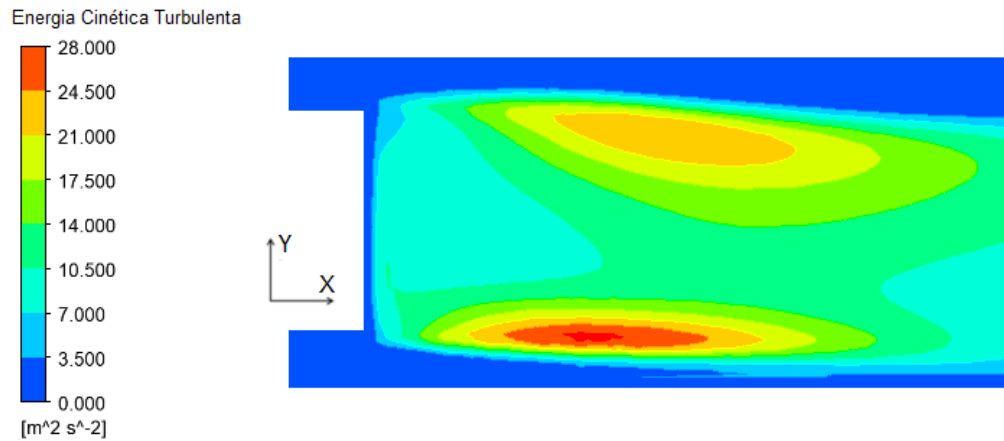
No controle ativo, a interação do escoamento que desloca entre o corpo e o solo com o escoamento transversal e a sucção permitem que a energia turbulenta seja reduzida, o que garante um coeficiente de arrasto menor.

Figura 4.11 – Distribuição da energia cinética turbulenta ao longo do plano $z=0$ para os três casos

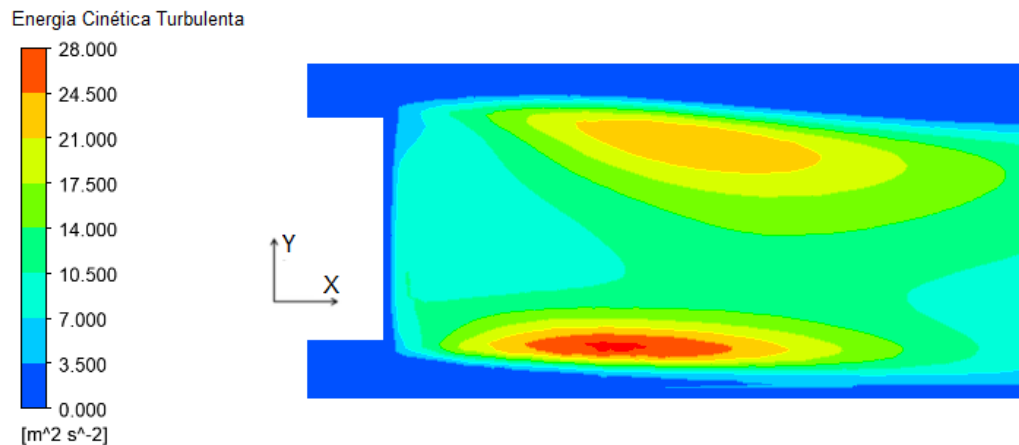
(a) Referência



(b) $C_\mu = 0,021$



(c) $C_\mu = 0,037$



4.4 Eficiência

Como foi visto nesse trabalho, o controle ativo conseguiu obter bons valores de redução no coeficiente de arrasto do modelo. Esse resultado é considerável desde que haja um ganho

equivalente na redução da potência utilizada pelo veículo, uma vez que o controle ativo necessita de energia adicional para seu funcionamento. Dessa forma foi feita uma estimativa em relação a eficiência para a abordagem escolhida.

A potência requerida para superar o arrasto aerodinâmico em uma escoamento natural é dado por

$$P_D = F_D U_0 = \frac{1}{2} \rho A C_D U_\infty^3 \quad (4.1)$$

A potência requerida para o funcionamento do controle ativo, que envolve a injeção e a sucção de ar constante, pode ser calculada de acordo com a Equação 4.2

$$P_{slot} = \dot{m}_{slot} v_{slot}^2 = \rho A_{slot} v_{slot}^3 \cos \theta \quad (4.2)$$

O balanço de potência líquida para o sistema resulta em (WASSEN; EICHINGER; THIELE, 2010)

$$\frac{\Delta P_{liq}}{P_D} = \frac{\Delta C_D}{C_{D,ref}} + \frac{P_{slot}}{P_D} \quad (4.3)$$

Na Tabela 4.5, é mostrado os valores de coeficiente de *momentum*, potência requerida relativa para o controle ativo e o balanço de potência líquida relativa para os dois casos em que houve redução de arrasto. Observa-se que a potência requerida para o funcionamento do controle varia de 18% a 43% da potência exigida para superar o arrasto aerodinâmico do corpo sem o controle. Como as dimensões do *slot* e o ângulo de injeção do ar são iguais em ambos os casos, a potência relativa P_{slot}/P_D varia com a velocidade de injeção/sucção do ar, e quanto menor esse valor, menor será a energia requerida para a ativação desse sistema.

Tabela 4.5 – Potência requerida relativa para o controle ativo relativa e balanço de potência líquida relativa

c_{mu}	$P_{slot}/P_D(\%)$	$\Delta P_{liq}/P_D (\%)$
0,021	18,5	+ 15,0
0,037	43,7	+ 39,6

A última coluna da Tabela 4.5 mostra os valores para o balanço de potência, ou seja, o somatório de potência requerida para o controle e a redução de potência devido ao arrasto aerodinâmico reduzido. Nos dois casos, o balanço de potência é positivo, o que significa colocar potência adicional ao que foi poupado na redução de arrasto. Isso mostra que o controle ativo aplicado nesses casos é efetivo, pois houve redução no coeficiente de arrasto, mas não eficiente, visto que se gasta mais energia para o funcionamento do sistema.

Uma das formas de melhorar a eficiência do controle ativo é diminuir a velocidade de injeção de ar ou alterar a geometria do dispositivo de injeção de ar. Outros meios envolvem utilizar atuadores com injeção pulsante de jatos sintéticos, ou aplicação conjunta de controles ativo e passivo, em que o fluxo de massa é reduzido, ocasionando menor potência adicional ao uso do dispositivo de redução de arrasto.

5 CONCLUSÃO

O controle de escoamento mostrou-se ser uma ótima ferramenta, cujos conceitos começaram a ser cada vez mais explorados na aerodinâmica veicular, e ultimamente há diversas pesquisas acerca de suas aplicações para a melhoria das características aerodinâmicas dos vários tipos de veículos existentes.

Para a realização do estudo, primeiro foi feito um estudo da malha usada nas simulações do corpo de Ahmed com o controle ativo. Para isso, foram feitas simulações com três malhas com diferentes graus de refinamento, com o corpo de Ahmed sem o controle. Essas simulações foram baseadas nas condições do experimento de Grandemange, Gohlke e Cadot (2013). A malha foi validada através da comparação dos valores calculados de C_D e C_p com os experimentais para cada coeficiente, e mostrou que a malha mais fina era a apropriada para as simulações com o controle, com erro de 25% em relação ao C_D e 16% em relação ao C_p , valores geralmente encontrados em simulações com modelos de turbulência RANS.

O controle ativo, que consistiu de injeção, na parte superior traseira, e sucção, parte inferior traseira, de ar constantes, foi aplicado para dois casos e os resultados apontaram redução de arrasto em ambos os casos, com relevância para o caso $C_\mu = 0,037$, com variação de -4,1% em relação ao coeficiente de arrasto de referência.

As características do escoamento foram observadas nos três casos simulados. No caso de referência, a análise das linhas de corrente na esteira apontaram a formação de dois vórtices transversais contrarrotativos, com o vórtice superior maior que o inferior, e dois vórtices longitudinais simétricos, que mudam o sentido de rotação ao longo do escoamento. As análises de pressão mostraram a formação de estrutura de baixa pressão, associada aos vórtices da esteira.

A comparação dos escoamentos apontou redução no tamanho dos vórtice gerados com a aplicação do controle ativo, em especial para $C_\mu = 0,037$, que apresenta vórtices pouco menores em relação a $C_\mu = 0,021$. A redução de arrasto nos dois casos de controle foi explicado pela o aumento do C_p , que variou de +3% a +4% tanto na parte traseira como na esteira, onde as regiões de baixa pressão foram reduzidas.

Em relação às análises de energia cinética turbulenta foram evidenciou-se que a energia cinética dissipada foi reduzida em ambos casos de aplicação do controle ativo.

Quanto à eficiência, os dois casos de controle ativo estudados no trabalho evidenciaram não ser muito eficientes, com aumento da potência líquida em 39% para $C_\mu = 0,037$, demonstrando que o controle que aqui foi aplicado é eficaz, mas não apresenta eficiência significativa.

Como sugestões para futuros trabalhos, uma alternativa ao controle ativo aplicado nesse estudo é a análise do controle ativo com injeção de jatos pulsantes, tanto no corpo de Ahmed como em modelos de veículos reais, através de testes em túnel de vento e simulações computacionais. Também pode-se investigar a aplicação do controle passivo em comparação ao controle ativo, além de estudar uma aplicação conjuntas de ambas estratégias.

REFERÊNCIAS

- ACEA. *Euro Standards*. 2017. <<http://www.acea.be/industry-topics/tag/category/euro-standards>>. Acessado em 19 fev 2019.
- AHMED, S. R. An experimental study of the wake structures of typical automobile shapes. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 9, n. 1-2, p. 49–62, 1981.
- AHMED, S. R. Influence of Base Slant on the Wake Structure and Drag of Road Vehicles. *Journal of Fluids Engineering*, v. 105, n. 4, p. 429–434, 1983.
- AHMED, S. R.; RAMM, G.; FALTIN, G. *Some salient features of the time-averaged ground vehicle wake*. SAE Technical Paper, 1984.
- ANDERSON, J. D. *Fundamentals of aerodynamics*. Nova York: Tata McGraw-Hill Education, 2010.
- ANSYS. *ANSYS Fluent User's Guide 13.0*. Canonsburg: ANSYS Inc., 2010.
- ANSYS. *ANSYS Meshing User's Guide*. Canonsburg: ANSYS Inc., 2016.
- BEAUDOIN, J. F.; AIDER, J. L. Drag and lift reduction of a 3d bluff body using flaps. *Experiments in Fluids*, v. 44, n. 4, p. 491–501, 2008.
- BRUNEAU, C. H. et al. Active and Passive Flow Control around Simplified Ground Vehicles. *Journal of Applied Fluid Mechanics*, v. 5, n. 1, p. 89–93, 2012.
- BRUNEAU, C. H. et al. Effect of the vortex dynamics on the drag coefficient of a square back ahmed body: Application to the flow control. *European Journal of Mechanics - B/Fluids*, v. 45, p. 1 – 11, 2014.
- BRUNEAU, C.-H.; MORTAZAVI, I.; GILLIERON, P. Passive Control Around the Two-Dimensional Square Back Ahmed Body Using Porous Devices. *Journal of Fluids Engineering*, v. 130, n. 6, 2008.
- BRUNN, A. et al. Active drag control for a generic car model. In: *Active Flow Control*. [S.l.]: Springer, 2007. p. 247–259.
- BURESTI, G. Bluff-body aerodynamics. *Proc. International Advanced School on wind excited and aero elastic vibrations of structure, University of Pisa, Italy, 2000*.
- COOPER, K. R. *The Effect of Front-Edge Rounding and Rear-Edge Shaping on the Aerodynamic Drag of Bluff Vehicles in Ground Proximity*. SAE Technical Report, 1985.
- EITEL-AMOR, G.; RIEDL, S.; WEIDEMANN, R. Evaluation of Unsteady Flow Phenomena Induced by the Tailgate Gap of a Production Car Using Simulations and Experiments. In: WIEDEMANN, J. (Ed.). *Progress in Vehicle Aerodynamics and Thermal Management*. [S.l.]: Springer International Publishing, 2018. p. 83–92.
- EULALIE, Y.; GILOTTE, P.; MORTAZAVI, I. Numerical study of flow control strategies for a simplified square back ground vehicle. *Fluid Dynamics Research*, v. 49, n. 3, 2017.

GAD-EL-HAK, M. *Flow Control: Passive, Active, and Reactive Flow Management*. Nova York: Cambridge University Press, 2000.

GILLIÉRON, P.; CHOMETON, F. Modelling of stationary three-dimensional separated air flows around an ahmed reference model. In: EDP SCIENCES. *ESAIM: Proceedings*. [S.l.], 1999. v. 7, p. 173–182.

GILLIERON, P.; KOURTA, A. Aerodynamic drag reduction by vertical splitter plates. *Experiments in Fluids*, v. 48, n. 1, p. 1–16, 2010.

GILLIERON, P.; KOURTA, A. Aerodynamic drag control by pulsed jets on simplified car geometry. *Experiments in Fluids*, v. 54, n. 2, fev. 2013.

GRANDEMANGE, M.; GOHLKE, M.; CADOT, O. Turbulent wake past a three-dimensional blunt body. Part 1. Global modes and bi-stability. *Journal of Fluid Mechanics*, v. 722, p. 51–84, 2013.

GUILMINEAU, E. Computational study of flow around a simplified car body. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 96, n. 6–7, p. 1207 – 1217, 2008. 5th International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics and Applications.

GUILMINEAU, E. et al. Assessment of hybrid RANS-LES formulations for flow simulation around the Ahmed body. *Computers & Fluids*, v. 176, p. 302–319, 2018.

HAN, T. Computational analysis of three-dimensional turbulent flow around a bluff body in ground proximity. *AIAA Journal*, v. 27, n. 9, p. 1213–1219, 1989.

HEINEMANN, T. et al. Active flow control on a 1:4 car model. *Experiments in Fluids*, v. 55, n. 5, 2014.

HINTERBERGER, C.; GARCIA-VILLALBA, M.; RODI, W. Large eddy simulation of flow around the ahmed body. In: *The aerodynamics of heavy vehicles: trucks, buses, and trains*. Berlin: Springer, 2004. p. 77–87.

HOERNER, S. F. *Fluid-dynamic drag: practical information on aerodynamic drag and hydrodynamic resistance*. [S.l.]: Sighard F. Hoerner, 1965.

HUCHO, W. H. *Aerodynamics of road vehicles: from fluid mechanics to vehicle engineering*. Londres: Butterworth-Heinemann, 1987.

HUCHO, W. H. *Aerodynamics of road vehicles: from fluid mechanics to vehicle engineering*. Warrendale: Society of Automotive Engineers, 1998.

HUCHO, W. H.; SOVRAN, G. Aerodynamics of road vehicles. *Annual review of fluid mechanics*, v. 25, n. 1, p. 485–537, 1993.

HWANG, B. G. et al. Reduction of drag in heavy vehicles with two different types of advanced side skirts. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 155, p. 36 – 46, 2016.

KATZ, J. *Race car aerodynamics*. Cambrigde: Bentley Publishers, 1995.

KIM, J. J. et al. Salient drag reduction of a heavy vehicle using modified cab-roof fairings. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 164, p. 138 – 151, 2017.

- KRAJNOVIC, S.; DAVIDSON, L. Numerical Study of the Flow Around a Bus-Shaped Body. *Journal of Fluids Engineering*, v. 125, n. 3, p. 500–509, 2003.
- KRAJNOVIC, S.; DAVIDSON, L. Flow Around a Simplified Car, Part 1: Large Eddy Simulation. *Journal of Fluids Engineering*, v. 127, n. 5, p. 907–918, 2005.
- KRAJNOVIC, S.; FERNANDES, J. Numerical simulation of the flow around a simplified vehicle model with active flow control. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, v. 32, n. 1, p. 192–200, 2011.
- LIENHART, H.; BECKER, S. *Flow and Turbulence Structure in the Wake of a Simplified Car Model*. SAE Technical Paper, 2003.
- LITTLEWOOD, R. P.; PASSMORE, M. A. Aerodynamic drag reduction of a simplified squareback vehicle using steady blowing. *Experiments in Fluids*, v. 53, n. 2, p. 519–529, 2012.
- MALISKA, C. R. *Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos: Fundamentos e Coordenadas Generalizadas*. Rio de Janeiro:: LTC–Livros Técnicos e Científicos Editora SA, 1995.
- MCDONALD, A. T.; PALMER, G. M. *Aerodynamic Drag Reduction of Intercity Buses*. SAE Technical Report, 1980.
- MCNALLY, J. et al. Drag reduction on a flat-back ground vehicle with active flow control. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 145, p. 292–303, 2015.
- MENTER, F.; KUNTZ, M.; LANGTRY, R. Ten years of industrial experience with the SST turbulence model. *Turbulence, heat and mass transfer*, Citeseer, v. 4, n. 1, p. 625–632, 2003.
- MENTER, F. R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA Journal*, v. 32, n. 8, p. 1598–1605, 1994.
- MESTIRI, R. et al. Active Flow Control at the Rear End of a Generic Car Model Using Steady Blowing. *Journal of Applied Fluid Mechanics*, v. 7, n. 4, p. 565–571, 2014.
- ONORATO, M.; COSTELLI, A.; GARRONE, A. *Drag measurement through wake analysis*. SAE Technical Paper, 1984.
- ROSE, M. J. Commercial vehicle fuel economy — The correlation between aerodynamic drag and fuel consumption of a typical truck. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 9, n. 1-2, p. 89–100, 1981.
- ROSKAM, J.; LAN, C.-T. E. *Airplane aerodynamics and performance*. [S.l.]: DARcorporation, 1997.
- ROUMEAS, M.; GILLIERON, P.; KOURTA, A. Analysis and control of the near-wake flow over a square-back geometry. *Computers & Fluids*, v. 38, n. 1, p. 60 – 70, 2009.
- SANTOS, A. A. C. *Modelagem numérica com validação experimental de escoamento através do bocal Inferior de um Elemento Combustível Nuclear*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2008.
- STONE, R. *Motor vehicle fuel economy*. Londres: Macmillan International Higher Education, 1989.

TENNEKES, H.; LUMLEY, J. L. *A first course in turbulence*. Cambridge: MIT press, 1972.

VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. *An introduction to computational fluid dynamics: the finite volume method*. Harlow: Pearson Education, 2007.

WASSEN, E.; EICHINGER, S.; THIELE, F. Simulation of Active Drag Reduction for a Square-Back Vehicle. In: *Active Flow Control II*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2010. v. 108, p. 241–255.

WILCOX, D. C. Reassessment of the scale-determining equation for advanced turbulence models. *AIAA Journal*, v. 26, n. 11, p. 1299–1310, 1988.

WILCOX, D. C. *Turbulence modeling for CFD*. La Cañada: DCW industries, 2006.

ZHANG, B. F. et al. Active drag reduction of a high-drag Ahmed body based on steady blowing. *Journal of Fluid Mechanics*, v. 856, p. 351–396, 2018.