UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO—USP
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

William Gómez Rivera

**ESTUDO DA SUCÇÃO NO
CONTROLE DA SEPARAÇÃO DA
CAMADA LIMITE EM PERFIS
PARA TURBINAS EÓLICAS**

São Carlos
2015

William Gómez Rivera

**ESTUDO DA SUCCÃO NO
CONTROLE DA SEPARAÇÃO DA
CAMADA LIMITE EM PERFIS
PARA TURBINAS EÓLICAS**

Tese de doutorado apresentada ao Programa de Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia de São Carlos como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Aeronaves

Orientador: Prof. Dr. Fernando Martini Catalano

São Carlos

2015

Este exemplar trata-se da versão corrigida da tese. A versão original se encontra disponível junto ao Programa de Pós-Graduação de Engenharia Mecânica da EESC/USP.

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTA TRABALHO,
POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS
DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

G633e Gómez Rivera, William
Estudo da sucção no controle da separação da camada
limite em perfis para turbinas eólicas / William Gómez
Rivera; orientador Fernando Martini Catalano. São
Carlos, 2015.

Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica e Área de Concentração em Aeronaves
-- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade
de São Paulo, 2015.

1. Sucção. 2. Camada Limite. 3. NREL-S809. 4.
Geradores de Vórtice.. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **WILLIAM GÓMEZ RIVERA**.

Título da tese: "Estudo da sucção no controle da separação da camada limite em perfis para turbinas eólicas".

Data da defesa: 06/02/2015

Comissão Julgadora:

Resultado:

Prof. Titular **Fernando Martini Catalano**
(Orientador)
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Aprovado

Prof. Dr. **Paulo Celso Greco Junior**
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Aprovado

Prof. Associado **Leandro Franco de Souza**
(Instituto de Ciências Matemáticas e Computação/ICMC)

Aprovado

Prof. Dr. **Antonio Luis de Campos Mariani**
(Escola Politécnica/EP-USP)

Aprovado

Dr. **Carlos Roberto Ilário da Silva**
(EMBRAER)

Aprovado

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica:
Prof. Associado **Marcelo Areias Trindade**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:
Prof. Associado **Paulo César Lima Segantine**

*Dedico este trabajo a mis hij@s
María Lucía, Melissa María e Arthur,
son ellos la razón de mi existir.*

Agradecimentos

Agradeço ao professor Fernando Martini Catalano quem orientou a condução deste trabalho.

Assim também agradeço ao professor Hernán Darío Cerán Muñoz pela colaboração e ajuda no esclarecimento de duvidas no desenvolvimento da presente pesquisa.

Agradeço também ao professor Paulo Celso Greco pelas orientações e apoio na condução das simulações que serviram de referencia para o desenvolvimento dos testes experimentais, assim também pelo apoio na utilização do cluster de computadores do curso de Engenharia Aeronáutica

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - CAPES, pela bolsa de estudo concedida.

À Universidade Militar Nueva Granada (Bogotá D.C., Colômbia) pelo tempo concedido para o desenvolvimento dos meus estudos de doutorado.

Aos caros colegas da pós-graduação na área de aeronaves - Douglas (O negão), Vagner, Daniel (Bahiano), Daniel (Johnny), Andrés (grande amigo do Lucas), Leandro, Carlos (Brocha), Filipe (barriga verde), Marcel (negão dois), Alexandre (comandante Simões), Tarcisio (Homer), Juan Carlos, David e Jonatan pelos bons momentos compartilhados.

Aos funcionários do curso de Aeronáutica: Gisele, Maria José, Mario, Osnan e Carlos; pelo auxilio na construção, na instalação e consecução dos aparelhos necessários para o desenvolvimento dos experimentos.

A Gloria Lucía mãe das minhas duas lindas filhas Maria Lucía Constanza (Malu) e Melissa Maria Jimena (Meli), ela quem deu todo o apoio necessário para eu viajar na procura deste sonho. A minhas duas lindas filhas, elas que sofreram a minha ausência e falta de atenção.

A meus pais Agustín e Mary pela educação e o apoio que me deram, pelas boas costumes que me ensinaram e pelo amor que sempre tem dado para mim. Aos meus irmãos Fredy, Sandra, Luz e Marcela, ninguém poderia ter melhores irmãos.

A Danielly pelo apoio e amor que sempre soube dar nos momentos difíceis, mas principalmente pelo Arthur.

Minha gratidão sincera a todos os esquecidos e que, direta ou indiretamente, contribuíram para a realização desta tese, participando de todos os momentos bons e difíceis.

*“Não há nada bom nem mau a não ser estas duas coisas:
a sabedoria que é um bem e a ignorância que é um mal.”
(Platão)*

Resumo

Gómez Rivera, William **ESTUDO DA SUCÇÃO NO CONTROLE DA SEPARAÇÃO DA CAMADA LIMITE EM PERFIS PARA TURBINAS EÓLICAS.** 123 p. Tese de doutorado – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2015.

Nas últimas décadas o uso da energia eólica tem apresentado uma maior participação na matriz energética mundial. Como consequência, o tamanho das turbinas eólicas tem aumentado, procurando aproveitar uma quantidade maior de vento e em alturas onde a velocidade é menos afetada pela turbulência atmosférica. Isto gera custos maiores devido ao investimento em novos materiais e tecnologias de fabricação. O projeto de novos perfis aerodinâmicos e o desenvolvimento de técnicas de controle da camada limite têm providenciado melhoras na eficiência aerodinâmica das turbinas, permitindo o aproveitamento de ventos com velocidade média menor, diminuição do efeito da turbulência e conservação do tamanho atual das pás. Uma das técnicas estudadas para o incremento da eficiência aerodinâmica de perfis é a sucção da camada limite, cujo intuito é ampliar a região laminar do escoamento ou adiar a separação deste. Diversos estudos no campo da aviação têm sido desenvolvidos, mostrando resultados promissórios na diminuição do arrasto e aumento da sustentação, mas ainda sem uso comercial. Neste estudo objetivou-se o uso da sucção da camada limite e a combinação desta com geradores de vórtice a fim de controlar a separação em um perfil NREL-S809 de uso típico na construção de pás para turbinas eólicas. Assim, foram projetadas três faixas de material perfurado distribuídas no extradorso de um modelo para análise bidimensional, desde o bordo de ataque até 80% da corda. Ensaio aerodinâmicos foram realizados no túnel de vento do Laboratório de Aeronaves da Escola de Engenharia de São Carlos - USP. O ar da camada limite foi sugado através da superfície e os coeficientes de sustentação, arrasto e momento foram medidos. Os resultados foram comparados com o comportamento do perfil base e geradores de vórtice localizados em 10% da corda. O efeito dos geradores de vórtice

também foi combinado com aquele produzido pela sucção. Os resultados mostraram que succionar a camada limite aumenta a sustentação principalmente em ângulos de ataque onde a separação é evidente. O efeito da sucção no bordo de ataque adiou ou suavizou o estol, mas apresentou maior sensibilidade à presença dos furos quando a sucção foi desligada. Encontrou-se que a sucção é mais eficiente quando a região de sucção é anterior à separação. Neste sentido sucção na parte média da corda ($50 < \frac{x}{c} < 65\%$) apresentou os melhores resultados quando foi analisado o coeficiente de eficiência em função do coeficiente de sustentação. Este comportamento se mantém ainda para a combinação de sucção e geradores de vórtice, mas preservando muitas das características do uso independente destes. Medições da distribuição do coeficiente de pressão no extradorso, mostraram que a sucção distribuída e aplicada em uma região afeta a totalidade da superfície do perfil. Comparações do perfil de velocidades na esteira do bordo de fuga indicaram que o arrasto de forma aumenta quando são usados os geradores de vórtice e diminui quando a sucção é aplicada

Palavras-chave: Sucção. Camada Limite. NREL-S809. Geradores de Vórtice.

Abstract

Gómez Rivera, William **STUDY OF SUCTION FOR THE CONTROL OF BOUNDARY LAYER SEPARATION IN AIRFOILS FOR WIND TURBINES**. 123 p. Ph.D. Thesis – São Carlos School of Engineering, University of São Paulo, 2015.

In the last decades the use of wind power has had a greater participation in the world energy matrix. As a result, the size of wind turbines has been increased, looking for a larger quantity of wind and also high altitudes where the wind speed is less affected by atmospheric turbulence. This leads to higher costs due to investment in new materials and manufacturing technologies. The design of new airfoils and the development of the boundary layer control techniques have provided improvements in the aerodynamic efficiency of the turbines, allowing the harnessing of winds with lower average speeds and lowering the turbulence effect, while the size of turbine blades is kept constant. The boundary layer suction has been studied aiming at increasing the aerodynamic efficiency of airfoils, in order to extend the laminar region or delay the flow separation. Several studies in the aviation field have been developed, showing promising results in drag reduction and lift increase, however without commercial use. The aim of this study is the boundary layer suction in order to control the separation in a typical airfoil used in the construction of wind turbine blades - NREL-S809. For this purpose three strips of perforated material were located over the upper surface of a model for two-dimensional analysis. The strips were distributed from the leading edge to 80% of the chord. The air in the boundary layer was sucked through the surface and the aerodynamic coefficients of lift, drag and pitch moment were measured. The results were compared with the baseline profile and with vortex generators located at 10% of the chord. The effect of the vortex generators has also been combined with that produced by suction. The results showed that the boundary layer suction in the middle of the chord ($50\% < \frac{x}{c} < 65\%$) offers greater increase in the efficiency ratio regarding to maximum lift coefficient. However, boundary layer suction at

the leading edge shows both a smooth and delayed stall. This behavior remains even for the combination of suction and vortex generators, while preserving many of the aerodynamic features of the vortex generators. The main results of the aerodynamic forces were confirmed through pressure coefficient distribution measurements and comparison of the velocity profile in the wake at the trailing edge. The aerodynamic tests were carried out in the wind tunnel of the Aircraft Laboratory of the Escola de Engenharia de São Carlos - USP.

Keywords: Suction. Boundary Layer. NREL-S809. Vortex Generators.

Lista de ilustrações

Figura 1	Montagem do modelo dentro do túnel	31
Figura 2	Esquema do perfil NREL-S809	33
Figura 3	Distribuição das faixas e dos furos de sucção.	34
Figura 4	Micro-fotografia dos furos nas faixas de sucção.	34
Figura 5	Fotografia dos painéis de equalização no interior do modelo.	35
Figura 6	Geometria geradores de vórtices	36
Figura 7	Montagem dos GVs no modelo de ensaios.	36
Figura 8	Túnel de vento LAE	37
Figura 9	Balança aerodinâmica.	38
Figura 10	Sistema modular de posicionamento.	39
Figura 11	Distribuição das tomadas de pressão.	39
Figura 12	Instrumentação do modelo.	40
Figura 13	Esquema da montagem do modelo na câmara de ensaios.	40
Figura 4.1	Variação do coeficiente de Sustentação (C_l) para $Re = 3 \cdot 10^5$	47
Figura 4.2	Variação da Eficiência (C_l/C_d) para $Re = 3 \cdot 10^5$	48
Figura 4.3	Variação da Eficiência (C_l/C_d) com o incremento do C_l para $Re = 3 \cdot 10^5$	49
Figura 4.4	Variação do coeficiente de Sustentação (C_l) para $Re = 3 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.	50
Figura 4.5	Variação da Eficiência (C_l/C_d) para $Re = 3 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.	51
Figura 4.6	Variação da Eficiência (C_l/C_d) com o incremento do C_l para $Re = 3 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.	52
Figura 4.7	Polar de Arrasto ($C_d - C_l$) para $Re = 3 \cdot 10^5$	54
Figura 4.8	Polar de Arrasto ($C_d - C_l$) para $Re = 3 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.	55
Figura 4.9	Variação do coeficiente de Momento (C_m) para $Re = 3 \cdot 10^5$	56

Figura 4.10	Variação do coeficiente de Momento (C_m) para $Re = 3 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.	57
Figura 4.11	Variação do coeficiente de Sustentação (C_l) para $Re = 6 \cdot 10^5$	60
Figura 4.12	Variação da Eficiência (C_l/C_d) para $Re = 6 \cdot 10^5$	61
Figura 4.13	Variação da Eficiência (C_l/C_d) com o incremento do C_l para $Re = 6 \cdot 10^5$	62
Figura 4.14	Variação do coeficiente de Sustentação (C_l) para $Re = 6 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.	63
Figura 4.15	Variação da Eficiência (C_l/C_d) para $Re = 6 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.	64
Figura 4.16	Variação da Eficiência (C_l/C_d) com o incremento do C_l para $Re = 6 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.	65
Figura 4.17	Polar de Arrasto ($C_d - C_l$) para $Re = 6 \cdot 10^5$	68
Figura 4.18	Polar de Arrasto ($C_d - C_l$) para $Re = 6 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.	69
Figura 4.19	Variação do coeficiente de Momento (C_m) para $Re = 6 \cdot 10^5$	70
Figura 4.20	Variação do coeficiente de Momento (C_m) para $Re = 6 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.	71
Figura 4.21	Variação do coeficiente de Sustentação (C_l) para $Re = 9 \cdot 10^5$	74
Figura 4.22	Variação da Eficiência (C_l/C_d) para $Re = 9 \cdot 10^5$	76
Figura 4.23	Variação da Eficiência (C_l/C_d) com o incremento do C_l para $Re = 9 \cdot 10^5$	77
Figura 4.24	Variação do coeficiente de Sustentação (C_l) para $Re = 9 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.	78
Figura 4.25	Variação da Eficiência (C_l/C_d) para $Re = 9 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice	78
Figura 4.26	Variação da Eficiência (C_l/C_d) com o incremento do C_l para $Re = 9 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.	79
Figura 4.27	Polar de Arrasto ($C_d - C_l$) para $Re = 9 \cdot 10^5$	80
Figura 4.28	Polar de arrasto ($C_d - C_l$) para $Re = 9 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.	81
Figura 4.29	Variação do coeficiente de Momento (C_m) para $Re = 9 \cdot 10^5$	82
Figura 4.30	Variação do coeficiente de Momento (C_m) para $Re = 9 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.	83
Figura 4.31	Distribuição dos coeficientes de pressão - Caso 1 para $Re = 3 \cdot 10^5$. . .	85
Figura 4.32	Distribuição dos coeficientes de pressão - Caso 2 para $Re = 3 \cdot 10^5$. . .	86
Figura 4.33	Distribuição dos coeficientes de pressão - Caso 1 e Geradores de Vórtice para $Re = 3 \cdot 10^5$	87

Figura 4.34	Distribuição dos coeficientes de pressão - Casos 2 e 3 com Geradores de Vórtice para $Re = 3 \cdot 10^5$	87
Figura 4.35	Distribuição dos coeficientes de pressão - Caso 1 e 2 para $Re = 6 \cdot 10^5$	88
Figura 4.36	Distribuição dos coeficientes de pressão - Casos 1 e 2 com Geradores de Vórtice para $Re = 6 \cdot 10^5$	89
Figura 4.37	Distribuição dos coeficientes de pressão - Caso 1 e 2 para $Re = 9 \cdot 10^5$	90
Figura 4.38	Distribuição dos coeficientes de pressão - Caso 1 e 2 com Geradores de Vórtice para $Re = 9 \cdot 10^5$	90
Figura 4.39	Volume de controle para análise do arrasto	91
Figura 4.40	Perfil de velocidade da esteira no bordo de fuga para $Re = 3 \cdot 10^5$	94
Figura 4.41	Perfil de velocidade da esteira no bordo de fuga para $Re = 6 \cdot 10^5$	95
Figura A.1	Calibração do ventilador de sucção sem carga.	108
Figura A.2	Distribuição das secções de sucção no interior do modelo.	110
Figura A.3	Projeto e simulação CFD da flauta de sucção.	111

Lista de tabelas

Tabela 1	Condições do ensaio no túnel de vento	41
Tabela 4.1	Coeficientes aerodinâmicos para $Re = 3 \cdot 10^5$	45
Tabela 4.2	Coeficientes aerodinâmicos para $Re = 6 \cdot 10^5$	59
Tabela 4.3	Coeficientes aerodinâmicos para $Re = 9 \cdot 10^5$	73
Tabela 4.4	Arrasto de forma e δ^* para $Re = 3 \cdot 10^5$	93
Tabela 4.5	Arrasto de forma e δ^* para $Re = 6 \cdot 10^5$	95
Tabela A.1	Análise da vazão volumétrica - Caso 1 - $\alpha = 0^\circ$	109
Tabela A.2	Análise da vazão volumétrica - Caso 2 - $\alpha = 0^\circ$	109
Tabela A.3	Análise da vazão volumétrica - Caso 3 - $\alpha = 0^\circ$	109
Tabela A.4	Análise da vazão volumétrica - Caso 1 - $\alpha = 12^\circ$	109
Tabela A.5	Análise CFD do fluxo mássico na flauta de sucção.	111
Tabela B.1	Variação C_q - $Re = 3 \cdot 10^5$ - $\alpha = 0 - 6$ e 12°	115
Tabela B.2	Variação C_q - Caso 2 - $\alpha = 0$	116
Tabela B.3	Variação C_q - Caso 1 - $\alpha = 0$	116
Tabela B.4	Variação C_q casos 1, 2 e 3 - Aproximação II	117
Tabela B.5	Análise do Custo da Sucção	118

Sumário

1	Introdução	23
2	Revisão Bibliográfica	25
2.1	Introdução	25
2.2	Trabalhos Seleccionados	26
3	Descrição do Experimento	31
3.1	Introdução	31
3.2	Sequência Experimental	32
3.3	Aparato experimental	32
3.3.1	Modelo	32
3.3.2	Faixas de sucção	33
3.3.3	Geradores de Vórtices	35
3.3.4	Túnel de Vento e Instrumentação	36
3.3.5	Procedimento Experimental para Análise do Sistema	38
3.3.6	Correções no Túnel de Vento	41
4	Apresentação e Discussão dos Resultados	43
4.1	Introdução	43
4.2	Discussão dos Resultados com Balança Aerodinâmica	44
4.2.1	Resultados para $Re = 3 \cdot 10^5$	44
4.2.2	Resultados para $Re = 6 \cdot 10^5$	58
4.2.3	Resultados para $Re = 9 \cdot 10^5$	72
4.3	Discussão Resultados para Coeficientes de Pressão	84
4.3.1	Distribuição dos C_p para $Re = 3 \cdot 10^5$	85
4.3.2	Distribuição dos C_p para $Re = 6 \cdot 10^5$	86
4.3.3	Distribuição dos C_p para $Re = 9 \cdot 10^5$	89
4.4	Discussão dos Resultados com Fio Quente	91

4.4.1	Resultados para $Re = 3 \cdot 10^5$	92
4.4.2	Resultados para $Re = 6 \cdot 10^5$	93
5	Conclusões e recomendações para trabalhos futuros	97
5.1	Conclusões	97
5.2	Recomendações para trabalhos futuros	98
	Referências	101
	Apêndices	105
	APÊNDICE A Mapeamento Ventilador Centrífugo de Sucção	107
A.1	Descrição do equipamento	107
A.1.1	Calibração do ventilador sem carga	107
A.1.2	Calibração do ventilador com carga	108
A.2	Análise da flauta de sucção	110
	APÊNDICE B Determinação Coeficientes de Sucção	113
B.1	Determinação do C_q - Aproximação I	113
B.2	Determinação do C_q - Aproximação II	116
B.3	Gasto Energético da Sucção	117
	APÊNDICE C Cálculo de Incertezas	119
C.1	Erro na Determinação da Velocidade do Ar	119
C.2	Determinação das Incertezas nos Coeficientes Aerodinâmicos	120
C.2.1	Cálculo da propagação das incertezas no coeficiente de sustentação	120
C.2.2	Cálculo da propagação das incertezas no coeficiente de arrasto . .	121
C.3	Determinação das Incertezas no Cálculo do Número de Reynolds	122
C.3.1	Erro na determinação da viscosidade dinâmica do ar	122
C.3.2	Erro na determinação do número de Reynolds	122

CAPÍTULO 1

Introdução

A necessidade de novas fontes de energia, frente à diminuição das reservas de petróleo e ao grande custo ambiental que produz a sua utilização, tem gerado um alto interesse na transformação do vento em energia útil. Como resultado, os fabricantes de turbinas eólicas e a comunidade científica vem juntando esforços com o propósito de otimizar este tipo de sistemas de conversão.

Os geradores eólicos têm dois componentes que estão diretamente relacionados com a produção de energia, o rotor e o conjunto do gerador elétrico. No entanto, o gerador elétrico já atingiu eficiência na ordem de 98%. Isso faz com que as melhorias em geradores eólicos estejam focadas principalmente no rotor.

O rotor de uma turbina eólica está composto principalmente pelas pás e o cubo. As pás estão encarregadas em transformar a energia cinética do vento em energia mecânica no eixo do gerador elétrico. Os principais desenvolvimentos e pesquisas com o intuito de incrementar a eficiência do rotor estão direcionados ao melhoramento aerodinâmico da pá.

O fato da turbina eólica ter que lidar com ventos em que a direção e a velocidade média mudam constantemente devido à instabilidade atmosférica presente faz com que o escoamento ao longo da pá não seja constante. Assim, existe uma grande variedade de fatores que influenciam a aerodinâmica do perfil. Entre eles está a velocidade do vento abaixo da velocidade de projeto, geração de bolhas de separação laminar e transição do escoamento laminar para turbulento.

Das metodologias estudadas com o objetivo de eliminar ou diminuir o efeito da separação, destaca-se o projeto de novos perfis aerodinâmicos, onde é procurada uma alta relação de eficiência ($\frac{L}{D}$) mantendo o coeficiente de sustentação máximo (C_{lmax}) limitado para não incrementar o carregamento sobre a estrutura da pá. O uso de dispositivos chamados geradores de vórtices é outro método utilizado, o qual visa produzir vórtices que misturam o escoamento externo (que possui maior energia cinética) com o escoamento dentro da camada limite, energizando assim a camada limite e produzindo uma camada limite turbulenta que é mais resistente à separação. Esta metodologia apresenta a des-

vantagem de ser fixa e atuar na camada limite mesmo que a separação não seja de fato produzida, gerando aumento do arrasto de forma desnecessária.

A injeção de ar na camada limite é outro sistema de controle usado e produz diminuição do coeficiente de atrito (C_f). No entanto, o coeficiente de sustentação (C_l) sob algumas condições também pode diminuir. A sucção para o controle da camada limite nas asas e superfícies de estabilização dos aviões e nas pás do rotor dos helicópteros tem sido estudada amplamente, sendo o Boeing 787-9 a primeira aeronave comercial em utilizar HLFC (sucção) na empenagem. No entanto, o estudo para uso em rotores de turbinas eólicas ainda é incipiente.

Neste trabalho é estudado experimentalmente o efeito da sucção com o objetivo de retrazar a separação da camada limite em velocidades inferiores à velocidade de projeto. O efeito da sucção sobre a camada limite é comparado com aquele produzido por geradores de vórtice localizados na posição $\frac{x}{c} = 0.1$. Também é estudado como parte principal do objetivo deste trabalho, o efeito de combinar a sucção e os geradores de vórtice, no controle da separação da camada limite. O estudo é feito para o perfil NREL-S809 de uso típico na região média das pás para turbinas eólicas. O perfil tem uma espessura máxima de 21% e é projetado para Reynolds de $2 \cdot 10^6$, sendo o C_{lmax} de projeto igual 1.0. O modelo foi construído com três faixas de sucção localizadas ao longo da corda e sobre a superfície do extradorso. O ar que faz parte da camada limite é sugado e jogado fora do modelo.

A análise foi realizada mudando o coeficiente de sucção (C_q) em cada uma das faixas e para três regimes do número de Reynolds. O ângulo de ataque foi variado entre -4° e 25° . Foram feitos testes para o uso combinado de sucção e geradores de vórtice. Os gráficos dos coeficientes aerodinâmicos, a distribuição dos coeficientes de pressão ao longo da corda e a velocidade da esteira no bordo de fuga para algumas das configurações são apresentados para a análise das diferentes combinações de sucção e geradores de vórtice.

Mostra-se que a sucção aumenta o C_l quando o C_q fica acima de um valor mínimo. Porém, o arrasto também sofre aumento e afeta a eficiência aerodinâmica final. É visto também que a sucção apresenta melhores resultados quando é realizada na região média da corda do perfil, gerando um efeito retroativo na direção do bordo de ataque, o que produz acréscimo no valor absoluto da distribuição do coeficiente de pressão. O uso combinado com geradores de vórtice mostrou resultados promissores para sucção na região média da corda, com C_q altos e especialmente para ângulos de ataque acima dos 8° . Relações do C_q muito baixas diminuem o efeito dos geradores, principalmente com sucção no bordo de ataque. Quando $C_q=0$ e as perfurações pelas quais é realizada a sucção estão localizadas no bordo de fuga (caso 1), a degradação sobre os coeficientes aerodinâmicos é maior, quando comparado com as outras regiões de sucção (casos 2 e 3).

Revisão Bibliográfica

2.1 Introdução

Nos últimos anos a infraestrutura energética brasileira tem aumentado a participação da energia eólica, seguindo a tendência das potências mundiais. A energia eólica contribuiu até 2012 com 2%, igualando a porcentagem produzida pelas centrais nucleares (ABEEOLICA, 2013). Segundo a Associação Brasileira de Energia Eólica, em 2012 o aumento foi de 73% em relação ao ano anterior (ABEEOLICA, 2013). Já no final de 2014 a porcentagem de participação passou para 4.5%, atingindo 6.000 MW (6 GW). Atualmente o parque eólico brasileiro está formado por 241 usinas, distribuídas em 11 estados. O potencial eólico no Brasil está estimado em 300 GW e planeja-se ampliar a capacidade instalada em 2% anualmente, até o ano de 2020 (SANTOS, 2012).

Isto gera a necessidade de aumentar a potência que cada turbina pode produzir, com o propósito de otimizar o recurso disponível. Neste sentido, o projeto encabeçado pela Associação Europeia de Energia Elétrica (EWEA) (FICHAUX et al., 2011) apresenta as limitações e possíveis soluções para lograr o desenvolvimento de uma turbina de 20 MW. O resultado disso é o aumento no tamanho das pás das turbinas, ao ponto de ter atualmente protótipos em funcionamento que atingem 120 m de diâmetro no rotor. A consequência resultante é o encarecimento dos custos de produção. No entanto, as pás representam unicamente entre 10% e 15% do custo total do sistema e a redução no custo da energia (COE) é limitado (VEERS et al., 2003). Contudo, é possível uma redução no COE mediante a inovação no projeto das pás, diminuindo o carregamento sobre estas e simultaneamente sobre os componentes associados tais como a torre e o conjunto de engrenagens (ZWANG, 2009).

Dentro das metodologias estudadas com a finalidade de incrementar a eficiência aerodinâmica das pás, encontram-se o projeto de novos perfis, instalação de pequenas abas fixas conhecidas como geradores de vórtices (TAYLOR; HOADLEY, 1948; GYATT, 1986; PAULEY; EATON, 1988), injeção de ar na camada limite (JOHNSTON; NISHI, 1990; PRINCE; KHO-DAGOLIAN, 2011; GUL; UZOL; AKMANDOR, 2014), e sucção da camada limite. Segue uma

breve descrição de alguns dos estudos realizados no campo da sucção para o controle da camada limite.

2.2 Trabalhos Selecionados

Alguns dos primeiros estudos voltados a analisar a sucção para o controle da camada limite estão focados em aplicações aeronáuticas. O trabalho de Poppleton (1951) comparou experimentalmente as diferenças entre a sucção distribuída ($\frac{x}{c}=0.025$) com sucção através de uma fenda (espessura de 0.0018% da corda em $\frac{x}{c}=0.025$) no bordo de ataque de uma asa enflechada (40°) e relação de aspecto 4-6 (alongamento). Os resultados mostraram efeitos similares nas duas metodologias havendo incremento do C_{lmax} e da sensibilidade na região do estol e tornando a asa estaticamente mais estável. Obteve-se um ganho no C_{lmax} de 0.5 quando $Re = 1.29 \cdot 10^6$ e $C_q=0.0023$ para sucção distribuída, enquanto que para sucção na fenda foi requerido $C_q=0.0074$, para obter a mesma condição. Nos ensaios em escala real, a pressão de sucção requerida para sucção distribuída foi de 55.5 kPa, sendo muito maior do que para sucção através da fenda devido ao tipo de porosidade do material utilizado na sucção distribuída (bronze). Porém, a vazão de ar sugado na fenda foi superior em três vezes ao requerido com a outra alternativa. Joslin (1998) descreve os avanços no controle do escoamento laminar (LFC) em aeronaves, destacando seus benefícios, as metodologias existentes, as tolerâncias e capacidades de fabricação. O autor destaca ainda que a sucção é o método mais utilizado no desenvolvimento do LFC. Em Braslow (1999) é também feita uma descrição das pesquisas em LFC utilizando sucção da camada limite e focadas na área da aviação.

Eppler (1999) estabeleceu a metodologia para a análise da porosidade, a velocidade média de sucção e o arrasto de sucção (custo aerodinâmico da sucção). As equações são derivadas a partir da equação de Bernoulli e são relacionadas à diferença de pressões ao longo da superfície de sucção e a vazão volumétrica. Foi suposto que as perfurações na superfície de sucção são circulares e de diâmetro pequeno. Assim, definiu-se que se o diâmetro das perfurações é o suficientemente pequeno e em quantidade suficiente, a aproximação de sucção continua é válida.

Macmanus e Eaton (2000) analisaram o efeito combinado da sucção e a geometria das perfurações (diâmetro (d), formato e inclinação (α)) na redução do arrasto em aeronaves em regime transônico. Foram registrados a espessura de deslocamento (δ^*) e a vazão mássica induzida pela sucção da camada limite. Demonstrou-se também que múltiplas fileiras de perfurações geram interferência no escoamento da camada limite. O formato e irregularidades da perfuração apresentaram um efeito mínimo sobre o escoamento tridimensional. No entanto, perfurações inclinadas aumentaram o nível da vorticidade induzida na direção do escoamento. Os autores também determinaram que a vorticidade induzida é proporcional à relação diâmetro/espessura de deslocamento ($\frac{d}{\delta^*}$) e a relação de

sucção ($\frac{v}{U_\infty}$). Regiões de recirculação foram registradas sobre a superfície para relações de $\frac{d}{\delta^*} > 0.6$ e velocidades de sucção de aproximadamente $50 \frac{m}{s}$ em velocidades de cruzeiro ($M_\infty \approx 0.8$). A perda de carga na sucção e as características do escoamento mássico na perfuração são independentes da relação $\frac{d}{\delta^*}$. Contudo, perfurações com formato cônico apresentaram recuperação da pressão estática por causa dos efeitos de difusão.

Em Young et al. (2003) foi analisada a durabilidade e resistência de painéis no bordo de ataque da asa da aeronave SAAB 2000. Foram fabricados painéis em titânio, alumínio e composto de poliariletercetona (PEEK) reforçado com fibra de carbono. Os painéis foram perfurados com laser tipo Nd-YAG, apresentando baixa variabilidade no diâmetro (50 - 80 μm) e na separação entre furos. Porém, o formato dos furos evidenciou alta variabilidade. Foi avaliada a influência da geometria na perda de pressão através dos painéis. Os furos foram dispostos em configuração retangular (700 por 710 μm). A porosidade média foi de 0.94% (alumínio), 0.79% (titânio) e 1.02% (PEEK-Fibra). Depois de 20 meses de voo operacional, o titânio não apresentou degradação durante a exposição, o alumínio foi substancialmente menos durável e apresentou corrosão e microfissuras. O composto de PEEK e fibra de carbono apresentou degradação depois de dois meses em operação (desprendimento das fibras na periferia das perfurações).

Em Oyewola, Djenidi e Antonia (2003) foi analisado o efeito do número de Reynolds sobre uma camada limite turbulenta submetida à sucção localizada (faixa de sucção). Os autores demonstraram que a resposta do coeficiente de atrito (C_f) é fortemente influenciado pelo número de Reynolds (Re_θ) baseado na espessura de quantidade de movimento. Encontraram que a magnitude e comprimento de onda da variação do C_f diminuiu enquanto Re_θ aumentou. Os ensaios indicaram que a combinação entre Re_θ e C_q é o que controla a resposta da camada limite à sucção. Encontrou-se ainda que a relaminarização do escoamento perto da parede acontece à jusante da faixa de sucção quando $C_q=5.5$ e $Re_\theta=660$. Contudo, tal relaminarização não pode ser atingida se a relação $\frac{Re_\theta}{C_q}$ apresenta valores altos. Aqui o C_q é definido como $C_q = \frac{V_w \cdot b}{\theta_0 \cdot U}$ onde V_w é a velocidade de sucção, b é o comprimento da faixa de sucção, θ_0 é a espessura de quantidade de movimento da camada limite e U é a velocidade do escoamento dentro do túnel de vento.

Na pesquisa desenvolvida por Shojaefard et al. (2005) foi estudado o efeito da aplicação discreta e simultânea de sucção ou sopro no perfil A-airfoil com $Mach=0.15$. Quatro fendas de largura 0.0024c e afastadas 0.15c entre elas foram localizadas a partir de 0.5c. O fluxo mássico estabelecido para cada fenda foi de 0.07 kg/s em sucção e de 0.1 kg/s para sopro. Aplicando a sucção, o C_l apresentou aumento de 10% e 6% para ângulos de $\alpha = 5^\circ$ e $\alpha = 10^\circ$, respectivamente. Quando o ângulo foi $\alpha = 13.3^\circ$ o C_l aumentou até 4%. Em relação ao sopro, o C_l foi reduzido em até 23% ($\alpha = 5^\circ$). Foi demonstrado ainda que o efeito da sucção ou do sopro é inversamente proporcional ao ângulo de ataque. A sucção gerou aumento no C_f , porém, com o sopro o efeito foi contrário. O valor absoluto

do C_p no extradorso foi maior em regiões anteriores à localização das fendas, demonstrando que a sucção afeta a distribuição de pressões em toda a superfície.

Oyewola, Djenidi e Antonia (2007) analisaram também o efeito da sucção sobre a camada limite turbulenta desenvolvida na superfície de uma placa plana. A sucção foi aplicada através de duas faixas de material poroso. Foi mostrado que a presença da segunda faixa estende a região de pseudo-laminarização e reduz a flutuação das velocidades médias normal e longitudinal no interior da camada limite. Além disso há redução do nível de turbulência depois das faixas de sucção. A eficácia da segunda faixa de sucção é evidenciada pela presença de uma camada limite que possui suas características debilitadas pela existência da primeira faixa de sucção. Um outro efeito importante se apresenta com a diminuição na intensidade dos vórtices a qual influencia a transferência de quantidade de movimento (*momento linear*) e a redução dos esforços cisalhantes.

Bridges (2007) estudou os requerimentos de sucção distribuída para o controle da separação laminar (bolhas de separação laminar) aplicada ao desenvolvimento de Veículos Aéreos não Tripulados (VANT's). O trabalho foca a análise na distribuição da velocidade de sucção necessária para controlar a localização das bolhas de separação em dois perfis aerodinâmicos (NACA 0012 e LA2573a). Dessa maneira concluiu-se que a distribuição é altamente dependente do ângulo de ataque (α) e conseqüentemente é desejável fazer a escolha do C_l com antelação e assim projetar a distribuição de sucção para o caso específico. O método Thwaites é utilizado para calcular as características da camada limite e definir o critério de seleção.

No trabalho de Zwang (2009) foi desenvolvida uma metodologia para o projeto de um novo tipo de perfil (AF-0910 airfoil) a partir das características conhecidas do perfil DU-91-W2-250. O alvo do estudo foi a obtenção de um perfil com a maior espessura possível com o propósito de aumentar a resistência, diminuir o peso e o custo da pá. Contudo, o estudo estabeleceu que uma maior espessura do perfil afetaria a performance aerodinâmica. Assim, foi também analisada numericamente a sucção da camada limite na região $0.7 < \frac{x}{c} < 0.95$ com o intuito de compensar a degradação na aerodinâmica do novo perfil. Como resultado do estudo, a espessura ($\frac{t}{c}$) passou de 0.25 a 0.30 (aumento de 20%). O novo perfil foi otimizado para manter uma aerodinâmica similar em termos da relação entre sustentação e arrasto ($\frac{L}{D}$), máximo coeficiente de sustentação C_l e um controle suave do estol. O autor indica que a variação da velocidade de sucção (v) há de ser avaliada para decidir entre o incremento em potência e a redução no carregamento sobre a pá. Pois, uma velocidade de sucção maior aumenta a relação (C_l/C_d), produzindo maior potência no gerador. No entanto, o máximo C_l acrescenta o carregamento operacional sobre a pá e reduz a probabilidade de ter um estol suave, aumentando a possibilidade de flambagem na pá. A maior rigidez da pá acarreta em uma redução na quantidade de material necessário para fabricação da mesma. A análise da nova pá, utilizando um único tipo de material, reduziu este em 17%. Em uma segunda aproximação, em que

foram incluídas camadas de materiais diferentes, a análise estrutural feita com PreComp conseguiu atingir 28% na redução da densidade por unidade de longitude. A sucção foi aplicada para $0.7 < \frac{x}{c} < 0.95$ inicialmente e os resultados foram comparados com sucção em $0.7 < \frac{x}{c} < 0.85$ e $0.8 < \frac{x}{c} < 0.95$. Como esperado, a sucção na região $0.7 < \frac{x}{c} < 0.95$ gerou incrementos maiores nos coeficientes aerodinâmicos. A sucção na região $0.7 < \frac{x}{c} < 0.85$ apresentou melhores resultados em comparação com sucção em $0.8 < \frac{x}{c} < 0.95$. A análise foi realizada para $Re = 8 \cdot 10^6$ e $C_q=0.003$.

O trabalho de Piperas, Hansen e Lyngby (2010) utilizou dinâmica de fluidos computacional (CFD - Ansys CFX) para estudar o efeito da sucção em um perfil de uso típico na raiz de pás eólicas (NACA 4415). O estudo focou na análise dos coeficientes aerodinâmicos quando a sucção é aplicada na superfície do extradorso, cujo propósito foi aplicar os resultados ao uso de perfis mais finos na raiz das pás. Foi analisado o comportamento da pressão em uma tubulação localizada na parte média do perfil com o objetivo de gerar a pressão negativa necessária para produzir a sucção ao longo da superfície do extradorso. A tubulação estende-se desde a raiz até a ponta da pá. Os autores concluíram que a sucção afeta a transição e a separação do escoamento quando é aplicada em um ponto antes da aparição da transição no perfil base. A sucção na região do bordo de ataque ($C_q=0.03$), através de uma fenda localizada no ponto de menor pressão, foi comparada com sucção distribuída entre o ponto $\frac{x}{c} = 0.026$ no intradorso e $\frac{x}{c} = 0.057$ no extradorso. Os resultados mostraram que sucção distribuída no bordo de ataque aumenta o valor absoluto do C_p em maior proporção quando comparada com a sucção distribuída no bordo de fuga ou sucção localizada (sucção através de uma fenda). Sucção no bordo de ataque aumento C_l em 20% em relação ao perfil base. Foi concluído também que o uso da sucção permite reduzir a corda no perfil da raiz da pá em até 25%, mantendo a porcentagem de contribuição na geração de energia. Foi também analisado o efeito do incremento do C_q na performance aerodinâmica na região do pre-estol ($\alpha=15^\circ$), mostrando que valores acima de $C_q=0.08$ aumentaram o arrasto e não geraram aportes significativos ao incremento no (C_l/C_d) . Valores altos do C_q promoveram maior gradiente de velocidade $\frac{\partial u}{\partial y}$, sendo a causa da eliminação da separação. No entanto, isto é também a causa de um maior arrasto.

Ghedin (2010) fez análise estrutural, utilizando teoria de elementos finitos (FEA), com o propósito de modificar um projeto de pá existente e atingir uma rigidez maior. O estudo propôs uma pá com uma cavidade ao longo da envergadura e aberta na superfície do extradorso. A superfície do extradorso foi planejada com o intuito de permitir a instalação de um material poroso através do qual a sucção da camada limite pôde ser gerada. A análise permitiu reduzir o custo, a massa e o deslocamento da ponta da pá por flexão (sob condições de carregamento operacional) em 19.18%, 17.06% e um pouco mais do que 30%, respetivamente. Assim, a solução é mais barata, rígida e com menor peso.

Com o propósito de reduzir o efeito adverso das propriedades aerodinâmicas quando a sucção é nula, Wal (2010) estudou numericamente a otimização do perfil da asa de uma aeronave (Euro-ENAER-10 Eaglet). O autor demonstrou que quando a sucção distribuída é aplicada nas superfícies de hipersustentação, o C_{lmax} aumenta e o C_d reduz. Quando a sucção é aplicada no extradorso do perfil ($0.4 < \frac{x}{c} < 0.75$), o arrasto sobre a asa reduziu em 13% na velocidade de cruzeiro e 20% em velocidade máxima. Devido à presença da fuselagem, a redução no arrasto total foi estimada em 3.2%. Os resultados mostrados pelo autor não incluem o arrasto equivalente (C_{de}).

Em Wahidi e Bridges (2012) foi estudado o efeito da sucção no tamanho da bolha de separação laminar em um perfil LA2573a. Os autores mostraram que a sucção reduz o comprimento da porção turbulenta da bolha influenciando também na altura desta. As regiões de transição e separação foram deslocadas na direção do bordo de fuga na presença da sucção. O arrasto de forma foi reduzido entre 14 e 24% para algumas das relações de sucção. Foi analisado o efeito positivo da sucção no arrasto de atrito (C_d) e o arrasto equivalente (C_{de}), mostrando que a influência do C_{de} é baixa em comparação com a diminuição no C_d .

Goodarzi, Fereidouni e Rahimi (2012) analisaram numericamente a influência da sucção discreta aplicada no perfil NACA 0012. A análise foi desenvolvida para $Re = 5 \cdot 10^5$ utilizando uma fenda de largura 2.5% da corda. A fenda foi localizada em três posições ($\frac{x}{c}=0.1, 0.5$ e 0.8). As relações de sucção (C_q) utilizadas foram 0.173, 0.337 e 0.5. Os resultados mostraram que a região de separação foi retrasada e a eficiência aerodinâmica ((C_l/C_d)) incrementada. Dessa forma, aplicando-se $C_q=0.5$ em $\frac{x}{c}=0.1$, o C_l aumentou 45% e o C_d foi reduzido em 29%. Além disso, foi atingido um ângulo de ataque $\alpha = 21^\circ$ sem separação no extradorso.

Descrição do Experimento

3.1 Introdução

No presente trabalho foram realizados ensaios em túnel de vento para estudar a influência da sucção da camada limite no controle da separação no aerofólio NREL-S809 de uso típico em pás de turbinas eólicas. Para tanto foi construído um modelo bidimensional (vide figura 1). No modelo foram projetadas três faixas, onde a superfície do extradorso foi perfurada, para permitir a sucção do ar e modificação do comportamento da camada limite. O efeito da sucção foi comparado com aquele produzido por geradores de vórtice (GVs) instalados na posição $\frac{x}{c} = 0.1$ (GYATT, 1986). O efeito de combinar a sucção com os GVs foi analisado para cada uma das faixas de sucção.

Figura 1 – Montagem do modelo dentro do túnel

Nos ensaios foram coletados os dados referentes aos coeficientes aerodinâmicos de sustentação, arrasto, momento de arfagem e coeficientes de pressão na região central do

modelo. Além disso, foi realizado um mapeamento da velocidade (u) na esteira do modelo na proximidade do bordo de fuga.

3.2 Sequência Experimental

Os experimentos foram realizados adotando-se a seguinte metodologia para os Re avaliados e em cada uma das faixas de sucção:

1. Obtenção das medidas das forças de sustentação, arrasto e momento de arfagem para o modelo em configuração limpa - Linha base (LB).
2. Obtenção das medidas das forças de sustentação, arrasto e momento de arfagem para o modelo com geradores de vórtice (GV).
3. Obtenção das medidas das forças de sustentação, arrasto e momento de arfagem para o modelo com sucção. Os C_q foram gerados conforme a capacidade do sistema de sucção e variando a frequência de funcionamento deste.
4. Obtenção das medidas das forças de sustentação, arrasto e momento de arfagem para a combinação da sucção com GVs.
5. Obtenção dos coeficientes de pressão para as diferentes configurações.
6. Obtenção do perfil de u na esteira do bordo de fuga do modelo, para algumas das configurações testadas.

3.3 Aparato experimental

Nesta seção se apresentam as características das faixas de sucção e dos geradores de vórtices. Também é descrita a instrumentação e o aparato experimental experimental que foi usado nos testes.

3.3.1 Modelo

O modelo é um perfil NREL-S809 bidimensional que possui uma envergadura de 1.15 m e corda constante de 0.5 m. O perfil é laminar e a espessura máxima de 21% está localizada em $\frac{x}{c} = 0.38$. Como características aerodinâmicas relevantes se destacam: Coeficiente de sustentação máximo de projeto $C_{lmax} = 1.0$ e baixa sensibilidade à rugosidade (TANGLER; SOMERS, 1995) (vide figura 2).

As nervuras do modelo foram fabricadas com perfis de *MDF* de espessura 0.9 mm, cortados com máquina laser de CO_2 de 130 W. As nervuras foram fixadas no ponto $\frac{x}{c} = 0.5$ utilizando uma tubulação de aço de 50.8 mm (seção (E) na fig.2).

O material usado para formar as superfícies do intradorso e o extradorso foram chapas de madeira compensada de 0.4 mm de espessura. As chapas foram revestidas com vinil-PVC adesivo de 0.08 mm, visando obter uma superfície o suficientemente lisa durante os experimentos.

No interior do modelo foi instalada uma tubulação de PVC convenientemente perfurada (secção (S) na fig.2), de modo a permitir a sucção do ar dentro do modelo e a obtenção do fluxo mássico requerido nas superfícies de sucção. A distribuição e diâmetro dos furos foi calculada tendo em conta a capacidade máxima da bomba de sucção (vide apêndice A) e o número de câmaras em que foi dividido o modelo. No apêndice A são relacionados os resultados das simulações computacionais do escoamento no interior da tubulação.

3.3.2 Faixas de sucção

Três faixas de furos foram incorporadas à superfície do extradorso do modelo com o objetivo de estudar o efeito da localização da região de sucção no controle da separação da camada limite (fig.2). Esta distribuição foi baseada nos trabalhos de Piperas, Hansen e Lyngby (2010), Goodarzi, Fereidouni e Rahimi (2012), Wahidi e Bridges (2012) e Zhang, Zhou e Lei (2009). As faixas foram localizadas em:

- ❑ Desde $\frac{x}{c} = 0.025$ no intradorso até $\frac{x}{c} = 0.1$ no extradorso - Caso 1.
- ❑ Desde $\frac{x}{c} = 0.5$ até $\frac{x}{c} = 0.65$ no extradorso - Caso 2.
- ❑ Desde $\frac{x}{c} = 0.65$ até $\frac{x}{c} = 0.8$ no extradorso - Caso 3.

Figura 2 – Esquema do perfil NREL-S809 indicando as câmaras e faixas de sucção.

As faixas perfuradas foram feitas com o auxílio da máquina de corte por laser de CO_2 do Departamento de Aeronáutica da EESC-USP e os parâmetros de configuração foram 26 W com tempo de corte de 0.01 s/furo. As faixas de furos obedeceram uma distribuição alternada (fig.3), sendo obtido um diâmetro médio de $85 \mu m$ com separação entre furos de 0.8 mm (fig.4). A variabilidade no diâmetro das perfurações foi inferior a $0.0066 \mu m$, medida com ajuda de um projetor de perfis (Departamento de Metrologia

da EESC'). A porosidade definida segundo a equação 1 (YOUNG; HUMPHREYS; FIELDING, 2001), foi de $8.9 \cdot 10^{-3}$. Embora o diâmetro atingido no processo de fabricação tenha sido maior daquele recomendado ($50 \mu\text{m}$) (OYEWOLA; DJENIDI; ANTONIA, 2003; YOUNG; HUMPHREYS; FIELDING, 2001; MACMANUS; EATON, 1996; MACMANUS; EATON, 1998), este foi o de menor custo possível e de implementação mais rápida.

(a) Distribuição das perfurações nas faixas de sucção. (b) Material da superfície com faixas perfuradas. Adaptada de Young, Humphreys e Fielding (2001).

Figura 3 – Distribuição das faixas e dos furos de sucção.

Figura 4 – Micro-fotografia dos furos nas faixas de sucção.

$$\begin{aligned}
 \text{porosidade} &= \frac{\pi}{4} \cdot \frac{d^2}{(A \cdot B)^2}, \quad A = B \\
 &= \frac{\pi}{4} \cdot \left(\frac{d}{A}\right)^2
 \end{aligned} \tag{1}$$

Onde A é a separação entre fileiras de furos e B a separação entre furos.

Com o intuito de manter a pressão de sucção equalizada no interior do modelo, foram construídos painéis de distribuição da pressão de acordo com Gregory e Walker (1958). Os painéis foram instalados no interior do modelo e deslocados 6 mm das superfícies de sucção (vide fig.2). As perfurações dos painéis tiveram um diâmetro de 2 mm e também foram fabricados na máquina de corte à laser. Na figura 5 podem ser vistas a disposição dos painéis de equalização no interior do modelo, a disposição do eixo de suporte e a tubulação de sucção.

Figura 5 – Fotografia dos painéis de equalização no interior do modelo.

3.3.3 Geradores de Vórtices

Geradores de vórtices foram instalados no extradorso do modelo na posição $\frac{x}{c} = 0.1$ com o objetivo inicial de comparar o efeito sobre a camada limite com aquele produzido pela sucção, quando aplicada no bordo de ataque. O uso dos GVs visa a geração de vórtices na direção do escoamento com o propósito de transferir energia desde o escoamento livre para a camada limite, causando atraso na separação. Isto produz incremento na sustentação e no arrasto, motivo pelo qual o projeto e disposição devem ser analisados levando em consideração a espessura da camada limite (GYATT, 1986; HANSEN; MADSEN, 2011; HAK, 2007). A geometria dos geradores foi definida de acordo com Hak (2007) e em configuração contra-rotativa. Os parâmetros geométricos são: $\frac{h}{e} = 4$, $d = 0.1c$, $Z = 1.5d$ e ângulo de guinada $\beta = 20^\circ$, sendo d a separação entre as abas que formam cada um dos pares de geradores (GYATT, 1986; LIN, 2002) (vide figura 6).

A fabricação dos GVs foi a mais simples possível. Assim, a geometria foi cortada de lâminas de PVC cristal de 0.5 mm de espessura. Os GVs foram colados em uma fita adesiva de 0.08 mm de espessura, permitindo que estes fossem colocados e retirados várias vezes ao longo dos experimentos (Vide figura 7). Durante os ensaios com GVs

Figura 6 – Geometria geradores de vórtices (LIN, 2002).

independentes, as faixas de furos estiveram revestidas com fita lisa de espessura 0.08 mm, com o propósito de eliminar a interferência dos furos.

Figura 7 – Montagem dos GV's no modelo de ensaios.

3.3.4 Túnel de Vento e Instrumentação

O túnel de vento utilizado é de circuito fechado. Possui uma seção transversal retangular na câmara de ensaios de $1.29 \text{ m} \times 1.67 \text{ m}$ e 3 m de comprimento. O escoamento é induzido por um ventilador de 8 pás acionado por motor elétrico de 150 Hp. A velocidade

máxima atingida pelo escoamento dentro do túnel é de $50 \frac{m}{s}$ e a intensidade de turbulência é de 0.1%. O túnel faz parte do Laboratório de Aerodinâmica da EESC-USP. Uma descrição mais detalhada pode ser consultada em Catalano (2004) (vide figura 8).

Figura 8 – Túnel de vento LAE (CATALANO, 2004).

A instrumentação e equipamentos utilizados foram:

1. Micromanômetro:

Um micromanômetro digital DP-modelo 8705 foi utilizado em conjunto com um tubo Pitot para a medida da pressão dinâmica. O instrumento tem uma resolução de 0.1 Pa e uma precisão de $\pm 1\%$ F.S.

2. Balança Aerodinâmica:

A balança aerodinâmica utilizada pertence ao Laboratório de Aerodinâmica da EESC-USP (MAUNSELL, 1977). A balança só permite a obtenção das forças aerodinâmicas de modelos posicionados verticalmente dentro da câmara de ensaios do túnel de vento. A balança tem três graus de liberdade, permitindo o registro das forças paralela e perpendicular ao escoamento, assim como o momento de arfagem.

A balança possui extensômetros arranjados em uma Ponte de Wheatstone, transformando as deformações produzidas pelas forças aerodinâmicas em sinais elétricos de ordem de milivolts. Os sinais são condicionados e amplificados em um sistema MGCplus da HBM® (19.2 kHz, precisão de $\pm 0.03\%$) e processados em um micro computador usando um script desenvolvido no aplicativo Matlab® (vide figura 9).

3. Módulo de registro de pressões:

Dois módulos Scanivalve®-ZOC33/64Px foram utilizados. O primeiro foi instalado no intradorso e tem capacidade para 128 tomadas de pressão (64 tomadas/canal),

Figura 9 – Balança aerodinâmica.

com sistema de amplificação incorporado que permite medir uma diferença de pressão de ± 2.5 psi com uma precisão de $\pm 0.10\%$ F.S. O segundo módulo foi instalado no extradorso e tem capacidade para 64 tomadas de pressão. O registro dos dados é feito junto a um módulo digital DSM3200 construído pela mesma empresa.

4. Anemometria de fio quente:

Foi utilizado um sistema modular de posicionamento fabricado por DANTEC DYNAMICS® com precisão de ± 0.1 mm em conjunto com uma sonda para medição unidirecional da camada limite modelo 55P15 e sistema controlador de três canais "StreamLine" modelo 90N10. O software de aquisição de dados é o "StreamWare" (vide figura 10).

5. Motor de passo:

Um motor de passo, KALATEC® modelo 5034-350-F (Torque estático de 3.1 N.m, precisão de 200 ppr) foi usado para variar o ângulo de ataque do modelo. O sistema de controle do motor e o programa de comando permitem uma precisão de $\pm 0.1^\circ$.

3.3.5 Procedimento Experimental para Análise do Sistema

3.3.5.1 Instrumentação do modelo

O modelo do aerofólio NRE-S809 possui um total de 124 tomadas de pressão distribuídas na seção central da envergadura, onde foi previsto que o escoamento teria um comportamento bidimensional. No esquema da figura 11 é mostrada a distribuição das tomadas e as faixas (1, 2 e 3) de sucção. Duas tomadas adicionais (uma em cada câmara

Figura 10 – Sistema modular de posicionamento.

de sucção) foram instaladas no interior do modelo com o objetivo de medir a diferença de pressão entre o escoamento na superfície e a pressão de sucção (vide figura 12).

Figura 11 – Distribuição das tomadas de pressão.

3.3.5.2 Montagem experimental

O modelo experimental foi fixado em um eixo de aço de 50.8 mm localizado no ponto $\frac{x}{c} = 0.5$. Dois "end-plates" de diâmetro 760 mm foram instalados no modelo para evitar o efeito da camada limite das paredes do túnel na ponta da asa. O sistema de suporte é suficientemente rígido e não gera vibração adicional sobre a balança. A montagem pode ser observada no esquema da figura 13

3.3.5.3 Calibração da balança aerodinâmica

A balança foi calibrada usando o sistema de aquisição de dados relatado anteriormente. O modelo foi acoplado à balança e o túnel de vento foi desligado. Com apoio de um

(a) Instalação das tomadas na faixa perfurada. (b) Instalação das tomadas e "Scanivalve" no modelo.

Figura 12 – Instrumentação do modelo.

Figura 13 – Esquema da montagem do modelo na câmara de ensaios.

sistema de polias e pesos, o carregamento da balança foi variado progressivamente, de modo a simular os efeitos da sustentação, do arrasto e do momento de arfagem. As forças e o momento de arfagem foram simulados com cargas de 0 N a 74 N.

3.3.5.4 Parâmetros dos ensaios

Na Tabela 1 encontram-se os parâmetros envolvidos durante os ensaios.

Tabela 1 – Condições do ensaio no túnel de vento.

Parâmetros médios do escoamento(nível de confiança 90%)	Valor
Temperatura (K)	Entre 293.35 e 295.05
Massa específica [Densidade ρ] ($\frac{kg}{m^3}$)	Entre 1.0950 e 1.1028
Pressão dinâmica q_∞ (Pa)	55.7, 221.2, 502.4
Viscosidade μ ($\frac{kg}{m \cdot s}$)	Entre $1.8241 \cdot 10^{-5}$ e $1.8323 \cdot 10^{-5}$
Velocidade do escoamento V_0 ($\frac{m}{s}$)	10.06, 20.03, 30.21
Ângulo de ataque α	Entre -4° e 25°
Número de Reynolds	299779, 598011, 900629

3.3.6 Correções no Túnel de Vento

Quando uma massa de ar livre se desloca ao redor de um corpo, existe um deslocamento do escoamento. Em um túnel de vento, as paredes e a geometria da câmara de ensaio geram limitações ao escoamento de ar impedindo o deslocamento do mesmo ao passar pelo modelo. O resultado desta limitação é a alteração da velocidade do escoamento, do arrasto e do ângulo de ataque efetivo do modelo. Precisam-se realizar correções para que os resultados dos experimentos no túnel de vento possam ser comparados com a realidade.

O bloqueio tridimensional se deve a que a área de passagem existente na câmara de ensaio é reduzida pela presença do modelo e da sua esteira. A redução produz uma aceleração do escoamento na câmara de ensaios. Os fatores de correção do bloqueio são determinados utilizando a metodologia sugerida pela "*Engineering Sciences Data Unit*" nas normas ESDU 76028 (CHAPPELL, 1995) e ESDU 80024 (THOMPSON, 1998). As correções podem ser calculadas pela teoria do escoamento potencial linear de primeira ordem em que as mudanças na direção do escoamento e das linhas de corrente são referidas como interferência na sustentação, e as mudanças na velocidade do escoamento e no gradiente longitudinal são referidas como interferência de bloqueio.

A interferência na sustentação surge das alterações induzidas pelas paredes na circulação ou vorticidade ao redor do modelo e são assumidas independentes dos efeitos de bloqueio, e este por sua vez, está associado à modificações no potencial de velocidades do dipolo e fonte que representam o volume ocupado pelo modelo e sua esteira (CHAPPELL, 1995).

A seguir são descritas as equações para um túnel de vento de paredes fechadas "*closed-wall*". Estas equações foram programadas no aplicativo Matlab®, e deste modo os gráficos de comportamento dos coeficientes aerodinâmicos foram ajustados para cada uma das configurações analisadas. O índice f nos coeficientes indica a condição do escoamento livre da restrição das paredes.

$$(C_l)_f = (C_l + \Delta C_l) \cdot G \quad (2)$$

$$(C_d)_f = (C_d + \Delta C_{dB} + \Delta C_{dR}) \cdot G \quad (3)$$

$$(C_m)_f = (C_m + \Delta C_m) \cdot G \quad (4)$$

onde,

$$G = \frac{1}{1 + (2 - (M_\infty)^2) \cdot \varepsilon_B} \quad (5)$$

$$\Delta C_l = -\frac{\pi}{2} \left(\frac{c}{h}\right)^2 \frac{\delta_1}{\beta} \cdot C_l \quad (6)$$

$$\Delta C_{dB} = \frac{-72\beta^2 h(\varepsilon_{sc})^2 K}{\pi^2 c} - C_d \Omega_s \varepsilon_{sc} \quad (7)$$

$$\Delta C_{dR} = \left(\frac{c}{h}\right) \delta_0 C_l^2 \quad (8)$$

$$\Delta C_m = -\frac{\Delta C_l}{4} \quad (9)$$

$$\varepsilon_B = \Omega_s \varepsilon_{sc} + \Omega_w \varepsilon_{wc} \quad (10)$$

$$\varepsilon_{sc} = \frac{\pi A}{6\beta^3 h^2} \left[1 + 1.2\beta \left(\frac{t}{c}\right)\right] \left[1 + 1.1 \left(\frac{c}{t}\right) \alpha^2\right] \quad (11)$$

$$\varepsilon_{wc} = \frac{1}{4} \left(\frac{c}{h}\right) \frac{[1 - 0.4M_\infty^2]}{\beta^2} C_d \quad (12)$$

$$\beta = \sqrt{1 - M_\infty^2} \quad (13)$$

O ângulo de ataque também deve ser corrigido:

$$\alpha_f = \alpha + \Delta\alpha \quad (14)$$

$$\Delta\alpha = \left(\frac{c}{h}\right) \delta_0 C_l + \left(\frac{c}{h}\right)^2 \frac{\delta_1}{\beta} \left(\frac{C_l}{4} + C_m\right) \quad (15)$$

Para a condição de "*closed - wall*" se tem: $\delta_0 = 0$, $\delta_1 = \frac{\pi}{24}$, $\Omega_s = \Omega_w = 1$.

Apresentação e Discussão dos Resultados

4.1 Introdução

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados dos testes em túnel de vento do modelo para o perfil NREL-S809 com e sem sucção. Mostram-se também os resultados quando são usados os geradores de vórtice (GVs) e os resultados quando estes são combinados com sucção. Os dados das forças de sustentação e arrasto, assim como momento de arfagem ao redor de $\frac{x}{c} = 0.25$ foram medidos utilizando a balança aerodinâmica do Laboratório de Aerodinâmica. Também foram registrados os coeficientes de pressão no extradorso e no intradorso da secção central do modelo. Medições da velocidade na esteira do bordo de fuga, utilizando anemometria de fio quente, foram executadas apenas para algumas das configurações sob análise.

Os dados são apresentados nas curvas características que permitem a comparação das configurações testadas. Os valores máximos de alguns dos coeficientes são listados em tabelas e permitem uma análise comparativa rápida. As configurações foram testadas para a faixa de ângulo geométrico $-4^\circ \leq \alpha \leq 25^\circ$.

Como dito no capítulo 3, o efeito da sucção foi estudado para três posições da faixa de sucção no mesmo modelo, as quais são nomeadas aqui como casos de sucção. Por causa disso, foi necessário manipular o modelo a cada vez que precisou-se mudar de caso. Com o intuito de ter um parâmetro fixo de comparação e compensar o fato da manipulação, foram feitos testes do modelo para linha base (*LB*) e com geradores de vórtice (*GV*) para cada um dos casos sob análise.

A nomenclatura utilizada para a designação das configurações é explicada com o seguinte exemplo:

50%-40Hz-GV-R3e5

onde,

- 50% : Caso de sucção. Assim: 10%= Caso 1 - 50%= Caso 2 - 65%= Caso 3.
 40Hz : Frequência da bomba de sucção. Vide Apêndice B para relação dos C_q .
 GV : Combinação do efeito da sucção com os GVs (Quando existente).
 R3e5 : Número de Reynolds. Neste caso $Re = 3 \cdot 10^5$.

Por simplicidade da notação e de agora em diante, sempre que seja necessário indicar a frequência da bomba de sucção, será expressa somente com o valor da mesma seguida da unidade de medida, assim: 10 Hz, 20 Hz, ..., 60 Hz. Frequência 0 Hz refere-se à presença dos furos na posição indicada, mas sem sucção de ar através deles. Estes dados são utilizados para avaliar o efeito dos furos no escoamento da camada limite.

4.2 Discussão dos Resultados com Balança Aerodinâmica

Os resultados apresentados a seguir foram corrigidos conforme discutido na secção 3.3.6 do capítulo 3. Os dados dos testes foram agrupados de acordo com o Re e os resultados comparados para cada um dos casos de sucção com LB e GVs . O mesmo esquema é utilizado para a combinação de sucção e GVs . Comparações dos resultados para diferentes Re não são feitas, isto devido à restrição na capacidade da bomba de sucção que não atingiu as mesmas faixas de C_q nos três regimes de velocidade do vento utilizadas.

Nas tabelas 4.1, 4.2 e 4.3 são listados para cada uma das configurações, o coeficiente de sustentação máximo C_{lmax} , o ângulo α onde ocorre C_{lmax} , a eficiência aerodinâmica C_l/C_d no ponto onde ocorre C_{lmax} , a eficiência aerodinâmica máxima $(C_l/C_d)_{max}$, o ângulo α onde ocorre $(C_l/C_d)_{max}$, a inclinação da curva $C_l - \alpha$ na região linear ($\alpha \leq 8^\circ$) e finalmente o ângulo α onde $C_l = 0$.

4.2.1 Resultados para $Re = 3 \cdot 10^5$

Os dados principais para $Re = 3 \cdot 10^5$ e sucção nos casos 1 à 3 são mostrados na tabela 4.1 e são analisados junto com as figuras 4.1 à 4.6.

Para sucção no caso 1 obteve-se um incremento do C_{lmax} a partir de 30 Hz (1%) chegando a atingir 20.4% em 60 Hz. Para configuração de 50 Hz a relação C_l/C_d no ponto de C_{lmax} houve aumento em 82%, no entanto, para 60 Hz o acréscimo foi de 77%. O incremento na relação $(C_l/C_d)_{max}$ foi 9.3 e 7.9% para 50 e 60 Hz, respectivamente. Com 0 Hz, o C_{lmax} e o $(C_l/C_d)_{max}$ diminuíram 12.5%. A entrada em estol ocorreu de forma mais suave. E, o $\alpha_{C_{lmax}}$ foi antecipado de 17.1 em LB para 12.1 (50 Hz) e 13.2 (60 Hz).

O uso combinado de sucção e GVs no caso 1 desencadeou o aumento do C_{lmax} desde 13.9% (30 Hz) até 33.2% (60 Hz), enquanto que a relação $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ teve um acréscimo

de 25.7% (50 Hz) e 15.3% (60 Hz). Em todos os casos o incremento em $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ foi inferior quando comparado com GVs (29.1%) utilizados exclusivamente. O $(C_l/C_d)_{max}$ apresentou redução para todas as condições de sucção, chegando à -18.3% em 60 Hz. A entrada em estol continuou sendo suave, mas a presença dos GVs diminuiu o efeito quando comparado com sucção pura. O efeito da sucção na diminuição do $\alpha_{C_{lmax}}$ foi praticamente suprimido pela presença dos GVs, pois a diferença registrada está dentro da incerteza do sistema de medida do ângulo de ataque.

Tabela 4.1 – Coeficientes aerodinâmicos para $Re = 3 \cdot 10^5$.

Configuração	C_{lmax}	$\alpha_{C_{lmax}}$	$(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$	$(C_l/C_d)_{max}$	$\alpha_{C_l/C_{dmax}}$	$\frac{\delta C_l}{\delta \alpha} \leq 8^\circ$	$\alpha_{C_l=0}$
LB1	1.01	17.16	6.49	12.17	7.09	4.78	-1.32
GV1	1.15	15.19	8.38	11.51	7.10	4.73	-1.48
10%-0Hz	0.88	15.13	6.30	10.66	7.09	4.43	-1.40
10%-20Hz	0.99	19.11	3.40	11.57	7.09	4.69	-1.54
10%-30Hz	1.02	17.14	6.40	12.73	7.09	4.90	-1.55
10%-40Hz	1.05	18.16	6.14	13.17	9.13	4.93	-1.57
10%-50Hz	1.11	12.16	11.82	13.30	9.13	4.95	-1.55
10%-60Hz	1.21	13.20	11.49	13.13	9.15	4.89	-1.57
10%-0Hz-GV	0.94	14.13	6.51	9.95	7.09	4.56	-1.26
10%-30Hz-GV	1.15	15.18	7.55	11.00	9.13	4.88	-1.21
10%-40Hz-GV	1.21	15.16	7.25	9.99	9.12	4.89	-1.83
10%-50Hz-GV	1.30	16.21	8.16	11.88	9.14	4.86	-1.39
10%-60Hz-GV	1.34	16.19	7.48	9.95	12.17	4.87	-1.86
LB2	1.00	16.14	6.44	11.48	7.09	4.69	-1.90
GV2	1.10	16.17	6.66	10.95	9.13	4.73	-1.85
50%-0Hz	1.00	16.14	6.49	11.59	7.09	4.74	-1.97
50%-20Hz	1.05	14.15	7.94	11.99	9.12	4.80	-2.15
50%-30Hz	1.08	15.14	7.45	12.21	9.12	4.81	-2.28
50%-40Hz	1.11	12.17	11.33	12.39	9.13	4.90	-2.29
50%-50Hz	1.14	12.16	11.64	12.42	9.12	4.92	-2.35
50%-60Hz	1.16	13.17	9.87	12.45	9.13	4.95	-2.38
50%-0Hz-GV	1.10	16.15	6.62	10.98	9.11	4.75	-1.70
50%-20Hz-GV	1.16	14.16	8.94	11.47	9.12	4.82	-1.88
50%-30Hz-GV	1.23	14.18	9.55	11.70	9.12	4.82	-1.99
50%-40Hz-GV	1.26	15.18	8.68	11.72	9.12	4.87	-2.00
50%-50Hz-GV	1.29	15.18	9.13	11.83	9.12	4.84	-2.12
50%-60Hz-GV	1.27	15.19	8.70	11.83	9.13	4.90	-2.09
LB3	1.02	16.14	6.53	11.39	7.08	4.82	-1.67
GV3	1.10	16.17	6.99	11.14	9.12	4.68	-1.73
65%-0Hz	1.03	16.14	6.58	11.24	7.08	4.82	-1.66
65%-20Hz	1.05	15.14	7.13	11.39	7.09	4.91	-1.79
65%-30Hz	1.07	16.15	6.80	11.79	9.12	4.97	-1.83
65%-40Hz	1.08	17.14	6.29	11.71	9.12	4.98	-1.92
65%-50Hz	1.09	16.14	6.76	11.91	9.12	4.99	-1.97
65%-60Hz	1.10	14.17	8.21	12.15	9.15	5.00	-1.88
65%-0Hz-GV	1.11	15.16	7.75	10.95	9.11	4.72	-1.70
65%-20Hz-GV	1.15	14.16	8.62	11.13	9.12	4.79	-1.88
65%-30Hz-GV	1.21	15.16	8.10	11.38	9.12	4.81	-1.94
65%-40Hz-GV	1.22	15.16	8.21	11.78	9.11	4.86	-1.99
65%-50Hz-GV	1.24	16.17	7.45	11.37	9.12	4.85	-2.06
65%-60Hz-GV	1.22	14.17	8.91	11.39	9.13	4.90	-2.06

O uso de sucção no caso 2 mostrou aumento no C_{lmax} e na relação $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$

em todas as frequências de sucção utilizadas (20 Hz - 60 Hz). Os valores máximos foram atingidos para 50 Hz ($C_{lmax}=14.4\%$; $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}=80.8\%$) e 60 Hz ($C_{lmax}=16.1\%$; $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}=53.2\%$). O maior aumento da relação $(C_l/C_d)_{max}$ ocorreu para 60 Hz (8.5%).

O uso combinado de sucção e GVs no caso 2 aumentou o C_{lmax} desde 10.1% (0 Hz) até 29.6% (50 Hz), enquanto que o $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ teve um acréscimo de 41.9% (50 Hz) e 35.1% (60 Hz). Em todos os casos, o incremento em $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ foi superior quando comparado com o uso exclusivo de GVs (3.5%). O $(C_l/C_d)_{max}$ apresentou aumento de 2% (30 e 40 Hz) e de 3% (50 e 60 Hz). A presença dos GVs antecipou a entrada em estol. Quando sucção pura foi testada, o $\alpha_{C_{lmax}}$ foi antecipado de 16.1 em LB para 12.1 (50 Hz) e 13.2 (60 Hz). Este efeito não é apreciável quando a sucção é combinada com GVs.

Quando a sucção foi aplicada no caso 3, o C_{lmax} e o $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ também revelaram um incremento em todas as frequências de sucção testadas. Para 60 Hz, os valores foram 7% e 25.7% para C_{lmax} e $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$, respectivamente. Para 50 Hz, o aumento do C_{lmax} foi de 6.6% e do $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ 3.6%. O $(C_l/C_d)_{max}$ incrementou um máximo de 6.7% em 60 Hz. O uso combinado de sucção e GVs no caso 3 incrementou o C_{lmax} desde 8.7% (0 Hz) até 21.4% (50 Hz), enquanto que o $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ teve um acréscimo de 14.1% (50 Hz) e 36.4% (60 Hz). Em todos os casos o aumento em $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ foi superior quando comparado com o uso exclusivo de GVs (7%). O $(C_l/C_d)_{max}$ apresentou redução para todas as frequências de sucção. Aparentemente, descontando a precisão na medida do α , a presença dos GVs antecipou a entrada em estol. Quando sucção pura foi usada, o $\alpha_{C_{lmax}}$ foi antecipado de 16.1 em LB para 14.2 (60 Hz), porém, o efeito se manteve quando a sucção foi combinada com GVs.

A análise da figura 4.7 mostra incremento do C_l para a mesma condição de C_d e $\alpha > 8^\circ$ quando comparado com LB. Isto demonstra o acréscimo que acontece com o (C_l/C_d) . Para $\alpha \leq 8^\circ$, o comportamento muda e valores maiores de C_d são atingidos, diminuindo o (C_l/C_d) . Para sucção no caso 1-3 e para relações baixas no C_q (0-30 Hz), houve diminuição no C_l para ângulos abaixo do estol. Porém, acima deste ângulo (17.1° para LB), a sucção produziu um estol mais suave. Quando sucção e GVs foram combinados (vide figura 4.8) o C_l foi maior do que aquele obtido pelo uso exclusivo dos GVs. O C_d apresentou o mesmo comportamento que para sucção pura ($\alpha \leq 8^\circ$), sendo, para ambos os casos, maior do que o valor atingido com GVs exclusivamente.

Em relação ao momento ao redor do ponto $\frac{x}{c} = 0.25$, chamado aqui $C_{m-x/c=0.25}$ (figuras 4.9 e 4.10), a sucção produziu valores absolutos maiores (valores mais negativos) do que aqueles obtidos com LB e GVs, sendo que o efeito da sucção foi mais notório no caso 1. A combinação de sucção e GVs produziu uniformização do efeito, mas sem muita variação quando comparado com LB nos casos 2 e 3. No caso 1, o efeito da combinação foi maior em relação a LB e acrescentou com o aumento do α . A variabilidade apresentada pelos dados do $C_{m-x/c=0.25}$ em relação à mudanças na região de sucção ou do C_q indicou que o

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.1 – Variação do coeficiente de Sustentação (C_l) para $Re = 3 \cdot 10^5$.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.2 – Variação da Eficiência (C_l/C_d) para $Re = 3 \cdot 10^5$.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.3 – Variação da Eficiência (C_l/C_d) com o incremento do C_l para $Re = 3 \cdot 10^5$.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.4 – Variação do coeficiente de Sustentação (C_l) para $Re = 3 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.5 – Variação da Eficiência (C_l/C_d) para $Re = 3 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.6 – Variação da Eficiência (C_l/C_d) com o incremento do C_l para $Re = 3 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.

sistema de ligação da sucção com o modelo poderia ter influenciado a tomada de medidas. Contudo, os gráficos são apresentados para cada um dos casos de sucção e desconsidera a análise dos dados que se afastaram do comportamento geral.

De forma geral para $Re = 3 \cdot 10^5$, a sucção produziu um aumento de C_l , $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ e $(C_l/C_d)_{max}$ quando o C_q atingiu valores mínimos. Sempre que a frequência da bomba esteve acima dos 30 Hz (com $C_q = 0.016$ na média - tabela B.4). Quando avaliado o (C_l/C_d) , o efeito maior foi obtido a partir de $\alpha > 8^\circ$, sendo que a sucção nos casos 1 e 2 revelaram os melhores resultados. Valores de C_q acima de 50 Hz ($C_q = 0.027$) produziram diminuição do $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ e do $(C_l/C_d)_{max}$ nos casos 1 e 2, a qual possivelmente ocorreu devido ao aumento no C_d causado pelo acréscimo no $\frac{\partial u}{\partial y}$. O uso combinado de GVs e sucção gerou também diminuição no (C_l/C_d) quando α é inferior a 8° . Embora o acréscimo no C_{lmax} seja maior para a combinação de sucção e GVs, quando comparado com sucção pura, o (C_l/C_d) nesse ponto é menor. Acredita-se que isto seja causado pelo incremento da vorticidade e o consequente aumento do C_d . O uso de sucção em combinação com GVs no caso 2 apresentou um comportamento mais uniforme quando o C_q foi variado, causando retardo na separação mesmo quando as relações de sucção foram baixas (20 e 30 Hz). No entanto, o estol apresentou o mesmo comportamento mostrado por LB. Sucção no caso 3 não mostrou maior variação no comportamento aerodinâmico do perfil, além do retardo no α_{estol} e no início da separação, pois os valores para (C_l/C_d) ficaram perto de LB para sucção pura e de GVs quando a combinação com sucção foi usada.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.7 – Polar de Arrasto ($C_d - C_l$) para $Re = 3 \cdot 10^5$.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.8 – Polar de Arrasto ($C_d - C_l$) para $Re = 3 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.9 – Variação do coeficiente de Momento (C_m) para $Re = 3 \cdot 10^5$.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.10 – Variação do coeficiente de Momento (C_m) para $Re = 3 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.

4.2.2 Resultados para $Re = 6 \cdot 10^5$

Os dados principais para $Re = 6 \cdot 10^5$ e sucção nos casos 1 a 3 estão apresentados na tabela 4.2 e são analisados junto com as figuras 4.11 a 4.16.

Para sucção no caso 1 houve aumento do C_{lmax} somente em 60Hz (3.7%). A relação C_l/C_d no ponto de C_{lmax} apresentou redução em todas as frequências de sucção, diminuindo 54% para 60 Hz. O incremento na relação $(C_l/C_d)_{max}$ foi negativo também para todos os C_q testados. Com 0 Hz o C_{lmax} diminuiu 10.7% e o $(C_l/C_d)_{max}$ 15.7%. A entrada em estol apresentou melhora para 50 e 60Hz, mas com um efeito menor do aquele apresentado para o mesmo caso em $Re = 3 \cdot 10^5$. De forma geral o $\alpha_{C_{lmax}}$ foi retrasado, passando de 17.1 em LB para 20.1 (60 Hz).

O uso combinado de sucção e GVs no caso 1, aumentou o C_{lmax} desde 2.8% (30 Hz) até 16.1% (60 Hz), enquanto que o $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ teve um acréscimo de 23.5% (50 Hz) e 16.2% (60 Hz). Em todos os casos, o aumento do $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ foi inferior quando comparado com GVs (33.5%) utilizados exclusivamente. O $(C_l/C_d)_{max}$ apresentou redução para todas as condições de sucção, chegando à -13% em 20 Hz e 14.7% para 0 Hz. A entrada em estol continuou sendo suave, mas a presença dos GVs produziu um declive mais acentuado. O efeito da sucção na diminuição do $\alpha_{C_{lmax}}$ foi consideravelmente maior, mudando de 17.1 em LB para 14.2 com 50 Hz e 15.2 com 60 Hz.

O uso de sucção no caso 2 mostrou incremento no C_{lmax} e no $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ a partir de 30 Hz, atingindo 6.5% e 32.4% em 60 Hz, respectivamente. Para 50 Hz, o aumento do C_{lmax} foi somente de 4.3% e para o $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ foi de 29.6%. Contudo, o $(C_l/C_d)_{max}$ aumentou um máximo de 6.6% somente. O uso combinado de sucção e GVs no caso 2, aumentou o C_{lmax} desde 25% (0 Hz) até 31.9% (60 Hz), enquanto que o $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ teve um acréscimo de 32.4% (50 Hz) e 49.9% (60 Hz). Em todos os casos o aumento em $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ foi superior quando comparado com o uso exclusivo de GVs (17.6%). O $(C_l/C_d)_{max}$ apresentou redução para todas as frequências de sucção em uma média de 1%. A presença dos GVs antecipou a entrada em estol. Quando sucção pura foi usada, o $\alpha_{C_{lmax}}$ foi antecipado de 17.2 em LB para 14.2 (50 e 60 Hz). Quando a sucção foi combinada com GVs o $\alpha_{C_{lmax}}$ foi diminuído para 15.2 (60 Hz).

Sucção no caso 3 aumento C_{lmax} em 1.2% e $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ em 6.9% para 60 Hz. O máximo aumento do $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ aconteceu em 20 Hz (9.9%) e decresceu conforme o C_q foi incrementado. Para 50 Hz o aumento do C_{lmax} foi de 1.0% e de 7.8% para $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$. O valor máximo de $(C_l/C_d)_{max}$ atingido (2.6%) ocorreu em 60 Hz. O uso combinado de sucção (caso 3) e GVs incrementou o C_{lmax} desde 2.4% (0 Hz) até 27% (50 e 60 Hz), enquanto que o $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ teve um acréscimo de 32% (50 Hz) e 29.6% (60 Hz). Em todas as frequências de sucção o incremento em $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ foi inferior quando comparado com o uso exclusivo de GVs (45.1%), exceto a frequência de 40 Hz, em que foi medido um leve aumento (45.8%) em comparação com LB nos dois casos. O $(C_l/C_d)_{max}$ apresentou decréscimo em todas as frequências de sucção, com um máximo negativo de

Tabela 4.2 – Coeficientes aerodinâmicos para $Re = 6 \cdot 10^5$.

Configuração	C_{lmax}	$\alpha_{C_{lmax}}$	$(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$	$(C_l/C_d)_{max}$	$\alpha_{C_l/C_{d_{max}}}$	$\frac{\delta C_l}{\delta \alpha} \leq 8^\circ$	$\alpha_{C_l=0}$
LB1	1.07	17.17	7.16	14.64	7.11	5.17	-1.09
GV1	1.35	16.22	9.56	13.89	7.11	5.31	-0.97
10%-0Hz	0.96	17.11	3.97	12.35	6.08	4.79	-0.88
10%-20Hz	0.99	18.12	3.71	12.77	6.09	4.91	-0.96
10%-30Hz	1.04	18.13	4.02	13.13	6.09	5.01	-0.99
10%-40Hz	1.04	20.11	2.92	13.44	6.09	5.08	-1.01
10%-50Hz	1.05	17.15	6.14	13.64	7.11	5.16	-1.05
10%-60Hz	1.11	20.13	3.30	13.93	7.11	5.25	-1.07
10%-0Hz-GV	1.03	14.15	7.59	12.48	7.10	5.12	-1.12
10%-20Hz-GV	1.06	15.16	7.05	12.74	7.10	5.22	-1.16
10%-30Hz-GV	1.10	15.17	7.56	12.96	7.11	5.28	-1.19
10%-40Hz-GV	1.14	14.17	8.42	13.03	7.11	5.32	-1.23
10%-50Hz-GV	1.20	14.18	8.85	13.30	7.11	5.37	-1.26
10%-60Hz-GV	1.24	15.18	8.32	13.44	7.11	5.40	-1.28
LB2	1.08	17.16	7.16	14.47	7.10	5.15	-1.30
GV2	1.30	16.19	8.43	13.59	7.10	5.28	-1.20
50%-0Hz	1.07	17.16	7.09	14.21	7.10	5.15	-1.30
50%-20Hz	1.08	17.16	6.97	14.79	7.11	5.26	-1.36
50%-30Hz	1.09	16.16	7.71	15.01	7.11	5.29	-1.39
50%-40Hz	1.10	15.16	8.40	15.06	7.11	5.30	-1.44
50%-50Hz	1.12	14.16	9.28	15.11	7.11	5.32	-1.48
50%-60Hz	1.15	14.17	9.49	15.43	7.12	5.36	-1.53
50%-0Hz-GV	1.35	16.20	9.15	13.78	7.10	5.34	-1.27
50%-20Hz-GV	1.37	16.21	9.35	14.37	7.11	5.37	-1.34
50%-30Hz-GV	1.38	16.21	9.24	14.29	7.11	5.40	-1.37
50%-40Hz-GV	1.40	16.21	9.49	14.35	7.11	5.42	-1.40
50%-50Hz-GV	1.41	16.21	9.49	14.41	7.11	5.43	-1.42
50%-60Hz-GV	1.42	15.22	10.74	14.41	7.11	5.44	-1.44
LB3	1.09	17.16	7.08	14.65	7.10	5.26	-1.26
GV3	1.35	15.20	10.27	13.81	7.10	5.38	-1.24
65%-0Hz	1.09	16.16	7.83	14.62	6.09	5.23	-1.31
65%-20Hz	1.09	16.16	7.78	14.90	7.11	5.30	-1.39
65%-30Hz	1.10	17.16	6.99	14.89	7.11	5.32	-1.43
65%-40Hz	1.10	16.16	7.73	14.90	7.11	5.34	-1.47
65%-50Hz	1.10	16.16	7.63	14.93	7.11	5.37	-1.48
65%-60Hz	1.10	16.16	7.57	15.04	7.11	5.40	-1.50
65%-0Hz-GV	1.36	16.20	9.32	13.74	7.10	5.36	-1.22
65%-20Hz-GV	1.37	16.20	9.27	13.86	7.10	5.40	-1.30
65%-30Hz-GV	1.36	15.21	10.26	14.00	7.11	5.41	-1.33
65%-40Hz-GV	1.37	15.21	10.32	14.05	7.11	5.41	-1.36
65%-50Hz-GV	1.39	16.21	9.34	14.13	7.11	5.43	-1.38
65%-60Hz-GV	1.39	16.21	9.17	14.10	7.11	5.43	-1.41

5.4% em 20 Hz e 6.2% em 0 Hz. Aparentemente, descontando a precisão na medida do α , a presença dos GVs antecipou a entrada em estol. Quando a sucção pura foi testada, o $\alpha_{C_{lmax}}$ foi adiantado de 17.2 em LB para 16.2 (60 Hz). Este efeito se manteve quando a sucção foi combinada com GVs.

No caso 1, quando a sucção é comparada com LB, houve um aumento do C_l para a mesma condição de C_d apenas a partir de $\alpha > 18^\circ$ (fig. 4.17). Isso confirma os valores negativos do (C_l/C_d) para todos os C_q testados (B.4). Para $\alpha \leq 8^\circ$, os valores de C_d

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.11 – Variação do coeficiente de Sustentação (C_l) para $Re = 6 \cdot 10^5$.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.12 – Variação da Eficiência (C_l/C_d) para $Re = 6 \cdot 10^5$.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.13 – Variação da Eficiência (C_l/C_d) com o incremento do C_l para $Re = 6 \cdot 10^5$.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.14 – Variação do coeficiente de Sustentação (C_l) para $Re = 6 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.15 – Variação da Eficiência (C_l/C_d) para $Re = 6 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.16 – Variação da Eficiência (C_l/C_d) com o incremento do C_l para $Re = 6 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.

coincidem com aqueles gerados pelo uso de GVs. No caso 2, para frequências acima de 30 Hz e $\alpha < 8^\circ$, o C_d se manteve aproximadamente nos mesmos valores que para LB; para $\alpha > 8^\circ$, o C_l aumentou sem variação do C_d , induzindo o aumento no (C_l/C_d) . O caso 3 de sucção manteve aproximadamente os mesmos valores de C_l e C_d quando comparado com LB, o que é demonstrado na baixa variabilidade do (C_l/C_d) .

Para sucção nos casos 1-3 e para valores baixos do C_q (0-30 Hz) houve redução no C_l para ângulos abaixo do estol, com maior incidência nos casos 1 e 2 e para $\alpha \geq 8^\circ$. Porém, acima deste ângulo (17.2° para LB), o comportamento aerodinâmico do perfil com sucção assemelha-se ao obtido para LB. Quando sucção e GVs são combinados, (vide figura 4.18) o valor do C_l foi maior do que aquele obtido pelo uso exclusivo dos GVs. No entanto, o C_d teve o mesmo comportamento que para GVs ($\alpha \leq 8^\circ$), sendo no caso 1, ainda maior e produzindo diminuição do (C_l/C_d) .

Em relação ao $C_{m-x/c=0.25}$ (figuras 4.19 e 4.20) foram obtidos valores maiores (mais negativos), quando comparado com LB. Isto ocorreu unicamente para $\alpha \geq 8^\circ$ e sucção no caso 1. Nos casos 2 e 3, o $C_{m-x/c=0.25}$ seguiu proximamente o comportamento de LB e o efeito da sucção poderia ser considerado desprezível. A combinação de sucção e GVs produziu um efeito similar ao discutido para sucção pura, apresentando também maior incidência no caso 1 e a partir de $\alpha \geq 3^\circ$. A combinação nos casos 2 e 3 seguiu este mesmo comportamento quando GVs foram usados de modo independente.

De forma geral, para $Re = 6 \cdot 10^5$, a limitação na capacidade do sistema de sucção gerou C_q menores aos atingidos para $Re = 3 \cdot 10^5$. Isso fez com que o comportamento aerodinâmico do perfil fosse menos afetado pela imposição da sucção, quando comparado com LB e GVs. No entanto, a análise foi realizada com o intuito de comparar o resultado quando são mudados a região de sucção e o C_q , de modo que os dados possam ser extrapolados para C_q maiores. Em particular, obteve-se um aumento de C_l , $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ e $(C_l/C_d)_{max}$ quando o C_q atingiu valores iguais ou maiores a 40 Hz (com $C_q = 0.009$ na média - tabela B.4). Isso corresponde a valores 43.7% menores do que aqueles disponíveis para $Re = 3 \cdot 10^5$ (30 Hz). O efeito maior aconteceu para sucção no caso 2 e para $7 \leq \alpha < 12$, região onde ainda superou o efeito dos GVs.

Ainda no caso 2, para $\alpha < 7^\circ$ e $\alpha > 12^\circ$ o efeito da sucção foi menor ao produzido pelos GVs. O mesmo comportamento foi verificado nos casos 1 e 3 para todos os α testados. Porém, no caso 1 e para $\alpha \geq \alpha_{estol}$ foi registrado o mesmo comportamento que para $Re = 3 \cdot 10^5$, havendo entrada em perda de sustentação mais suave em relação à LB. O aumento do C_q acima de 50 Hz, gerou diminuição do $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ nos casos 1 e 3, possivelmente pelo incremento no C_d o qual foi causado pelo aumento no $\frac{\partial u}{\partial y}$. Contudo, no caso 2, a tendência do $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ em aumentar se manteve para todas as frequências de sucção. O uso combinado de GVs e sucção gerou também uma redução no (C_l/C_d) quando α foi inferior a 8° . Além da melhora apresentada no caso 2, onde a relação $(C_l/C_d)-C_l$ supera os valores para GVs na faixa $8 \leq \alpha \leq 17$, o uso combinado de

sucção e GVs não gerou efeito diferente à aquele obtido com GVs exclusivamente (caso 3), ou ainda diminuiu o ganho no comportamento aerodinâmico devido à presença destes (caso 1).

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.17 – Polar de Arrasto ($C_d - C_l$) para $Re = 6 \cdot 10^5$.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.18 – Polar de Arrasto ($C_d - C_l$) para $Re = 6 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.19 – Variação do coeficiente de Momento (C_m) para $Re = 6 \cdot 10^5$.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

(f) Caso 3

Figura 4.20 – Variação do coeficiente de Momento (C_m) para $Re = 6 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.

4.2.3 Resultados para $Re = 9 \cdot 10^5$

Os dados principais para $Re = 9 \cdot 10^5$ e sucção nos casos 1 a 3 são apresentados na tabela 4.3 e analisados junto com as figuras 4.21 a 4.26. Como já foi dito na análise dos dados para $Re = 6 \cdot 10^5$, os valores de C_q foram limitados pela capacidade da bomba de sucção. Assim, a média do C_q para $Re = 9 \cdot 10^5$ (0.0062) representou somente 30% da média disponibilizada para $Re = 3 \cdot 10^5$ (0.0208). Neste sentido, os resultados apresentados aqui mostram que valores baixos do C_q não produziram variações apreciáveis no comportamento aerodinâmico do perfil. No entanto, a combinação com GVs gerou, em alguns dos casos, resultados que vale a pena analisar.

Quando a sucção foi ativada no caso 1, os valores de C_{lmax} , $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ e $(C_l/C_d)_{max}$ apresentaram-se negativos para todas as frequências de sucção utilizadas. Para 60 Hz ($C_q = 0.0108$), os coeficientes indicados decresceram 2%, 3.1% e 5.9%, respectivamente. Este comportamento corresponde à aquele apresentado no caso 1 para $Re = 3 \cdot 10^5$ em 20 Hz, onde o valor para C_q é da mesma ordem de grandeza ($C_q = 0.0129$). Desempenho similar aparece em $Re = 6 \cdot 10^5$ para 40 Hz, com $C_q = 0.0094$. Isso pode significar que valores do C_q muito baixos promovem a separação, precipitam o α_{estol} , incrementam o C_d e reduzem (C_l/C_d) . O uso combinado com GVs não produziu melhora apreciável. Pois, mesmo tendo aumento no C_{lmax} (4.7%) e no $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ (15.4%), o C_{lmax} diminuiu 10%. Para $\alpha \leq 8^\circ$, a combinação gerou aumento do C_d em maiores proporções do que aqueles registrados para GVs exclusivamente.

No caso 2, foram registrados valores negativos do $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ ainda para 30 Hz (1.3%). Contudo, o C_{lmax} (1.2%) e o (C_l/C_d) (4.4%) mostraram um aumento quando comparado ao LB com mesmo C_q . Os máximos aumentos de C_{lmax} (3.2%), $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ (20.3%) e (C_l/C_d) (4.2%) foram obtidos para 60 Hz. Para sucção pura em 50 Hz, foram atingidos valores de 2.2%, 9.1% e 3.5%, respectivamente para estas mesmas variáveis. Embora o incremento do C_{lmax} seja maior para GVs (19.5%), a utilização destes apresentou valores inferiores no $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ (7.3%) e no (C_l/C_d) (-6.0%). Quando sucção pura foi usada, o $\alpha_{C_{lmax}}$ foi antecipado de 16.2 em LB para 15.2 (50 Hz) e 14.2 (60 Hz). A região de separação foi retrasada em relação a LB, mas sem superar o comportamento mostrado por GVs. A presença dos furos sem sucção (0 Hz) apresentou efeitos negativos nos três coeficientes. A combinação de sucção e GVs gerou valores negativos do (C_l/C_d) para toda a faixa de sucção testada. Porém, valores positivos foram atingidos em C_{lmax} (32.9%) e $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ (23.2%) para condição de sucção de 60 Hz. A combinação dos furos com GVs e condição de sucção de 0 Hz gerou aumento nos coeficientes C_{lmax} (28.7%) e $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ (21.7%). Não obstante, o (C_l/C_d) diminuiu 5.2%. O efeito positivo dos furos pode ser observado na figura 4.26, mostrando que nessa região do perfil, os furos poderiam estar se comportando como microgeradores de vórtices, uma vez que ali a espessura da camada limite já ultrapassou o diâmetro dos furos. A combinação evidenciou que o $\alpha_{C_{lmax}}$ mudou de 16.2 em LB para 17.2 (60 Hz). A separação foi adiada com o uso da combinação de

Tabela 4.3 – Coeficientes aerodinâmicos para $Re = 9 \cdot 10^5$.

Configuração	C_{lmax}	$\alpha_{C_{lmax}}$	$(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$	$(C_l/C_d)_{max}$	$\alpha_{C_l/C_{d_{max}}}$	$\frac{\delta C_l}{\delta \alpha} \leq 8^\circ$	$\alpha_{C_l=0}$
LB1	1.10	17.18	6.99	15.40	5.08	5.61	-0.95
GV1	1.41	16.24	9.58	14.70	7.11	5.87	-0.87
10%-0Hz	1.00	14.14	6.70	13.35	5.08	5.44	-0.80
10%-20Hz	0.96	14.14	6.58	13.28	5.08	5.41	-0.77
10%-30Hz	1.00	14.15	6.97	13.69	5.08	5.51	-0.83
10%-40Hz	1.05	14.15	7.24	14.01	5.08	5.60	-0.89
10%-50Hz	1.05	15.15	6.59	14.26	5.08	5.65	-0.93
10%-60Hz	1.08	15.16	6.77	14.49	5.08	5.72	-0.99
10%-50Hz-GV	1.13	13.18	8.95	13.96	6.10	5.98	-1.04
10%-60Hz-GV	1.16	14.18	8.06	13.86	6.10	6.00	-1.04
LB2	1.10	16.17	7.46	15.59	5.08	5.71	-1.11
GV2	1.32	16.20	8.00	14.65	6.10	5.92	-1.05
50%-0Hz	1.10	16.17	7.34	15.22	5.08	5.76	-1.17
50%-20Hz	1.11	16.17	7.41	15.72	5.09	5.85	-1.22
50%-30Hz	1.12	16.17	7.37	16.28	5.09	5.91	-1.27
50%-40Hz	1.12	15.17	8.10	16.12	5.09	5.95	-1.31
50%-50Hz	1.13	15.17	8.14	16.13	7.12	5.96	-1.35
50%-60Hz	1.14	14.17	8.97	16.24	6.11	6.00	-1.40
50%-0Hz-GV	1.42	16.23	9.08	14.78	7.12	6.00	-1.12
50%-20Hz-GV	1.42	17.22	8.00	14.89	7.12	6.02	-1.16
50%-30Hz-GV	1.45	16.23	9.10	14.98	7.12	6.05	-1.20
50%-40Hz-GV	1.45	16.23	8.99	15.08	7.13	6.05	-1.22
50%-50Hz-GV	1.45	16.23	8.87	15.15	7.12	6.07	-1.25
50%-60Hz-GV	1.47	16.24	9.19	15.24	7.12	6.10	-1.26
LB3	1.12	16.17	7.53	15.22	6.10	5.83	-1.11
GV3	1.41	17.22	7.99	14.72	7.12	6.03	-1.08
65%-0Hz	1.11	16.17	7.34	15.46	6.10	5.75	-1.16
65%-30Hz	1.13	17.17	6.71	15.63	6.10	5.87	-1.22
65%-60Hz	1.13	15.17	8.11	15.77	6.10	5.95	-1.29

GVs, ainda mesmo quando a condição de sucção foi 0 Hz.

Sucção no caso 3 gerou 0.6% de aumento no C_{lmax} , 7.6% no $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$ e 3.6% no (C_l/C_d) em 60 Hz. Para 50 Hz, o aumento do C_{lmax} foi de 0.1% somente, decrescendo 10.9% no $(C_l/C_d)_{C_{lmax}}$. Para todos os C_q testados, os valores de C_{lmax} atingidos foram inferiores aos obtidos para GV's (25.8%). O uso combinado de sucção e GV's não produziu efeito maior do que aquele obtido com a utilização dos GV's. Não houve mudança alguma no $\alpha_{C_{lmax}}$ nem no início da separação. De forma geral, os resultados atingidos para sucção no caso 3 e $Re = 9 \cdot 10^5$ não mostraram maiores diferenças quando comparados com LB ou GV's. Isto foi causado possivelmente pelo baixo valor dos C_q gerados (máximo 0.0102), os quais correspondem a menos de 30% do valor para $Re = 3 \cdot 10^5$.

A sucção no caso 1, quando comparada com LB, mostrou que C_d foi maior para a faixa de $\alpha \leq 8^\circ$, atingindo valores próximos aos obtidos para GV's (fig. 4.27). Para ângulos acima deste valor o C_l também foi diminuído, reduzindo o (C_l/C_d) em relação a LB. Este comportamento foi adiantado para frequências menores do 30 Hz quando $\alpha \leq 6^\circ$. Sucção no caso 2 mostrou valores de C_d próximos aos atingidos com LB. Todavia, houve uma pequena melhora para frequências acima de 30 Hz e $7 \leq \alpha \leq 9$. Ângulos maiores

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

Figura 4.21 – Variação do coeficiente de Sustentação (C_l) para $Re = 9 \cdot 10^5$.

apresentaram relações de (C_l/C_d) ainda menores quando comparado ao uso dos GVs. Para sucção no caso 3 foram registrados valores do C_d inferiores a LB e GVs quando $\alpha \leq 8^\circ$, produzindo um leve aumento do (C_l/C_d) para $0^\circ \leq \alpha \leq 8^\circ$. Para valores baixos do C_q (0-30 Hz) e sucção no caso 1, houve diminuição no C_l ocasionando o adiantamento do ângulo de início da separação. Nos casos 2 e 3, não houve diferença significativa para sucção pura em relação ao LB.

No que diz respeito ao $C_{m-x/c=0.25}$ (figuras 4.29 e 4.30), obteve-se valores maiores (mais negativos) quando comparado com LB. Isto ocorreu somente para $\alpha \geq 7^\circ$ e para sucção no caso 1. Nos casos 2 e 3, o $C_{m-x/c=0.25}$ obteve valores próximos a LB e o efeito da sucção poderia ser considerado desprezível. A combinação de sucção no caso 1 e GVs não provocou um efeito significativo. A combinação no caso 2 seguiu também este comportamento quando GVs foram usados de modo independente.

De modo geral, para $Re = 9 \cdot 10^5$, a limitação na capacidade do sistema de sucção produziu valores do C_q menores aos atingidos para $Re = 3 \cdot 10^5$ e $Re = 6 \cdot 10^5$. Isto fez com que o comportamento aerodinâmico do perfil fosse afetado negativamente para todas as frequências de sucção no caso 1, onde o C_l diminuiu e o C_d aumentou. O mesmo efeito foi verificado para a combinação de sucção com GVs. Já para sucção no caso 2, igualmente ao ocorrido em $Re = 6 \cdot 10^5$, aqui verificou-se melhor comportamento quando comparado com LB e GVs na faixa de $8 \leq \alpha \leq 17$. Neste caso, a relação $(C_l/C_d)-C_l$ na sucção foi maior em 20 e 23% para LB e GVS, respetivamente. Sucção na região 2 também retardou o início da separação.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

Figura 4.22 – Variação da Eficiência (C_l/C_d) para $Re = 9 \cdot 10^5$.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

Figura 4.23 – Variação da Eficiência (C_l/C_d) com o incremento do C_l para $Re = 9 \cdot 10^5$.

(a) Caso 1

(b) Caso 2

Figura 4.24 – Variação do coeficiente de Sustentação (C_l) para $Re = 9 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.

(a) Caso 1

(b) Caso 2

Figura 4.25 – Variação da Eficiência (C_l/C_d) para $Re = 9 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice

(a) Caso 1

(b) Caso 2

(c) Caso 2

Figura 4.26 – Variação da Eficiência (C_l/C_d) com o incremento do C_l para $Re = 9 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

Figura 4.27 – Polar de Arrasto ($C_d - C_l$) para $Re = 9 \cdot 10^5$.

(a) Caso 1

(b) Caso 2

Figura 4.28 – Polar de arrasto ($C_d - C_l$) para $Re = 9 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.

(a) Caso 1

(b) Caso 1

(c) Caso 2

(d) Caso 2

(e) Caso 3

Figura 4.29 – Variação do coeficiente de Momento (C_m) para $Re = 9 \cdot 10^5$.

(a) Caso 1

(b) Caso 2

Figura 4.30 – Variação do coeficiente de Momento (C_m) para $Re = 9 \cdot 10^5$. Sucção e Geradores de vórtice.

4.3 Discussão Resultados para Coeficientes de Pressão

Nesta seção é analisada a distribuição do coeficiente de pressão (C_p) para as diferentes configurações de sucção e combinações com GVs. Os resultados destas medições foram comparados com LB e GVs usados independentemente. O registro da distribuição de C_p foi realizada para o extradorso e o intradorso do modelo, com 62 tomadas de pressão em cada uma delas. No entanto, a análise foi feita unicamente para a distribuição no extradorso, isto porque os dados das tomadas no intradorso estiveram fora do comportamento esperado e apresentaram variações irregulares que foram atribuídas a um defeito no sensor de pressões (Scanivalve). Para simplicidade da análise, são discutidos somente os resultados de algumas das configurações mais relevantes, conforme os resultados dos experimentos com balança.

O coeficiente de pressão foi calculado seguindo os parâmetros da equação 4.1 (HOUGHTON; CARPENTER, 2003). Assim:

$$C_p = \frac{p - p_\infty}{\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot U_\infty^2} \quad (4.1)$$

onde,

- C_p : Coeficiente de pressão
- p : Pressão estática no ponto onde foi localizada cada uma das tomadas
- p_∞ : Pressão estática do escoamento livre longe do modelo
- U_∞ : Velocidade do escoamento livre
- ρ : Densidade do ar

A nomenclatura utilizada para a designação das configurações é explicada com o seguinte exemplo:

CP-15-50Hz10%-R3e5

onde,

- CP : Coeficiente de sucção
- 15 : Ângulo de ataque, neste caso $\alpha = 15^\circ$
- 50Hz : Frequência da bomba de sucção. Vide Apêndice B para relação dos C_q
- 10% : Caso de sucção. Assim: 10%= Caso 1 - 50%= Caso 2 - 65%= Caso 3
- GV : Combinação do efeito da sucção com os GVs, quando estes são existentes.
- R3e5 : Número de Reynolds. Neste caso $Re = 3 \cdot 10^5$

Daqui em diante, quando for indicado o uso dos furos sem especificar sucção alguma, refere-se ao registro do C_p para avaliação do efeito dos furos sobre a distribuição de pressões.

4.3.1 Distribuição dos C_p para $Re = 3 \cdot 10^5$

A sucção no caso 1, adotando-se $\alpha = 13^\circ$, gerou um pico no C_p (5.5) maior ao obtido com GVs (4.7), quando comparados com LB (3.4) (fig.4.31(a)). Consequentemente, foi produzido um leve aumento do C_p ao longo da corda, aproximando-se ao comportamento gerado com os GVs e adiando-se a separação de $\frac{x}{c} = 0.55$ para o bordo de fuga. Ao adotar $\alpha = 15^\circ$ (vide fig. 4.31(b)) foi mantido o mesmo comportamento dos GVs, mas a sucção (60 Hz) só conseguiu retardar a separação de $\frac{x}{c} = 0.5$ (LB) para $\frac{x}{c} = 0.7$. No entanto, os GVs continuaram a manter a separação no bordo de fuga. A presença dos furos diminuiu o pico de sucção de 4.0 (LB) para 3.2 e antecipou a separação de $\frac{x}{c} = 0.5$ para $\frac{x}{c} = 0.44$. Quando o modelo foi posicionado em $\alpha = 20^\circ$ (vide fig. 4.31(c)), a separação se apresentou-se em $\frac{x}{c} = 0.02$ para LB e GVs. Porém, o uso de sucção (60 Hz) incrementou o pico de 1,2 (LB) e 1.6 (GVs) para 7.4. A separação foi adiada para $\frac{x}{c} = 0.5$.

Figura 4.31 – Distribuição dos coeficientes de pressão - Caso 1 para $Re = 3 \cdot 10^5$.

No caso 2, com $\alpha = 13^\circ$, o pico foi incrementado de 3.4 (LB) para 4.0 (50 Hz) e a separação foi atrasada de $\frac{x}{c} = 0.55$ para $\frac{x}{c} = 0.6$ somente (fig.4.32(a)). No entanto, a distribuição de C_p apresentou valores maiores ao longo da corda, mas ainda inferiores em relação aos GVs. Para $\alpha = 18^\circ$ (vide fig.4.32(b)), o pico de sucção passou de 2.8 (LB) para 5.0 (50 Hz). Não obstante, a distribuição de C_p apresentou valores menores do que LB quando $\frac{x}{c} > 0.18$ e do que GVs quando $\frac{x}{c} > 0.05$.

Figura 4.32 – Distribuição dos coeficientes de pressão - Caso 2 para $Re = 3 \cdot 10^5$.

O uso combinado de sucção e GVs, para o caso 1 e $\alpha = 13^\circ$ (vide fig.4.33(a)), fez com que houvesse um aumento do pico de sucção de 3.4 (LB) e 4.7 (GVs) para 5.5 (60 Hz), apresentando valores de C_p maiores aos GVs para $\frac{x}{c} < 0.7$. Quando o modelo foi posicionado em $\alpha = 20^\circ$, a distribuição do C_p seguiu o mesmo comportamento registrado para sucção pura (vide fig.4.33(b)), mas apresentou incrementos leves ao longo da corda.

Nas figuras 4.34(a) para o caso 2 e 4.34(b) para o caso 3, percebe-se que para $\alpha = 13^\circ$, o uso combinado de sucção com GVs apresentou comportamento semelhante aos GVs, mas com valores levemente menores do C_p ao longo da corda. Contudo, a separação foi adiada para o bordo de fuga melhorando o comportamento dos GVs quando $\frac{x}{c} > 0.8$.

4.3.2 Distribuição dos C_p para $Re = 6 \cdot 10^5$

Com sucção no caso 1, para $\alpha = 13^\circ$, o pico de sucção se manteve na mesma posição em relação a LB, mantendo o mesmo comportamento ao longo da corda (fig.4.35(a)). A presença dos furos diminuiu o pico de sucção para 3.4 e gerou valores de C_p inferiores a LB para $\frac{x}{c} = 0.2$. Nesta condição, a distribuição dos C_p foi inferior aos GVs para todo o comprimento da corda. O aumento do ângulo para $\alpha = 20^\circ$ (vide fig.4.35(b)) apresentou melhora na distribuição dos C_p . Além disso, na condição de sucção nula (0 Hz), foi atingido um pico de sucção de 3.7 e a separação foi adiada para o bordo de fuga.

Figura 4.33 – Distribuição dos coeficientes de pressão - Caso 1 e Geradores de Vórtice para $Re = 3 \cdot 10^5$.

Figura 4.34 – Distribuição dos coeficientes de pressão - Casos 2 e 3 com Geradores de Vórtice para $Re = 3 \cdot 10^5$.

Sucção na região do caso 2 (50 Hz) e $\alpha = 13^\circ$, não gerou comportamento diferente em relação à LB. Neste ponto os GVs melhoraram o desempenho aerodinâmico do modelo.

(a) Caso 1 - $\alpha = 13^\circ$

(b) Caso 1 - $\alpha = 20^\circ$

(c) Caso 2 - $\alpha = 13^\circ$

Figura 4.35 – Distribuição dos coeficientes de pressão - Caso 1 e 2 para $Re = 6 \cdot 10^5$.

No caso 1 para $\alpha = 13^\circ$ (vide fig.4.36(a)), não houve diferença nos valores de C_p tanto para combinação de geradores e sucção quanto para GVs. No entanto, na região $0.15 < \frac{x}{c} < 0.35$ a distribuição apresentou uma queda em relação aos GVs, seguindo o mesmo comportamento da sucção pura. Porém, conseguiu retrazar a separação para o bordo de fuga. O incremento no ângulo para $\alpha = 15^\circ$ (vide fig.4.36(b)) diminuiu o efeito da combinação e a distribuição dos C_p foi inferior aos GVs. Além disso, o desempenho da combinação foi melhor ao longo da corda quando comparado com LB.

Na região do caso 2, o efeito da combinação de sucção e GVs foi levemente maior do que para sucção pura e GVs (vide fig.4.36(c) e 4.36(d)). A separação foi adiada para o bordo de fuga conforme o comportamento dos GVs.

Figura 4.36 – Distribuição dos coeficientes de pressão - Casos 1 e 2 com Geradores de Vórtice para $Re = 6 \cdot 10^5$.

4.3.3 Distribuição dos C_p para $Re = 9 \cdot 10^5$

No caso 1, com sucção (60 Hz) e $\alpha = 13^\circ$, o pico de sucção não foi modificado e o desempenho para $\frac{x}{c} < 0.3$ foi similar ao apresentado por LB (vide fig. 4.37(a)). No entanto, para $\frac{x}{c} > 0.3$ a sucção gerou um aumento leve nos valores de C_p , mas sem atingir aqueles gerados pelos GVs. Como foi dito, estes resultados são causados pelos baixos valores do C_q , o que também foi comprovado nos experimentos com balança (vide fig.4.21 (a) e (b)). A presença dos furos apresentou valores de C_p levemente inferiores a LB para $\frac{x}{c} < 0.3$, mas continuou com o mesmo comportamento obtido com sucção quando $\frac{x}{c} > 0.3$. Sucção na região 2 e $\alpha = 13^\circ$ (vide fig.4.37(b)) não gerou mudança alguma na distribuição dos C_p ao longo da corda. A presença dos furos (0 Hz) na mesma região e ângulo de ataque também não apresentou influência no comportamento da distribuição.

A combinação de sucção com GVs, no caso 1, gerou diminuição dos valores de C_p

Figura 4.37 – Distribuição dos coeficientes de pressão - Caso 1 e 2 para $Re = 9 \cdot 10^5$.

quando comparados com GVs, apresentando o mesmo comportamento registrado com sucção pura (vide fig.4.38(a)). Mais uma vez foi comprovado o efeito negativo na utilização de um Cq muito baixo, conseguindo afetar o ganho obtido com GVs. Já no caso 2, mesmo que os resultados para balança mostraram que a combinação gerou incremento no C_l (vide fig.4.24(b)), a distribuição de C_p não apresentou diferenças significativas (vide fig.4.38(b)).

Figura 4.38 – Distribuição dos coeficientes de pressão - Caso 1 e 2 com Geradores de Vórtice para $Re = 9 \cdot 10^5$.

4.4 Discussão dos Resultados com Fio Quente

Para a interpretação dos resultados dos ensaios de anemometria com fio quente foram medidos dois fatores: a intensidade da turbulência e a velocidade axial no sentido do escoamento. Baseados nestes, foi calculado o arrasto de forma e a espessura de deslocamento da camada limite (δ^*). Na equação 4.2 (HOUGHTON; CARPENTER, 2003) é desenvolvido o cálculo do arrasto de forma, conforme os parâmetros da figura 4.39.

Figura 4.39 – Volume de controle para análise do arrasto (HOUGHTON; CARPENTER, 2003)

$$D = \int_w \rho \cdot u_2 (U_\infty - u_2) dy_2 \quad (4.2)$$

onde,

- D : Arrasto de forma
- ρ : Densidade do ar
- u_2 : Velocidade local na posição da sonda de fio quente
- U_∞ : Velocidade do escoamento livre
- y_2 : Altura vertical do volume de controle

O limite de integração w corresponde à espessura da esteira no borde de fuga, isto é devido a que a diferença $(U_\infty - u_2)$ é zero fora da fronteira que conforma a esteira.

A espessura da camada limite foi calculada seguindo-se os parâmetros da equação 4.3 (HOUGHTON; CARPENTER, 2003) para o escoamento sobre uma das superfícies de uma

placa plana. Assim:

$$\delta^* = \int_0^\infty \left(1 - \frac{u}{U_\infty}\right) dy \quad (4.3)$$

onde,

- δ^* : Espessura da camada limite
- u : Velocidade local na posição da sonda de fio quente
- U_∞ : Velocidade do escoamento livre
- y : Altura vertical do volume de controle

Aqui os limites de integração correspondem com os pontos onde a velocidade local da esteira u atinge o valor U_∞ do escoamento livre.

Os dados registrados foram inseridos nas equações e os resultados são mostrados nas tabelas 4.4 e 4.5. As medições foram feitas para os ângulos $\alpha = 0^\circ$, $\alpha = 6^\circ$ e $\alpha = 8^\circ$. As velocidades para o escoamento livre coincidiram com $Re = 3 \cdot 10^5$ e $Re = 6 \cdot 10^5$ somente, pois para $Re = 9 \cdot 10^5$ não foram feitas medições devido aos resultados com balança aerodinâmica e distribuição de C_p , os quais não mostraram maior diferença quando comparados com LB, GVs ou a combinação de GVs e sucção.

A nomenclatura utilizada para a designação das configurações é explicada com o seguinte exemplo:

6-10%-60Hz-GV-R3e5

onde,

- 6 : Ângulo de ataque, neste caso $\alpha = 6^\circ$
- 10% : Caso de sucção. Assim: 10%= Caso 1 - 50%= Caso 2
- 60Hz : Frequência da bomba de sucção. Vide Apêndice B para relação dos C_q
- GV : Combinação do efeito da sucção com os GVs. Quando este é existente.
- R3e5 : Número de Reynolds. Neste caso $Re = 3 \cdot 10^5$

A presença de furos sem sucção corresponde à 0 Hz na frequência da bomba. Esta análise fornece o efeito que os furos possuem sobre o comportamento da esteira.

4.4.1 Resultados para $Re = 3 \cdot 10^5$

Quando o modelo foi posicionado na condição de $\alpha = 0^\circ$ e $Re = 3 \cdot 10^5$ (vide tabela 4.4), a sucção no caso 1 mostrou incremento do arrasto de forma e δ^* para 0 e 60 Hz, a mesma condição também foi verificada combinando-se sucção e GVs. Isto coincide com os resultados para balança aerodinâmica que mostraram aumento no arrasto total do modelo para ângulos abaixo de $\alpha = 8^\circ$. A configuração de sucção pura (60 Hz) mostrou os menores aumentos em relação a LB, com 33.1% para o arrasto e 38.9% para δ^* (vide figura 4.40(a)). Na mesma condição, mas com $\alpha = 6^\circ$ e 60 Hz (vide figura 4.40(b)), houve um aumento do arrasto (7.3%) e diminuição do δ^* (18.3%). Para sucção no caso

2 (60 Hz), o arrasto diminuiu em 9.3%, e o δ^* em 27.6%. Nesta condição, as outras configurações mostraram aumento nos dois fatores. Quando o ângulo foi mudado para $\alpha = 8^\circ$ (vide figura 4.40(c)) a configuração de sucção no caso 1 e 60 Hz mostrou o melhor comportamento com diminuição no arrasto (9.3%) e no δ^* (34.9%), quando comparada com LB. Sucção no caso 2 e 60 Hz mostrou também diminuição no arrasto (6.98%) e no δ^* (29.5%)

Para todas as configurações ensaiadas de sucção combinada com GVs, os dois fatores mostraram pior desempenho em relação a LB.

Tabela 4.4 – Arrasto de forma e δ^* para $Re = 3 \cdot 10^5$.

Ângulo	Configuração	C_d/m	δ^*	% Incremento C_d/m	% Incremento δ^*
$\alpha = 0^\circ$	LB-R3e5	0.0251	0.0105	-	-
	GV-R3e5	0.0424	0.0211	68.97	101.51
	10%-60Hz-R3e5	0.0334	0.0145	33.09	38.88
	10%-0Hz-GV-R3e5	0.0279	0.0154	11.29	47.7
	10%-60Hz-GV-R3e5	0.0362	0.0174	44.36	66.43
$\alpha = 6^\circ$	LB-R3e5	0.0337	0.0166	-	-
	GV-R3e5	0.0486	0.0252	44.27	51.92
	10%-0Hz-R3e5	0.0353	0.0243	4.67	46.99
	10%-60Hz-R3e5	0.0362	0.0135	7.32	-18.28
	10%-0Hz-GV-R3e5	0.0431	0.0299	27.88	80.7
	10%-60Hz-GV-R3e5	0.0512	0.0218	51.84	31.7
	50%-60Hz-R3e5	0.0306	0.0120	-9.25	-27.62
$\alpha = 8^\circ$	LB-R3e5	0.0338	0.0200	-	-
	GV-R3e5	0.0512	0.0281	51.44	40.68
	10%-0Hz-R3e5	0.0423	0.0320	25.03	60.32
	10%-60Hz-R3e5	0.0307	0.0130	-9.27	-34.93
	10%-0Hz-GV-R3e5	0.1857	0.0312	449.56	56.43
	50%-60Hz-R3e5	0.0314	0.0141	-6.98	-29.53

4.4.2 Resultados para $Re = 6 \cdot 10^5$

Sucção no caso 1 (60 Hz) para $\alpha = 0^\circ$ e $Re = 6 \cdot 10^5$ (vide tabela 4.5), mostrou aumento do arrasto de forma (15.02%) e δ^* (13.2%) quando comparado com LB (vide figura 4.41(a)). Quando a sucção foi combinada com GVs mostrou diminuição do arrasto de forma (94.9%) e δ^* (46.6%).

Sucção no caso 2 (60 Hz) para $\alpha = 6^\circ$ gerou diminuição do δ^* (23.8%), enquanto que o arrasto aparece sem modificação na pratica. As outras configurações mostraram aumento dos dois fatores (vide figura 4.41(b)). Quando o ângulo foi mudado para $\alpha = 8^\circ$, a configuração de sucção no caso 2 (60 Hz) apresentou o melhor comportamento com diminuição no arrasto (18.1%) e no δ^* (38.2%) quando comparada com LB. A presença dos furos sem sucção diminuiu o arrasto em 48.5%, mas o δ^* aumentou 27.5% (vide figura 4.41(c)).

Para todas as configurações ensaiadas de sucção em combinação com GVs, novamente os dois fatores mostraram incremento em relação a LB.

Figura 4.40 – Perfil de velocidade da esteira no bordo de fuga para $Re = 3 \cdot 10^5$.

Embora, o comportamento dos valores de arrasto calculados com esta metodologia tenham correspondência com aqueles registrados com balança aerodinâmica, não puderam ser comparados diretamente. Isto por causa do erro inserido durante as medições com fio quente, pois o sistema de posicionamento não é rígido (mesa de madeira instável) e o suporte da sonda de fio quente foi atingido pela turbulência gerada pelo modelo e se deslocou constantemente na direção do escoamento durante os experimentos. Assim, os valores absolutos não foram confiáveis e só podem ser tidos em conta como referencia de comportamento.

Tabela 4.5 – Arrasto de forma e δ^* para $Re = 6 \cdot 10^5$.

Ângulo	Configuração	C_d/m	δ^*	% Incremento C_d/m	% Incremento δ^*
$\alpha = 0^\circ$	LB-R6e5	0.0753	0.0076	-	-
	GV-R6e5	0.0912	0.0129	21.05	69.56
	10%-60Hz-R6e5	0.0866	0.0086	15.02	13.23
	10%-0Hz-GV-R6e5	0.0449	0.0104	-40.36	37.14
	10%-60Hz-GV-R6e5	0.0038	0.0041	-94.92	-46.59
$\alpha = 6^\circ$	LB-R6e5	0.1059	0.0154	-	-
	GV-R6e5	0.1840	0.0222	73.64	44.15
	10%-0Hz-R6e5	0.1451	0.0287	36.99	85.99
	10%-60Hz-R6e5	0.1322	0.0191	24.79	23.81
	10%-0Hz-GV-R6e5	0.1812	0.0243	71.01	57.22
	10%-60Hz-GV-R6e5	0.1993	0.0236	88.13	52.74
	50%-60Hz-R6e5	0.1053	0.0117	-0.6	-23.83
$\alpha = 8^\circ$	LB-R6e5	0.1320	0.0228	-	-
	GV-R6e5	0.1878	0.0229	42.23	0.3
	10%-0Hz-R6e5	0.0680	0.0291	-48.47	27.52
	10%-60Hz-R6e5	0.1566	0.0285	18.63	24.85
	10%-0Hz-GV-R6e5	0.1857	0.0312	40.71	36.88
	50%-60Hz-R6e5	0.1081	0.0141	-18.1	-38.22

Figura 4.41 – Perfil de velocidade da esteira no bordo de fuga para $Re = 6 \cdot 10^5$.

Conclusões e recomendações para trabalhos futuros

5.1 Conclusões

Neste estudo foi pesquisado experimentalmente o uso de sucção da camada limite com o intuito de controlar a separação sobre o extradorso do perfil NREL-S809, de uso típico na construção de pás para turbinas eólicas. Foi demonstrado que a sucção gera incremento do coeficiente de sustentação quando a relação entre a velocidade do escoamento livre e a velocidade do ar sugado (C_q) se situa acima de um valor mínimo, pois valores inferiores nesta relação produziram efeito contrário.

Quando a sucção da camada limite acontece no bordo de ataque (caso 1), apresenta-se suavização do estol quando comparado com o perfil base e o uso de geradores de vórtice. Esta condição desapareceu quando a camada limite foi sugada nas outras regiões (casos 2 e 3). Contudo, a sucção na parte média da corda mostrou melhor comportamento aerodinâmico, melhorando a eficiência em toda a faixa de ângulos de ataque antes do estol. A diferença nos resultados para as duas regiões poderia indicar que a sucção é eficiente em prevenir a separação, mas não tanto quando se requer recolar o escoamento à superfície do perfil.

A presença das perfurações na superfície ($C_q=0$) apresentou maior efeito em regiões onde o diâmetro destas supera a espessura de deslocamento (caso 1 / caso 2). No entanto, quando a espessura de deslocamento é maior, o escoamento da camada limite não se viu afetado (caso 2 / caso 3). Quando avaliadas em conjunto com o uso de geradores de vórtice, as perfurações nos casos 2 e 3 mostraram relações de eficiência acima das obtidas exclusivamente com geradores. Isso poderia indicar que as perfurações interatuam com a camada limite de forma similar aos microgeradores de vórtice.

A sucção, de forma geral, incrementou o arrasto em ângulos de ataque abaixo dos 8° , com maior repercussão se esta acontece em regiões onde a separação ainda não é evidente (bordo de ataque). O efeito "retroativo" da sucção se fez evidente na análise da distribuição

dos C_p , mostrando que a sucção influencia o escoamento da camada limite ainda antes de atingir a fronteira da região de sucção. Diminuição do arrasto de forma e da espessura de deslocamento da camada limite foram promovidos pela sucção em ângulos onde se apresentam os primeiros indícios de separação.

Em relação à eficiência aerodinâmica, a combinação de sucção e geradores de vórtice mantém as características dos geradores quando a sucção é feita em regiões diferentes ao bordo de ataque e para ângulos de ataque baixos. Na região do bordo de ataque, valores baixos do C_q diminuíram o ganho dos geradores. Para ângulos acima de 8° , a combinação é favorável. Porém, para algumas das configurações (GVs e sucção no bordo de ataque), aumentos no C_q conduziram à diminuição do ganho obtido com os geradores usados independentemente.

5.2 Recomendações para trabalhos futuros

O uso da sucção para o controle da camada limite em aplicações de energia eólica está ainda em etapa preliminar e precisa de maior estudo e análise. Vários são os trabalhos de análise numérica (Computational Fluid Dynamics) que mostram as vantagens desta estratégia de controle, a qual é pensada objetivando melhorar a eficiência aerodinâmica das pás, coadjuvar na redução dos esforços estruturais e aproveitar ventos com menor velocidade média. Isto poderia influenciar na seleção de novas regiões onde até hoje não é viável a instalação de turbinas eólicas.

O presente trabalho foi configurado com o objetivo de avaliar experimentalmente as vantagens aerodinâmicas da sucção, conferir os resultados desses estudos numéricos, assim como identificar as dificuldades técnicas na construção de um modelo físico. Desse modo, são diversos os tópicos que devem ser estudados e resolvidos com o intuito de dar continuidade à pesquisa nesta área.

A fabricação das faixas de sucção é uma das atividades a serem resolvidas, pois para o desenvolvimento deste trabalho, o diâmetro recomendado não foi atingido, principalmente pelo alto custo que representava a fabricação individual destas faixas de sucção. Este fato poderia ter influenciado os resultados, principalmente os correspondentes à sucção no bordo de ataque (caso 1). Assim, a perfuração das faixas de sucção respeitando os diâmetros recomendados é necessária e tem a finalidade de validar os dados coletados. A construção do modelo do perfil utilizando materiais de baixo custo (madeira principalmente) foi de grande ajuda nesta primeira etapa. No entanto, a rigidez não foi a esperada e foram evidenciadas dificuldades durante a realização dos ensaios. A vorticidade gerada em ângulos de ataque acima dos 15° interagiu com as paredes do túnel de vento, produzindo forças que chegaram a deformar a superfície do modelo. Dessa maneira, precisa-se construir o modelo em um material com rigidez maior (alumínio, aço), onde a modularidade lograda com o protótipo aqui utilizado possa ser mantida.

Medições da camada limite no extradorso deveram ser ainda feitas utilizando anemometria de fio quente e visando conhecer o comportamento tridimensional da sucção. Isto com o fim de estudar as variações do perfil de velocidade e os gradientes de pressão quando são influenciados pela sucção e a combinação desta com os geradores de vórtice. As medições da esteira no bordo de fuga foram realizadas para uma distribuição de ângulos de ataque reduzida. Precisa-se portanto, ampliar as medições a ângulos na proximidade do estol, onde a sucção apresentou melhores resultados.

Estudos do comportamento da camada limite quando a sucção e a rotação da pá são combinadas também deverão ser realizados, porém, deverão levar em conta os efeitos inerciais do ar.

A sucção precisa de uma fonte de energia. Assim, são necessários estudos para o projeto dos dispositivos requeridos, além de estabelecer a relação entre o ganho energético devido às melhoras aerodinâmicas e o custo energético de gerar a sucção.

Referências

ABEEOLICA. **Associação Brasileira de Energia Eólica - ABEEólica**. 2013.

Disponível em: <www.abeeolica.org.br/index.php/dados.html>.

BRASLOW, A. L. **A History of Suction-Type Laminar-Flow Control with Emphasis on Flight Research**. Washington, DC, 1999. 79 p. Disponível em:

<http://www.nasa.gov/centers/dryden/pdf/88792main_Laminar.pdf>.

BRIDGES, D. H. Early Flight-Test and Other Boundary-Layer Research at Mississippi State 1949-1960. **J. Aircr.**, 2007. v. 44, n. 5, p. 1635–1652, set. 2007. ISSN 0021-8669.

Disponível em: <<http://arc.aiaa.org/doi/abs/10.2514/1.28086>>.

CATALANO, F. M. The new closed circuit wind tunnel of the aircraft laboratory of university of São paulo, Brazil. In: ICAS. **24th Int. Congr. Aeronaut. Sci.** Yokohama, 2004. p. 1–8. ISBN 0-9533991-6-8. Disponível em: <http://www.icas.org-/ICAS_ARCHIVE/ICAS2004/ABSTRACTS/104.HTM>.

CHAPPELL, P. **Lift-interference and blockage corrections for two-dimensional subsonic flow in ventilated and closed wind-tunnels (Esdu 76028)**. [S.l.], 1995. 34 p.

EPPLER, R. Airfoils with boundary layer suction, design and off-design cases. **Aerosp. Sci. Technol.**, 1999. v. 3, n. 7, p. 403–415, out. 1999. ISSN 12709638. Disponível em:

<<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1270963899001054>>.

FICHAUX, N. et al. **Design limits and solutions for very large wind turbines**. [S.l.], 2011. 103 p.

GHEDIN, F. **Structural Design of a 5 MW Wind Turbine Blade Equipped with Boundary Layer Suction Technology**. 100 p. Tese (M.Sc.) — Delft University of Technology - Eindhoven University of Technology, 2010.

GOODARZI, M.; FEREIDOUNI, R.; RAHIMI, M. Investigation of flow control over a NACA 0012 airfoil by suction effect on aerodynamic characteristics. **Can. J. Mech. Sci. Eng.**, 2012. v. 3, n. 3, p. 102–109, 2012.

GREGORY, N.; WALKER, W. **Experiments on the Use of Suction through Perforated Strips for Maintaining Laminar Flow : Transition and Drag Measurements**. London, 1958. v. 3083, n. 3083, 32 p.

- GUL, M.; UZOL, O.; AKMANDOR, I. S. An Experimental Study on Active Flow Control Using Synthetic Jet Actuators over S809 Airfoil. **J. Phys. Conf. Ser.**, 2014. v. 524, p. 012101, jun. 2014. ISSN 1742-6596. Disponível em: <<http://stacks.iop.org/1742-6596/524/i=1/a=012101?key=crossref.04eb72ee9b19cebadbd06bb9e366e0e2>>.
- GYATT, G. W. **Development and tasting of vortex generators for small horizontal axis wind turbines**. Washington, DC, 1986.
- HAK, M. Gad-el. **Flow Control: Passive, Active, and Reactive Flow Management**. 1 edition. ed. Cambridge, U.K.: Cambridge University Press, 2007. 444 p. ISBN 978-0521036719.
- HANSEN, M. O. L.; MADSEN, H. A. Review Paper on Wind Turbine Aerodynamics. **J. Fluids Eng.**, 2011. v. 133, n. 11, p. 114001, 2011. ISSN 00982202. Disponível em: <<http://link.aip.org/link/JFEGA4/v133/i11/p114001/s1\Agg=doi>>.
- HOUGHTON, E. L.; CARPENTER, P. W. **Aerodynamics for Engineering Students**. 5. ed. Burlington MA: Butterworth-Heinemann, 2003. 590 p. ISBN 0750651113.
- JOHNSTON, J. P.; NISHI, M. Vortex generator jets - Means for flow separation control. **AIAA J.**, 1990. v. 28, n. 6, p. 989–994, jun. 1990. ISSN 0001-1452. Disponível em: <<http://arc.aiaa.org/doi/abs/10.2514/3.25155>>.
- JOSLIN, R. D. Aircraft laminar flow control 1. **Annu. Rev. Fluid Mech.**, 1998. v. 30, p. 1–29, 1998.
- LIN, J. C. Review of research on low-profile vortex generators to control boundary-layer separation. **Prog. Aerosp. Sci.**, 2002. v. 38, n. 4-5, p. 389–420, maio 2002. ISSN 03760421. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0376042102000106>>.
- LIU, P. Q. et al. Numerical Study of Suction-Blowing Flow Control Technology for an Airfoil. **J. Aircr.**, 2010. v. 47, n. 1, p. 229–239, 2010. ISSN 0021-8669. Disponível em: <<http://arc.aiaa.org/doi/abs/10.2514/1.45114>>.
- MACMANUS, D. G.; EATON, J. A. Predictions and observations of the flow field induced by laminar flow control microperforations. **Exp. Therm. Fluid Sci.**, 1996. v. 13, n. 4, p. 395–407, nov. 1996. ISSN 08941777. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0894177796000945>>.
- _____. Measurement and analysis of the flowfields induced by suction perforations. **AIAA J.**, 1998. v. 36, n. 9, p. 1553–1561, 1998.
- _____. Flow physics of discrete boundary layer suction - measurements and predictions. **J. Fluid Mech.**, 2000. v. 417, p. 47–75, 2000.
- MAUNSELL, M. G. **Desenvolvimento, Construção e Ensaios de uma Balança Aerodinâmica**. 100 p. Tese (Dissertação (Mestrado)) — Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo., 1977.
- MOFFAT, R. J. Describing the Uncertainties in Experimental Results. **Experimental Thermal and Fluid Science**, 1988. v. 1, n. 1, p. 3–17, 1988. ISSN 08941777.

- OYEWOLA, O.; DJENIDI, L.; ANTONIA, R. Influence of localised double suction on a turbulent boundary layer. **J. Fluids Struct.**, 2007. v. 23, n. 5, p. 787–798, jul. 2007. ISSN 08899746. Disponível em: <[http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii-S0889974606001496](http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0889974606001496)>.
- OYEWOLA, O.; DJENIDI, L.; ANTONIA, R. a. Combined influence of the Reynolds number and localised wall suction on a turbulent boundary layer. **Exp. Fluids**, 2003. v. 35, n. 2, p. 199–206, ago. 2003. ISSN 0723-4864. Disponível em: <<http://link.springer.com/10.1007/s00348-003-0658-1>>.
- PAULEY, W. R.; EATON, J. K. Experimental Study of the Development of Longitudinal Vortex Pairs Embedded in a Turbulent Boundary Layer. **AIAA J.**, 1988. v. 26, n. 7, p. 816–823, 1988.
- PIPERAS, A. T.; HANSEN, M. O.; LYNGBY, K. **Investigation of Boundary Layer Suction on a Wind Turbine Airfoil using CFD**. 79 p. Tese (Master's Thesis) — Technical University of Denmark, 2010. Disponível em: <http://www.fvm.mek.dtu.dk/upload/institutter/mek/fvm/fm/eksamensprojekter/apostolis_mek-fm-ep-2010-07.pdf>.
- POPPLETON, E. D. **Boundary-layer Control for High Lift by Suction at the Leading-edge of a 40 deg Swept-back Wing**. London, 1951. v. 2897, n. 2897, 40 p.
- PRINCE, S. a.; KHODAGOLIAN, V. Low-Speed Static Stall Suppression Using Steady and Pulsed Air-Jet Vortex Generators. **AIAA J.**, 2011. v. 49, n. 3, p. 642–654, mar. 2011. ISSN 0001-1452. Disponível em: <<http://doi.aiaa.org/10.2514/1.J050754>>.
- SANTOS, M. d. M. **Análises e percepções para o desenvolvimento de uma política de CT&I no fomento da energia eólica no Brasil**. Basilia-Brasil, 2012. 100 p. Disponível em: <www.abeeolica.org.br/pdf/Analises-e-percepcoes-para-o-desenvolvimento-de-uma-politica-de-CTI-no-fomento-da-energia-eolica-no-brasil.pdf>.
- SHOJAEFARD, M. et al. Numerical Investigation of Flow Control by Suction and Injection on a Subsonic Airfoil. **Am. J. Appl. Sci.**, 2005. v. 2, n. 10, p. 1474–1480, 2005.
- TANGLER, J. L.; SOMERS, D. M. **NREL Airfoil Families for HAWTs**. [S.l.], 1995. 1–12 p.
- TAYLOR, D. H.; HOADLEY, H. H. **Application of Vortex Generators Mixing Principle to Diffusers**. East Hartford, CT, 1948.
- THOMPSON, N. **Blockage corrections for bluff bodies in confined flows (Esdu 80024)**. [S.l.], 1998. 54 p.
- VEERS, P. S. et al. Trends in the Design, Manufacture and Evaluation of Wind Turbine Blades. **Wind Energy**, 2003. v. 6, n. 3, p. 245–259, jul. 2003. ISSN 1095-4244. Disponível em: <<http://doi.wiley.com/10.1002/we.90>>.
- WAHIDI, R.; BRIDGES, D. Control of Laminar Separation Bubbles with Distributed Suction â Preliminary Studies. In: AIAA (Ed.). **46th AIAA Aerosp. Sci. Meet. Exhib.** Reno, Nevada: American Institute of Aeronautics and Astronautics, Inc., 2008. p. 1–26.

_____. Effects of distributed suction on an airfoil at low Reynolds number. **AIAA J.**, 2012. v. 50, n. 3, p. 523–539, 2012. ISSN 00011452. Disponível em: <<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84857881782&partnerID=40&md5=085bca562ad9cb4a16ed21ca8eab3f3f>>.

WAL, H. J. B. van de. **Design of a Wing with Boundary Layer Suction**. 155 p. Tese (M.Sc.) — Delft University of Technology, 2010.

YOUNG, T.; HUMPHREYS, B.; FIELDING, J. Investigation of hybrid laminar flow control (HLFC) surfaces. **Aircr. Des.**, 2001. v. 4, n. 2-3, p. 127–146, jun. 2001. ISSN 13698869. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1369886901000106>>.

YOUNG, T. et al. Durability of hybrid laminar flow control (HLFC) surfaces. **Aerosp. Sci. Technol.**, 2003. v. 7, n. 3, p. 181–190, abr. 2003. ISSN 12709638. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1270963803000130>>.

ZHANG, J.; ZHOU, Z.; LEI, Y. Design and research of high-performance low-speed wind turbine blades. In: **2009 World Non-Grid-Connected Wind Power Energy Conf.** IEEE, 2009. p. 1–5. ISBN 978-1-4244-4702-2. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/lpdocs/epic03/wrapper.htm?arnumber=5335818>>.

ZWANG, L. **Boundary Layer Suction on a Horizontal Axis Wind Turbine**. 108 p. Tese (Master of Science Thesis) — Delft University of Technology, 2009.

Apêndices

Mapeamento Ventilador Centrífugo de Sucção

Nesta secção é descrito o sistema de sucção da camada limite. Assim, é descrito o equipamento, a medição da vazão volumétrica do ventilador centrífugo com carga zero (desligado do modelo) e a medição da vazão volumétrica com o ventilador ligado ao sistema. Na seção final é descrita a análise computacional do escoamento no interior da tubulação de sucção, feita com o intuito de definir a distribuição dos furos na flauta de sucção.

A.1 Descrição do equipamento

O sistema de sucção está composto principalmente por um ventilador centrífugo de 3500 RPM e 9200 W de potência ($40 \frac{m^3}{min}$ - 5.51 kPa), fabricado por Lesto/Kovelis®, sob a referência HPD 600-2. O ventilador se conecta com o modelo utilizando varias reduções até emendar com a tubulação de sucção ($\phi = 32$ mm).

A.1.1 Calibração do ventilador sem carga

Foi medida a vazão volumétrica do ventilador desligado do modelo e instalando um tubo Pitot ligado com um micromanômetro digital (DP-8705) na tubulação de entrada da bomba e variando a frequência de funcionamento do motor. Foi utilizado um variador YASKAWA GPD 315/V7 fixando as frequências em 20, 40, e 60 Hz. A vazão volumétrica foi calculada conhecendo a P_d e a velocidade média na tubulação. Segundo a equação A.1 tem-se:

$$P_d = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot V^2 \Rightarrow V = \sqrt{\frac{2 \cdot P_d}{\rho}} \quad (A.1)$$

onde,

$$P_d = \rho \cdot R \cdot T \Rightarrow \rho = \frac{P}{R \cdot T} \quad (A.2)$$

sendo,

$$\frac{P_d}{\gamma} = 696 \text{ mmHg} \Rightarrow P = 92792 \text{ Pa}$$

$$R = 287.05 \frac{J}{kg \cdot K}$$

$$T = 21.9^\circ C = 295 K$$

A figura A.1 mostra o comportamento da vazão volumétrica conforme a pressão dinâmica (P_d) é mudada.

Figura A.1 – Calibração do ventilador de sucção sem carga.

A.1.2 Calibração do ventilador com carga

Foi utilizado o mesmo procedimento de calibração do item anterior e registrada a P_d na entrada do ventilador para cada um dos casos de sucção (faixas de sucção), variando a frequência do motor e fixando a velocidade do vento no interior do túnel ($Re = 3 \cdot 10^5$). A velocidade do vento no interior do túnel foi mudada para $Re = 6 \cdot 10^5$ e $Re = 9 \cdot 10^5$ e o procedimento foi repetido. A vazão na tubulação de sucção, com o túnel desligado ($Re = 0$), foi medida em cada caso com o intuito de comparar o fluxo mássico através de cada faixa de perfurações. Nos quatro casos, o registro de dados foi realizado para $\alpha = 0$. Adicionalmente, foi verificada a vazão com sucção para o primeiro caso (Faixa do caso 1) e $\alpha = 12^\circ$.

Nas tabelas A.1, A.2, A.3 e A.4 encontram-se os dados registrados de pressão dinâmica ($P_d(Pa)$) e vazão ($Q(\frac{m^3}{s})$) para cada um dos casos de sucção e Re testados. A pressão dinâmica registrada é em relação à pressão estática no interior da tubulação.

A análise dos dados mostra que, para um caso particular de sucção e mantendo constante a frequência no motor da bomba, o incremento do Re produz diminuição da vazão

Tabela A.1 – Análise da vazão volumétrica - Caso 1 - $\alpha = 0^\circ$.

Frequência	$Re = 0$		$Re = 3 \cdot 10^5$		$Re = 6 \cdot 10^5$		$Re = 9 \cdot 10^5$	
Hz	P_d	Q	P_d	Q	P_d	Q	P_d	Q
20	3.7	0.0702	3.6	0.0692	3.4	0.0672	2.9	0.0621
30	5.9	0.0886	5.9	0.0886	5.7	0.0871	5.3	0.0840
40	8.5	0.1063	8.5	0.1063	8.4	0.1057	7.4	0.0992
50	17.2	0.1513	17.2	0.1513	16.9	0.1499	16.5	0.1481
60	25.8	0.1852	25.7	0.1849	25.2	0.1831	24.9	0.1820

Tabela A.2 – Análise da vazão volumétrica - Caso 2 - $\alpha = 0^\circ$.

Frequência	$Re = 0$		$Re = 3 \cdot 10^5$		$Re = 6 \cdot 10^5$		$Re = 9 \cdot 10^5$	
Hz	P_d	Q	P_d	Q	P_d	Q	P_d	Q
20	4.1	0.0739	4.1	0.0739	3.5	0.0683	2.7	0.0600
30	6.0	0.0894	6.0	0.0894	5.3	0.0840	4.6	0.0783
40	8.0	0.1032	8.0	0.1063	7.5	0.0999	6.7	0.0945
50	16	0.1460	16	0.1513	15.7	0.1446	14.5	0.1389
60	24	0.1788	24	0.1849	23.5	0.1769	22	0.1712

Tabela A.3 – Análise da vazão volumétrica - Caso 3 - $\alpha = 0^\circ$.

Frequência	$Re = 0$		$Re = 3 \cdot 10^5$		$Re = 6 \cdot 10^5$		$Re = 9 \cdot 10^5$	
Hz	P_d	Q	P_d	Q	P_d	Q	P_d	Q
20	3.0	0.0632	3.2	0.0653	3.0	0.0632	2.2	0.0542
30	4.7	0.0791	5.0	0.0816	4.9	0.0808	4.0	0.0730
40	7.0	0.0966	7.0	0.0966	7.0	0.0966	6.0	0.0894
50	15	0.1414	15	0.1414	15	0.1414	14.5	0.1390
60	22.8	0.1743	22.2	0.1720	22	0.1712	22	0.1712

volumétrica que é atingida pelo sistema. Diferenças de até 4.3% são percebidas para 60 Hz na bomba e $Re = 9 \cdot 10^5$ na velocidade do túnel. Quando a frequência na bomba é reduzida (20 Hz) e o ângulo de ataque e Re mantido, a diferença é ainda maior, atingindo valores de até 19%. Isto, possivelmente, se deve à redução na diferença de pressão entre a câmara de sucção e o escoamento na superfície. O aumento do Re faz mais negativa a pressão na superfície do extradorso, resultando em um esforço maior para sugar o ar da camada limite.

A avaliação da vazão quando α é mudado para 12° mostrou que o efeito no incremento do Re é maior, atingindo ainda valores negativos quando a frequência na bomba é baixa (20 Hz). Isto significa que o ar dentro do modelo é "sugado" pela pressão negativa do escoamento sobre a superfície. Para frequência de 60 Hz e $Re = 9 \cdot 10^5$, tem-se uma

Tabela A.4 – Análise da vazão volumétrica - Caso 1 - $\alpha = 12^\circ$.

Frequência	$Re = 0$		$Re = 3 \cdot 10^5$		$Re = 6 \cdot 10^5$		$Re = 9 \cdot 10^5$	
Hz	P_d	Q	P_d	Q	P_d	Q	P_d	Q
20	3.3	0.0663	3.1	0.0642	1.7	0.0476	-3.5	-0.0682
30	5.6	0.0863	5.3	0.0840	4.0	0.0729	2.0	0.0516
40	8.3	0.1051	8.3	0.1051	6.7	0.0944	4.1	0.0738
50	17.2	0.1513	17.1	0.1508	15.1	0.1417	13	0.1315
60	25.4	0.1838	25.6	0.1845	23.3	0.1760	21.1	0.1675

diminuição de 8.85% na vazão. Uma das causas deste resultado é a capacidade limitada do sistema de sucção, que não possibilitou manter constante a diferença de pressão entre o interior do modelo e o escoamento externo.

A.2 Análise da flauta de sucção

A sucção da camada limite para o controle da separação foi projetada para que acontecesse de forma uniformemente distribuída. Quer dizer que o ar na superfície do perfil deveria ser sugado ao longo do comprimento da faixa de sucção sem apresentar diferença na pressão de sucção. Neste caso, o ideal é instalar o sistema de sucção (flauta) conectado diretamente com a câmara de equalização, visando manter a queda de pressão no valor mínimo (GREGORY; WALKER, 1958). Esta configuração é tecnicamente possível quando é prevista somente uma faixa de sucção. No caso descrito aqui, onde foram três as faixas (casos) a serem estudadas, foi necessário projetar uma flauta de sucção única que permitisse uma montagem fácil e baixos custos de fabricação.

A fabricação do modelo precisou de divisões ao longo da envergadura, com o objetivo de manter a rigidez estrutural da asa. Deste modo, o projeto da flauta de sucção foi desenvolvido com o intuito de manter constante o fluxo mássico de ar nas diferentes seções do modelo. Na figura A.2 encontram-se as cinco seções em que o modelo foi dividido, sendo uma central e duas laterais com 0.3 m e duas nos extremos com 0.125 m de largura, respetivamente.

Figura A.2 – Distribuição das seções de sucção no interior do modelo.

No projeto da flauta foi aplicada a metodologia de ensaio e erro. Conhecendo a vazão máxima da bomba de sucção, este valor foi dividido proporcionalmente ao volume de ar contido em cada uma das seções. Posteriormente, foi definido um número aleatório de furos para cada uma das seções, o qual foi proporcional ao volume a ser sugado. A primeira aproximação no diâmetro dos furos foi definida em $\frac{1}{4}$ de polegada (6.35 mm).

Seguidamente foi construído um modelo em CAD (CATIA®) e simulado em CFD (Ansys- CFX®). Assim, o diâmetro dos furos foi ajustado até obter-se um fluxo mássico uniforme em todas as seções do modelo. Na figura A.3 estão apresentados o modelo CAD projetado e um perfil da pressão em um plano paralelo ao escoamento no interior da flauta de sucção.

Figura A.3 – Projeto e simulação CFD da flauta de sucção.

A tabela A.5 mostra o arranjo de perfurações calculado para cada uma das seções do modelo. Também é mostrado o resultado do fluxo mássico para vazão máxima ($0.175 \frac{m^3}{s}$) e mínima ($0.035 \frac{m^3}{s}$), de acordo com a capacidade da bomba de sucção. No entanto, deve-se ter em consideração que os dados apresentados são para as condições de vazão e pressão da bomba desligada do modelo.

Tabela A.5 – Análise CFD do fluxo mássico na flauta de sucção.

Seção	Diâmetro furo (mm)	Vazão= $0.175 \frac{m^3}{s}$		Vazão= $0.035 \frac{m^3}{s}$	
		Fluxo mássico ($\frac{kg}{s}$)		Fluxo mássico ($\frac{kg}{s}$)	
		Unitário(10^{-4})	Total(10^{-3})	Unitário(10^{-3})	Total(10^{-2})
Central	4.76	3.181	2.630	1.584	0.544
	4.76	3.209		1.596	
	4.76	3.309		1.642	
	4.76	3.435		1.703	
	4.76	3.406		1.684	
	4.76	3.329		1.648	
	4.76	3.238		1.606	
	4.76	3.193		1.585	
Lateral	6.35	5.245	2.694	2.609	1.347
	6.35	5.065		2.527	
	6.35	4.842		2.419	
	6.35	4.683		2.347	
	6.35	4.582		2.289	
	4.76	2.521		1.274	
Extremo	4.76	2.338	1.092	1.204	1.305
	6.35	4.213		2.109	
	6.35	4.367		2.138	

Além do cálculo computacional das perfurações na flauta, foram realizados furos amplos nas nervuras estruturais do modelo com o intuito de contar com uma via adicional de equalização da pressão. Assim, é garantido um fluxo mássico uniforme nas faixas de sucção.

Determinação Coeficientes de Sucção

Nesta seção é descrito o cálculo dos coeficientes de sucção (C_q) atingidos no experimento. Os coeficientes são determinados para cada um dos casos de sucção e Re testados. Foram usadas as duas aproximações listadas por Wahidi e Bridges (2012) e Wahidi e Bridges (2008) e os resultados são comparados. Na seção final é feita uma análise do custo da sucção aplicando a mesma metodologia dos autores mencionados.

A primeira aproximação é baseada na diferença de pressão entre a câmara de sucção e a superfície do modelo. A segunda determina o C_q a partir da vazão volumétrica de ar que é sugado pela bomba de sucção.

B.1 Determinação do C_q - Aproximação I

Nesta seção é desenvolvida a análise do C_q usando a diferença de pressão entre a superfície do modelo e a câmara de sucção correspondente a cada um dos casos de sucção.

Sabendo que o C_q é definido pela relação entre a velocidade de sucção constante e a velocidade do escoamento livre ($\frac{\vartheta_w}{U_o}$) e que o escoamento volumétrico (vazão) total através da superfície do modelo é assumido como a soma do escoamento através de cada uma das perfurações, é possível conhecer ϑ_w se é feita uma análise da diferença de pressão entre os dois lados de uma perfuração única.

A pressão em um ponto sobre o perfil pode ser obtida da equação de Bernoulli (eq.B.1).

$$P_e(x) + \frac{1}{2}\rho U_e^2 = P_o + \frac{1}{2}\rho U_o^2$$

$$P_e(x) = P_o + \frac{1}{2}\rho U_o^2 \left(1 - \left(\frac{U_e(x)}{U_o} \right)^2 \right) \quad (\text{B.1})$$

E a diferença de pressão no escoamento através de uma perfuração é definida na

equação B.2

$$P_e(x) - P_c = \Delta P_e(x) = \Delta P_c + \frac{1}{2} \rho U_o^2 \left(1 - \left(\frac{U_e(x)}{U_o} \right)^2 \right) \quad (\text{B.2})$$

onde,

$P_e(x) - P_c$: Sempre há de ser positiva

$\Delta P_c = P_o - P_c$

P_o = Pressão do escoamento livre

P_e = Pressão estática na camada limite

P_c = Pressão estática na câmara de sucção

Portanto, assume-se que a velocidade através de uma perfuração única está definida por:

$$\vartheta_h = k \sqrt{\frac{2\Delta P_c}{\rho}} \quad (\text{B.3})$$

onde, k é o coeficiente de perda para uma perfuração circular, ficando no intervalo entre 0.60 e 0.64.

Agora, se Δx é o espaçamento entre as fileiras de perfurações na direção da corda e Δy é o comprimento da fileira de furos na direção da envergadura, é possível definir M como o número de perfurações dividido pela unidade de comprimento na direção da envergadura. Assim, a quantidade total de perfurações na direção da envergadura será $\Delta y \cdot M$.

Se o espaçamento entre Δx e Δy é suficientemente pequeno, o escoamento (Q) através de uma área $\Delta x \cdot \Delta y$ é definido pela equação B.4.

$$Q = \vartheta_w \cdot \Delta x \cdot \Delta y \quad (\text{B.4})$$

Supondo que uma fileira de perfurações afastada Δx da seguinte produza a mesma vazão através de uma área equivalente, é possível igualar as duas vazões. Assim,

$$\vartheta_w \cdot \Delta x \cdot \Delta y = M \cdot \Delta y \cdot \vartheta_h \left(\frac{\pi}{4} \cdot d_h^2 \right) \quad (\text{B.5})$$

onde, d_h é o diâmetro do furo. Resolvendo para ϑ_w ,

$$\vartheta_w = \frac{M \vartheta_h \pi d_h^2}{4 \Delta x} \quad (\text{B.6})$$

Assim, C_q é definido por:

$$C_q = \frac{\vartheta_w}{U_o} = \frac{M \vartheta_h \pi d_h^2}{4 \Delta x U_o} \quad (\text{B.7})$$

Com o intuito de conhecer ΔP_c e determinar os C_q atingidos durante os testes, foram instaladas tomadas de pressão nas duas câmaras de sucção. A configuração utilizada nos

módulos de registro das pressões permitiu medir ΔP_c diretamente. Aplicando B.7 foram gerados os dados de C_q para algumas das configurações e os resultados são comparados nas tabelas apresentadas a seguir.

A informação listada na coluna "Configuração" corresponde a cada um dos testes e a interpretação deve ser feita segundo a seguinte codificação exemplo:

CP-6-40Hz10%-R3e5

onde,

CP : Coeficiente de pressão

6 : Ângulo de ataque

40Hz : Frequência da bomba de sucção

10% : Caso de sucção $\rightarrow$ 10%=caso 1 - 50%=caso 2 - 65%=caso 3

R3e5 : Número de Reynolds. Neste caso $Re = 3 \cdot 10^5$

Na tabela B.1 estão listados os C_q para $Re = 3 \cdot 10^5$ e os casos 1, 2 e 3. Os dados se referem aos ângulos $\alpha=0, 6$ e 12° . Como era de se esperar, o incremento na frequência de funcionamento da bomba produz aumento no C_q . O incremento do ângulo de ataque, mantendo as outras condições constantes, produz também aumento no C_q para o mesmo caso de sucção.

Mantendo todas as variáveis constantes, a sucção no caso 1 apresenta os valores mais altos para C_q , os quais diminuem quando a faixa de sucção é mudada. As alterações ocorrem em maior proporção do caso 1 para o caso 2 e em menor proporção do caso 2 para o caso 3. Porém, os dados registrados para $\alpha = 0$ mostraram um comportamento completamente diferente, sendo o C_q aumentado quando a sucção foi do caso 1 para o caso 2. Para o caso 3 não foram feitas medições do ΔP_c em $\alpha = 0$. O incremento do Re

Tabela B.1 – Variação C_q - $Re = 3 \cdot 10^5$ - $\alpha = 0 - 6$ e 12° . Casos 1 a 3.

Configuração $\alpha = 0^\circ$	C_q	Configuração $\alpha = 6^\circ$	C_q	Configuração $\alpha = 12^\circ$	C_q
CP-0-40Hz10%-R3e5	0.0053	CP-6-40Hz10%-R3e5	0.0077	CP-12-40Hz10%-R3e5	0.0099
CP-0-50Hz10%-R3e5	0.0059	CP-6-50Hz10%-R3e5	0.0080	CP-12-50Hz10%-R3e5	0.0098
CP-0-60Hz10%-R3e5	0.0063	CP-6-60Hz10%-R3e5	0.0084	CP-12-60Hz10%-R3e5	0.0112
CP-0-40Hz50%-R3e5	0.0066	CP-6-40Hz50%-R3e5	0.0067	CP-12-40Hz50%-R3e5	0.0068
CP-0-50Hz50%-R3e5	0.0073	CP-6-50Hz50%-R3e5	0.0074	CP-12-50Hz50%-R3e5	0.0074
-	-	CP-6-40Hz65%-R3e5	0.0061	CP-12-40Hz65%-R3e5	0.0060
-	-	CP-6-50Hz65%-R3e5	0.0072	CP-12-50Hz65%-R3e5	0.0073
-	-	CP-6-60Hz65%-R3e5	0.0078	CP-12-60Hz65%-R3e5	0.0085

gerou diminuição do C_q , mantendo as outras variáveis constantes. A tabela B.2 mostra os dados que comprovam esse efeito no caso 2. A tabela B.3 mostra os dados para o caso 1. Nos dois testes o comportamento poderia ser explicado pelo aumento na diferença de pressão entre a câmara de sucção e a superfície quando a velocidade do escoamento livre é maior. Os valores do C_q registrados aqui coincidem na ordem de magnitude com aqueles sugeridos por Zwang (2009).

Tabela B.2 – Variação C_q - Caso 2 - $\alpha = 0$.

Conf. $Re = 3 \cdot 10^5$	C_q	Conf. $Re = 6 \cdot 10^5$	C_q	Conf. $Re = 9 \cdot 10^5$	C_q
CP-0-20Hz50%-R3e5	0.0055	-	-	-	-
CP-0-30Hz50%-R3e5	0.0053	CP-0-30Hz50%-R6e5	0.0045	CP-0-30Hz50%-R9e5	0.0040
CP-0-40Hz50%-R3e5	0.0066	CP-0-40Hz50%-R6e5	0.0047	-	-
CP-0-50Hz50%-R3e5	0.0073	CP-0-50Hz50%-R6e5	0.0047	-	-
-	-	-	-	CP-0-60Hz50%-R9e5	0.0046

Tabela B.3 – Variação C_q - Caso 1 - $\alpha = 0$.

Conf. $Re = 3 \cdot 10^5$	C_q	Conf. $Re = 6 \cdot 10^5$	C_q	Conf. $Re = 9 \cdot 10^5$	C_q
CP-0-20Hz10%-R3e5	0.0039	-	-	-	-
CP-0-30Hz10%-R3e5	0.0048	CP-0-30Hz10%-R6e5	0.0019	-	-
CP-0-40Hz10%-R3e5	0.0053	CP-0-40Hz10%-R6e5	0.0034	-	-
CP-0-50Hz10%-R3e5	0.0059	CP-0-50Hz10%-R6e5	0.0034	CP-0-50Hz10%-R9e5	0.0029
CP-0-60Hz10%-R3e5	0.0063	CP-0-60Hz10%-R6e5	0.0038	CP-0-60Hz10%-R9e5	0.0031

B.2 Determinação do C_q - Aproximação II

Nesta seção é desenvolvida a análise do C_q usando a vazão volumétrica de ar sugado pelo sistema através da câmara de sucção correspondente a cada um dos casos de sucção. Segundo Liu et al. (2010) e Wahidi e Bridges (2012) também é possível determinar o C_q a partir da equação B.8.

$$C_q = \frac{Q}{c \cdot b \cdot U_o} \quad (\text{B.8})$$

onde,

Q=Vazão Volumétrica

b=Envergadura do modelo

c=Corda do modelo

Assim, inserindo os dados das tabelas A.1, A.2 e A.3 na equação B.8, foram calculados os dados para C_q . Os dados apresentados correspondem a $\alpha = 0$ unicamente. Uma primeira análise deles mostra que, para condições constantes, C_q também diminui quando Re é aumentado. Neste caso, o C_q também apresenta variação quando é mudada a faixa de sucção e as outras variáveis são mantidas constantes. Contudo, comparado com a aproximação I, as variações não seguem um padrão de aumento ou diminuição tão marcado. Mesmo assim, pode ser visto que para frequências mais altas na bomba de sucção, o C_q parece diminuir conforme a sucção vai do bordo de ataque ao bordo de fuga.

Para as duas aproximações, os valores atingidos em I são de uma ordem de magnitude menor, quando comparado com a aproximação II. Uma outra aproximação, sugere utilizar o comprimento da faixa de sucção ao invés da corda do modelo na equação B.8 (WAHIDI; BRIDGES, 2012). Entretanto, para essa nova aproximação os valores atingidos para C_q são ainda maiores em comparação com a aproximação II e, por isso foi desconsiderada neste trabalho.

Tabela B.4 – Variação C_q casos 1, 2 e 3, $\alpha = 0$ - Aproximação II

Caso	Frequência Bomba	Conf. $Re = 3 \cdot 10^5$	Conf. $Re = 6 \cdot 10^5$	Conf. $Re = 9 \cdot 10^5$
Caso 1	20	0.0129	0.0060	0.0037
	30	0.0165	0.0078	0.0050
	40	0.0198	0.0094	0.0059
	50	0.0282	0.0134	0.0088
	60	0.0345	0.0163	0.0108
Caso 2	20	0.0138	0.0061	0.0036
	30	0.0167	0.0075	0.0046
	40	0.0193	0.0089	0.0056
	50	0.0272	0.0129	0.0082
	60	0.0334	0.0158	0.0102
Caso 3	20	0.0122	0.0056	0.0032
	30	0.0152	0.0072	0.0043
	40	0.0180	0.0086	0.0053
	50	0.0264	0.0126	0.0082
	60	0.0321	0.0153	0.0102

B.3 Gasto Energético da Sucção

De acordo com Wahidi e Bridges (2012), o cálculo do gasto energético para a geração da sucção está baseado na determinação da potência requerida para aumentar a pressão estática da câmara de sucção em relação à pressão estática do escoamento livre, assim:

$$P_{sucção} = (P_{\infty} - P_c)Q = \Delta PQ \quad (\text{B.9})$$

onde, Q é a vazão volumétrica total e ΔP é a diferença de pressão entre o escoamento livre e a câmara de sucção. Neste caso, a potência calculada é ideal, uma vez que não foram consideradas as perdas de pressão do sistema de sucção (tubulações e outros componentes). Vide apêndice A para maior explicação das perdas no sistema real utilizado. A potência utilizada para gerar a sucção ($P_{sucção}$) pode ser relacionada com um arrasto equivalente D_s conforme a equação B.10.

$$P_{sucção} = D_s U_{\infty} = \Delta PQ \quad (\text{B.10})$$

Assim,

$$D_s = \frac{\Delta PQ}{U_{\infty}} \quad (\text{B.11})$$

Conhecendo o arrasto equivalente, é possível definir o coeficiente de arrasto Cd_s correspondente. Assim:

$$Cd_s = \frac{D_s}{q_{\infty} S_{ref}} = \frac{\Delta P}{q_{\infty}} \frac{Q}{U_{\infty} S_{ref}} = \frac{\Delta P}{q_{\infty}} C_q \quad (\text{B.12})$$

O arrasto total que deve ser levado em consideração quando a sucção é aplicada é a soma do arrasto medido sobre o perfil ($Cd_{sucção}$) e o arrasto equivalente (Cd_s).

$$Cd_{tot} = Cd_{sucção} + Cd_s \quad (\text{B.13})$$

A equação B.12 é aplicada aos dados de C_q gerados com a primeira aproximação, isto por causa de ser a metodologia onde se fez medição da diferença de pressão entre o escoamento livre e as câmaras de sucção. Os resultados para algumas das configurações estudadas são mostrados na tabela B.5. Como era de se esperar, o aumento do fluxo más-

Tabela B.5 – Análise do custo da sucção para algumas das configurações testadas.

Caso 1		Caso 2		Caso 3	
Configuração	Cd_s	Configuração	Cd_s	Configuração	Cd_s
CP-0-40Hz10%-R3e5	0.0049	CP-0-40Hz50%-R3e5	0.0099	-	-
CP-0-50Hz10%-R3e5	0.0068	CP-0-50Hz50%-R3e5	0.0142	-	-
CP-0-60Hz10%-R3e5	0.0082	-	-	-	-
CP-6-40Hz10%-R3e5	0.0149	CP-6-40Hz50%-R3e5	0.0126	CP-6-40Hz65%-R3e5	0.0133
CP-6-50Hz10%-R3e5	0.0172	CP-6-50Hz50%-R3e5	0.0176	CP-6-50Hz65%-R3e5	0.0127
CP-6-60Hz10%-R3e5	0.0197	-	-	CP-6-60Hz65%-R3e5	0.0161
CP-12-40Hz10%-R3e5	0.0326	CP-12-40Hz50%-R3e5	0.0137	CP-12-40Hz65%-R3e5	0.0202
CP-12-50Hz10%-R3e5	0.0310	CP-12-50Hz50%-R3e5	0.0184	CP-12-50Hz65%-R3e5	0.0171
CP-12-60Hz10%-R3e5	0.0470	-	-	CP-12-60Hz65%-R3e5	0.0238
CP-0-40Hz10%-R6e5	0.0013	CP-0-40Hz50%-R6e5	0.0033	-	-
CP-0-50Hz10%-R6e5	0.0013	CP-0-50Hz50%-R6e5	0.0038	-	-
CP-0-60Hz10%-R6e5	0.0019	-	-	-	-
CP-6-40Hz10%-R6e5	0.0080	CP-6-40Hz50%-R6e5	0.0047	-	-
CP-6-50Hz10%-R6e5	0.0096	CP-6-50Hz50%-R6e5	0.0056	-	-
CP-6-60Hz10%-R6e5	0.0090	-	-	-	-
CP-12-40Hz10%-R6e5	0.0166	CP-12-40Hz50%-R6e5	0.0042	-	-
CP-12-50Hz10%-R6e5	0.0209	CP-12-50Hz50%-R6e5	0.0052	-	-
CP-12-60Hz10%-R6e5	0.0213	-	-	-	-
CP-0-50Hz10%-R9e5	0.0008	-	-	-	-
CP-0-60Hz10%-R9e5	0.0010	CP-0-60Hz50%-R9e5	0.0036	-	-
CP-6-50Hz10%-R9e5	0.0088	-	-	-	-
CP-6-60Hz10%-R9e5	0.0096	CP-6-60Hz50%-R9e5	0.0051	-	-
CP-12-50Hz10%-R9e5	0.0197	-	-	-	-
CP-12-60Hz10%-R9e5	0.0222	CP-12-60Hz50%-R9e5	0.0045	-	-

sico por causa do aumento na frequência de funcionamento da bomba produziu um maior Cd_s , sempre que as outras variáveis foram mantidas constantes. Na mesma condição, o incremento do ângulo α gerou também aumento no Cd_s . O comportamento dos dados apresentados revelam que o Cd_s diminuiu com o aumento do Re .

Quando a sucção foi mudada da posição do caso 1 para o caso 2, o Cd_s apresentou um comportamento diferenciado. Assim, para ângulos baixos ($\alpha=0$) o Cd_s foi menor, enquanto, para $\alpha= 6$ e 12 o Cd_s foi maior.

APÊNDICE C

Cálculo de Incertezas

Nesta secção são mostrados os cálculos dos valores das incertezas presentes na medição da velocidade média, das forças de sustentação, arrasto e número de Reynolds. Segundo Moffat (1988), a estimativa dos erros nas medidas experimentais é determinada a partir da seguinte relação.

$$w_R = \sqrt{\left(\frac{\partial R}{\partial v_1} w_1\right)^2 + \left(\frac{\partial R}{\partial v_2} w_2\right)^2 + \cdots + \left(\frac{\partial R}{\partial v_n} w_n\right)^2} \quad (\text{C.1})$$

onde, R é uma função de n variáveis independentes $(v_1, v_2, \dots, v_n)$. No cálculo da propagação das incertezas foi utilizado o critério da distribuição de Gauss para um valor do desvio padrão 2σ .

Os erros de medição dos instrumentos utilizados foram:

a	Erro na medição da temperatura	$\Delta T = \pm 0.1^\circ\text{C}$
b	Erro na medição da pressão atmosférica local	$\Delta p_a = \pm 1\text{mmHg}$
c	Erro na medição da pressão dinâmica	$\Delta q_\infty = 0.1 \text{ Pa}$
d	Erro na medição das dimensões geométricas	$\Delta l = \pm 0.001\text{m}$
e	Erro na medição da força de sustentação	$\Delta L = 2\%$
f	Erro na medição da força de arrasto	$\Delta D = 3.35\%$
g	Erro na medição do ângulo de ataque	$\Delta \alpha = \pm 0.1^\circ$

C.1 Erro na Determinação da Velocidade do Ar

Aplicando C.1 para a análise do erro na medida da velocidade, tem-se que:

$$\Delta V = \sqrt{\left(\frac{\partial V}{\partial \rho_{ar}} \Delta \rho_{ar}\right)^2 + \left(\frac{\partial V}{\partial q_\infty} \Delta q_\infty\right)^2} \quad (\text{C.2})$$

onde, $\Delta \rho_{ar}$ é a incerteza na medição da densidade do ar e é dada por:

$$\Delta \rho_{ar} = \sqrt{\left(\frac{\partial \rho_{ar}}{\partial P_a} \Delta P_a\right)^2 + \left(\frac{\partial \rho_{ar}}{\partial T_a} \Delta T_a\right)^2} \quad (\text{C.3})$$

Sabendo que os valores médios são:

$$\begin{aligned} P_a &= 92925.4 \frac{N}{m^2} \\ T_a &= 293.75^\circ C \\ R &= 287.24 \frac{m^2}{s^2 K} \end{aligned}$$

Tem-se que:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho_{ar}}{\partial P_a} &= 1.19 \cdot 10^{-5} \\ \frac{\partial \rho_{ar}}{\partial T_a} &= 3.75 \cdot 10^{-3} \end{aligned}$$

Substituindo estes valores na equação C.3 é possível obter que $\Delta \rho_{ar} = \pm 0.00163 \frac{kg}{m^3}$. Inserindo-se o valor de $\Delta \rho_{ar}$ na equação C.2 é possível obter o valor para cada uma das faixas de Re utilizado nos ensaios. Assim,

$$\begin{aligned} Re = 3 \cdot 10^5 &\Rightarrow \Delta V = \pm 0.0117 \frac{m}{s} \\ Re = 6 \cdot 10^5 &\Rightarrow \Delta V = \pm 0.0155 \frac{m}{s} \\ Re = 9 \cdot 10^5 &\Rightarrow \Delta V = \pm 0.0226 \frac{m}{s} \end{aligned}$$

C.2 Determinação das Incertezas nos Coeficientes Aerodinâmicos

C.2.1 Cálculo da propagação das incertezas no coeficiente de sustentação

O coeficiente de sustentação é determinado fazendo uso da seguinte expressão:

$$C_l = \frac{L}{q_\infty S_W} \quad (C.4)$$

onde,

$$\begin{aligned} L &= \text{Força de sustentação} \\ q_\infty &= \text{Pressão dinâmica} \\ S_W &= \text{Área de referência no modelo } (b \cdot c) \end{aligned}$$

Aplicando C.4 na equação C.1, tem-se:

$$\Delta C_l = \sqrt{\left(\frac{\partial C_l}{\partial L} \Delta L\right)^2 + \left(\frac{\partial C_l}{\partial P_\infty} \Delta P_\infty\right)^2 + \left(\frac{\partial C_l}{\partial S_W} \Delta S_W\right)^2} \quad (C.5)$$

onde,

ΔL = Incerteza na força de sustentação

ΔS_W = Incerteza na área de referência

A incerteza ΔS_W é determinada através da expressão:

$$\Delta S_W = \sqrt{\left(\frac{\partial S_W}{\partial c} \Delta c\right)^2 + \left(\frac{\partial S_W}{\partial b} \Delta b\right)^2} = 1.25 \cdot 10^{-3} m^2 \quad (C.6)$$

Substituindo C.6 na equação C.5 é obtido o valor para cada uma das faixas de Re utilizado nos ensaios. Assim,

$$Re = 3 \cdot 10^5 \Rightarrow \Delta C_l = \pm 0.023$$

$$Re = 6 \cdot 10^5 \Rightarrow \Delta C_l = \pm 0.020$$

$$Re = 9 \cdot 10^5 \Rightarrow \Delta C_l = \pm 0.017$$

C.2.2 Cálculo da propagação das incertezas no coeficiente de arrasto

O coeficiente de arrasto é determinado fazendo uso da seguinte expressão:

$$C_d = \frac{D}{q_\infty S_W} \quad (C.7)$$

onde,

D = Força de sustentação

Aplicando C.7 na equação C.1, tem-se:

$$\Delta C_d = \sqrt{\left(\frac{\partial C_d}{\partial D} \Delta D\right)^2 + \left(\frac{\partial C_d}{\partial q_\infty} \Delta q_\infty\right)^2 + \left(\frac{\partial C_d}{\partial S_W} \Delta S_W\right)^2} \quad (C.8)$$

onde,

ΔD = Incerteza na força de sustentação

Na solução da equação C.8 obtém-se o valor para cada uma das faixas de Re utilizado nos ensaios. Assim,

$$Re = 3 \cdot 10^5 \Rightarrow \Delta C_d = \pm 0.0019$$

$$Re = 6 \cdot 10^5 \Rightarrow \Delta C_d = \pm 0.0015$$

$$Re = 9 \cdot 10^5 \Rightarrow \Delta C_d = \pm 0.0014$$

C.3 Determinação das Incertezas no Cálculo do Número de Reynolds

C.3.1 Erro na determinação da viscosidade dinâmica do ar

A incerteza da viscosidade é estimada utilizando a seguinte equação:

$$\Delta\mu = \left| \frac{\partial\mu}{\partial T_0} \right| \quad (\text{C.9})$$

para $T = 293.75^\circ K$, tem-se $\mu = 1.8468 \cdot 10^{-5} \frac{Ns}{m^2}$. Substituindo estes valores na equação C.9 é visto que:

$$\Delta\mu = \pm 6.3 \cdot 10^{-8} \frac{Ns}{m^2}$$

C.3.2 Erro na determinação do número de Reynolds

O número de Reynolds é calculado a partir da seguinte relação:

$$Re = \frac{\rho \cdot V_\infty \cdot c}{\mu} \quad (\text{C.10})$$

Resolvendo para a equação C.1:

$$\Delta Re = \sqrt{\left(\frac{\partial Re}{\partial \rho_{ar}} \Delta \rho_{ar} \right)^2 + \left(\frac{\partial Re}{\partial V_\infty} \Delta V_\infty \right)^2 + \left(\frac{\partial Re}{\partial c} \Delta c \right)^2 + \left(\frac{\partial Re}{\partial \mu} \Delta \mu \right)^2} \quad (\text{C.11})$$

Substituindo os valores para cada uma das faixas de Re utilizado nos ensaios, tem-se:

$$Re = 3 \cdot 10^5 \Rightarrow \Delta Re = \pm 1313.1$$

$$Re = 6 \cdot 10^5 \Rightarrow \Delta Re = \pm 2544.6$$

$$Re = 9 \cdot 10^5 \Rightarrow \Delta Re = \pm 3817.6$$

Publicações decorrentes deste trabalho

- ❑ GÓMEZ-RIVERA, W.; CERÓN-MUÑOZ, H. D.; CATALANO, F. M.
ANÁLISIS COMPUTACIONAL DEL CONTROL DE LA CAPA LÍMITE, EN PERFILES PARA USO EN TURBINAS EÓLICAS. In: Proceedings of CIMM, VI Congreso Internacional de Ingeniería Mecánica y IV de Ingeniería Mecatrónica. IV Congreso Internacional de Materiales, Energía y Medio Ambiente. May. 2-4 – Barranquilla, Colombia, 2013.

- ❑ GÓMEZ-RIVERA, W.; CERÓN-MUÑOZ, H. D.; CATALANO, F. M.
EFECTO DE LA ROTACIÓN SOBRE LA SUCCIÓN DE CAPA LIMITE EN PERFIL NREL-S809. In: Proceedings of CIBIM XIII, Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica . Nov. 11-14 – La Plata, Argentina, 2013.