

UNIVERSIDADE DA BEIRA INTERIOR
Engenharia

Modelação experimental para otimização de atuadores a plasma com aplicações em termofluidodinâmica.

Frederico Miguel Freire Rodrigues

Tese para obtenção do Grau de Doutor em
Engenharia Mecânica
(3º ciclo de estudos)

Orientador: Prof. Doutor José Carlos Páscoa Marques
Co-orientador: Prof. Doutor Michele Trancossi

Covilhã, junho de 2019

Modelação experimental para otimização de atuadores a plasma com aplicações em termofluidodinâmica.

Para os meus pais, Carlos e Maria Helena.

Agradecimentos

O presente trabalho foi desenvolvido no âmbito de uma bolsa de doutoramento da Fundação para a Ciência e Tecnologia, ref: SFRH/BD/110529/2015, financiada por fundos nacionais do Ministério da Ciência, Tecnologia e Ensino Superior e pelo Fundo Social Europeu através do Programa Operacional Capital Humano (POCH). Como tal, o meu agradecimento à FCT por ter acreditado no meu potencial e por ter disponibilizado os recursos financeiros necessários à execução do meu plano de trabalhos.

À Universidade da Beira Interior, em particular ao *"Center for Mechanical Aerospace Sciences and Technologies"* (C-MAST), unidade de investigação n.º 151, pelo acolhimento durante a execução do plano de trabalhos e pelo financiamento de participações em conferências.

Um agradecimento especial ao meu orientador Professor Doutor José Carlos Páscoa Marques, não só pela orientação do presente trabalho, mas principalmente por todo o conhecimento e experiência que me transferiu durante os últimos anos, pelo ânimo e confiança depositada em mim, pelo incentivo à criatividade e autonomia, e pela oportunidade de trabalhar num grupo que se rege por elevados níveis de qualidade e exigência. Muito obrigado professor, tem sido uma honra e um prazer trabalhar consigo.

Ao Professor Doutor Michele Trancossi pela coorientação do presente trabalho e pela transmissão de conhecimentos.

Ao Doutor Mahdi Abdollahzadeh, um especialista em modelação numérica de atuadores a plasma, pelas trocas de conhecimento, pelo incentivo e motivação transmitidos e pela cooperação em diversos trabalhos.

Ao Professor Doutor António Espírito Santo pela disponibilidade sempre demonstrada e auxilio prestado na programação e utilização de micro-controladores.

Ao Professor Doutor Luís Pires pela disponibilização da câmara térmica de infravermelhos.

Ao Professor Doutor Miguel Ângelo pelo auxílio prestado na realização de ensaios em túnel de vento.

Ao Professor Doutor Francisco Brojo pela disponibilização de equipamento laboratorial para medição de parâmetros elétricos.

Ao técnico superior João Correia pelo auxilio na construção da caixa de acrílico para ensaios experimentais.

Aos colegas de trabalho do ClusterDEM pelo companheirismo, disponibilidade, motivação e pelo excelente ambiente de trabalho.

Aos meus pais que sempre se esforçaram para garantir todas as condições necessárias à minha formação académica sem a qual nunca teria chegado aqui.

Por fim, à minha família e amigos que sempre ouviram os meus desabafos, me apoiaram, incentivaram e demonstraram confiança nas minhas capacidades.

Resumo

Os atuadores a plasma são dispositivos de grande simplicidade mas com capacidade comprovada para aplicações nas áreas de controlo ativo de escoamentos e de transferência de calor. Estes dispositivos inovadores apresentam diversas características bastante atrativas tais como, fabricação de elevada simplicidade, peso reduzido, rápido tempo de resposta, baixo consumo de potência e robustez. O presente trabalho foca-se no estudo de atuadores a plasma tendo em vista a otimização destes dispositivos e a sua aplicação em termofluidodinâmica. A interferência eletromagnética gerada pela formação de plasma impossibilita a utilização de diversas técnicas de laboratório convencionais. Como tal, foi idealizada uma instalação experimental baseada em diversas técnicas experimentais que permitem ultrapassar os problemas causados pela interferência eletromagnética. Para além disso, uma técnica experimental não-intrusiva baseada em princípios calorimétricos foi idealizada tendo em vista a quantificação da potência calorifica gerada pela atuação do plasma. Recorrendo à instalação experimental concebida, foi realizada uma análise exaustiva sobre o escoamento induzido por atuadores a plasma de barreira dielétrica de descarga (DBD), incluindo visualizações do jato de parede induzido e medições das velocidades do escoamento. A influência da espessura da camada dielétrica foi avaliada, bem como a influência de diferentes materiais dielétricos. Na análise de diferentes materiais dielétricos, três materiais dielétricos foram propostos como materiais alternativos para a fabricação de atuadores a plasma. A potência mecânica e a eficiência mecânica foram também quantificadas para diferentes espessuras de camada dielétrica e diferentes materiais dielétricos. O conceito de uma nova configuração de atuadores a plasma, designada de "*Stair Shaped Dielectric Barrier Discharge Plasma Actuator*", foi apresentado e testado experimentalmente. Foi demonstrado que esta nova configuração permite melhorar a eficiência de atuadores a plasma, sendo que também apresenta uma excelente durabilidade da camada dielétrica. Uma possível aplicação de atuadores a plasma dentro da área do controlo ativo de escoamentos consiste na redução da esteira de veículos. Como tal, um corpo "*Ahmed*" e um "*Backward-facing step*" foram testados em túnel de vento e a capacidade de atuadores a plasma para redução da esteira foi demonstrada. As propriedades térmicas de atuadores a plasma foram também analisadas durante o presente trabalho. A potência calorífica gerada por atuadores a plasma DBD foi quantificada e os mecanismos de geração de calor por detrás do funcionamento de atuadores a plasma foram explicados. Os campos de temperatura à superfície de diferentes atuadores a plasma foram obtidos através de termografia de infravermelhos para condições de ar quiescente e também sob influência de um escoamento externo imposto. A influência do escoamento externo no campo de temperaturas de superfície foi também discutida. Um novo sistema de proteção de gelo e controlo de escoamento baseado na impressão de atuadores a plasma DBD de descarga por deslizamento foi proposto.

Palavras-chave

Atuadores a plasma, controlo ativo de escoamentos, caracterização térmica, degelo

Modelação experimental para otimização de atuadores a plasma com aplicações em termofluidodinâmica.

Abstract

Plasma actuators are simple devices with proved ability for applications within the active flow control and heat transfer fields. These innovative devices present several attractive features such as their simple construction, very low mass, fast response, low power consumption, and robustness. The present work focus on the study of plasma actuators considering its optimization and its application in thermo-fluid dynamics. The electromagnetic interference generated by the plasma actuation turns impossible the use of several conventional laboratory techniques. Therefore, an experimental setup was devised considering several techniques which allow to overcome the electromagnetic interference issue. Furthermore, a new non-intrusive experimental technique based on calorimetric principles was devised in order to quantify the heat power generated during the plasma actuators operation. By using the experimental setup, an exhaustive analysis of the flow induced by dielectric barrier discharge (DBD) plasma actuators was performed, including visualizations of the induced wall jet and induced velocity measurements. The influence of the dielectric material thickness was evaluated as well as the influence of different dielectric materials. In the analysis of different dielectric materials, three dielectric materials were proposed as alternative materials for plasma actuators fabrication. The mechanical power and mechanical efficiency were also quantified for different thicknesses and different dielectric materials. The concept of a new configuration of plasma actuators, designated by "Stair Shaped Dielectric Barrier Discharge Plasma Actuator", was presented and experimentally tested. It is shown that this new configuration allows to improve the efficiency of plasma actuators and it also presents a very good dielectric layer durability. One possible application of plasma actuators within the active flow control field consists on the vehicle wake reduction. Therefore, an Ahmed body and a backward-facing step were tested in a wind tunnel and the ability of plasma actuators to reduce the wake was shown. Plasma actuators thermal characteristics were also analysed in the present work. The heat power generated by DBD plasma actuators was quantified and the heat generation mechanisms behind the plasma actuators operation were explained. Surface temperature fields of different plasma actuators were obtained by infra-red thermography for quiescent flow conditions and also under influence of an imposed external flow. The influence of the external flow on the surface temperature field was also discussed. A novel ice protection and flow control system based on printed sliding Dielectric Barrier Discharge plasma actuators was proposed.

Keywords

Plasma actuators, active flow control, thermal characterization, deicing

Conteúdo

1 Introdução **1**
1.1 Importância e enquadramento do tema 6
1.2 Objetivos da investigação 7
1.3 Estrutura da tese 7

2 Conceitos teóricos e revisão da literatura **9**
2.1 Controlo de escoamento 9
2.2 Atuadores a plasma de barreira dielétrica de descarga 10
2.2.1 Física do funcionamento de atuadores a plasma do tipo AC-DBD 11
2.2.2 Quantidade de movimento produzida pelos atuadores a plasma 15
2.2.3 Comportamento térmico de atuadores a plasma DBD 16
2.2.4 Durabilidade de atuadores a plasma DBD 17
2.3 Configurações de atuadores a plasma baseadas na geometria DBD 18
2.3.1 Atuadores a plasma de jato sintético 19
2.3.2 Atuadores a plasma para indução de efeitos tridimensionais 20
2.3.3 Atuadores a plasma de múltiplos elétrodos encapsulados 22
2.3.4 Atuadores a plasma nanossegundo (ns-DBD) 22
2.3.5 Atuadores a plasma com descarga de deslizamento 24
2.4 Aplicações de atuadores a plasma DBD 25
2.4.1 Atuadores a plasma para controlo da camada limite 25
2.4.2 Atuadores a plasma para redução da força de resistência do ar sobre veículos. 26
2.4.3 Atuadores a plasma para redução de ruído 28
2.4.4 Atuadores a plasma para aplicações de refrigeração em pás de turbinas através de película de arrefecimento 28
2.4.5 Atuadores a plasma para mitigação da formação de gelo 29
2.5 Técnicas experimentais para medição de parâmetros em atuadores a plasma DBD 30
2.5.1 Técnicas experimentais para caracterização da potência consumida por um atuador a plasma DBD 30
2.5.2 Técnicas de visualização do escoamento induzido 32
2.5.3 Técnicas experimentais para medição da força induzida por um atuador a plasma DBD 34
2.5.4 Cuidados a ter na medição de velocidades com tubo de Pitot em atuadores a plasma 35
2.5.5 Medição de velocidade induzida pelo atuador a partir de anemómetria por fio quente 36
2.5.6 Medição de velocidade induzida pelo atuador através de velocimetria por laser *Doppler* 36
2.5.7 Técnica de velocimetria por imagens de partículas 37
2.5.8 Espectrometria de emissão ótica (OES) 40
2.5.9 Técnicas de medição por termografia de infravermelhos 41
2.6 Métodos analíticos para análise do comportamento de atuadores a plasma. . . . 42
2.6.1 Dinâmica de fluidos em atuadores a plasma para quantificação analítica da potência mecânica. 42

2.6.2 Quantificação analítica de perdas por histerese dielétrica. 43
2.7 Sistemas de prevenção de formação de gelo baseados em atuadores a plasma. . . 46

3 Instalação experimental e metodologia 49
3.1 Alimentação dos atuadores a plasma DBD 52
3.2 Caracterização elétrica de atuadores a plasma DBD 53
3.3 Análise do escoamento induzido por atuadores a plasma. 55
3.3.1 Métodos qualitativos utilizados para a análise do escoamento induzido. . . 55
3.3.2 Métodos quantitativos utilizados para a análise do escoamento induzido. . 57
3.4 Ensaios em túnel de vento sobre controlo de escoamento em traseiras de veículos. 61
3.5 Desenvolvimento de técnica experimental não-intrusiva para quantificação da potência dissipada em calor por atuadores a plasma. 64
3.5.1 Mitigação da interferência eletromagnética 75
3.5.2 Verificação da precisão do método experimental. 78
3.6 Medição das temperaturas na superfície de atuadores a plasma através de técnicas de infravermelhos. 79

4 Caracterização mecânica e elétrica de atuadores a plasma e aplicabilidade em controlo de escoamentos. 81
4.1 Características elétricas dos atuadores a plasma 81
4.1.1 Características elétricas de atuadores a plasma com diferentes espessuras de camada dielétrica 82
4.1.2 Características elétricas de atuadores a plasma fabricados com materiais dielétricos alternativos 85
4.2 Visualização do escoamento induzido 87
4.2.1 Visualização não-estacionária do escoamento induzido com recurso a laser e partículas marcadoras 87
4.2.2 Visualizações do escoamento induzido com recurso a técnicas *Schlieren* . 91
4.3 Campo de velocidades de atuadores a plasma obtidos por velocimetria a partir de imagens de partículas (PIV) 93
4.4 Análise da velocidade do escoamento induzido por atuadores a plasma usando tubo de Pitot 95
4.4.1 Influência da espessura da camada dielétrica 97
4.4.2 Efeito da utilização de materiais dielétricos alternativos 99
4.5 Análise do rendimento mecânico da atuadores a plasma do tipo DBD 101
4.5.1 Influência da espessura da camada dielétrica no rendimento mecânico de atuadores a plasma do tipo DBD 101
4.5.2 Influência do material dielétrico no rendimento mecânico de atuadores a plasma do tipo DBD 102
4.6 Desenvolvimento de uma nova configuração de atuador a plasma: "*Stair Shaped Dielectric Barrier Discharge Plasma Actuator*"-SSDBD 103
4.6.1 Otimização da configuração SSDBD 104
4.7 Aplicação de atuadores para controlo de escoamento em veículos terrestres . . . 111
4.7.1 Testes em túnel de vento com corpo *Ahmed* 113
4.7.2 Teste em túnel de vento do *Backward-Facing Step* 123

5 Caracterização do comportamento térmico de atuadores a plasma DBD e aplicações ao campo da transferência de calor. 125

5.1 Potência térmica dissipada por atuadores a plasma 125

5.1.1 Influência da espessura da camada dielétrica. 125

5.1.2 Análise para atuadores feitos de materiais dielétricos alternativos 128

5.1.3 Rendimento de atuadores a plasma para geração de calor 131

5.1.4 Mecanismos de geração de calor em atuadores a plasma DBD 133

5.2 Análise das temperaturas na superfície de atuadores a plasma através de medições termográficas 133

5.2.1 Efeitos da pintura na superfície dos atuadores com tinta preta de emissividade conhecida. 134

5.2.2 Análise em condições de ar quiescente 136

5.2.3 Análise da influência de escoamento externo nas temperaturas de atuadores a plasma 144

5.3 Sistema de deteção/prevenção de gelo e controlo de escoamento baseado na impressão de atuadores a plasma de deslizamento com barreira dielétrica de descarga. 151

5.3.1 A problemática da acumulação de gelo em aeronaves 151

5.3.2 Descrição da invenção 152

5.3.3 Funcionalidades inovadoras da presente invenção em comparação com outros sistemas de prevenção de acumulação de gelo. 154

5.3.4 Aplicações. 159

6 Conclusões finais e trabalhos futuros. 161

6.1 Síntese global 161

6.2 Conclusões finais 163

6.2.1 Caracterização elétrica 164

6.2.2 Caracterização do escoamento induzido e aplicabilidade em controlo ativo de escoamentos 165

6.2.3 Caracterização térmica e aplicabilidade ao campo da transferência da calor 167

6.3 Trabalhos futuros 170

Bibliografia 173

A Geradores de sinal de alta tensão usados para alimentação de atuadores a plasma. 191

A.1 Esquema de ligações do PVM 500 e dados técnicos do gerador Minipuls 2.2 191

B Construção do suporte para medições com tubo de Pitot. 193

B.1 Desenhos de execução e projecção do suporte para medições com tubo de Pitot. 193

C Construção de modelos para testes em túnel de vento 205

C.1 Desenhos de execução e construção dos modelos de teste em túnel de vento. . . 205

D Construção do calorímetro de fluxo de ar 215

D.1 Desenhos de execução e montagem do calorímetro de fluxo de ar. 215

E Programa para aquisição de dados do termopar. 223

E.1 Código do programa em Matlab. 223

F Publicações realizadas durante o presente trabalho. 227
F.1 Patentes Internacionais 227
F.2 Artigos em revistas de circulação internacional com arbitragem científica 227
F.3 Artigos em conferências internacionais com arbitragem científica 227
F.4 Artigos em conferências nacionais com arbitragem científica 228

Lista de Figuras

1.1 Esquema de um atuador a plasma de barreira dielétrica de descarga. 1
1.2 Descarga de plasma gerada por um atuador do tipo DBD. 2
1.3 Exemplo de aplicação de atuadores a plasma como geradores de vórtices. 3
1.4 Exemplo de aplicação de atuadores a plasma em protótipo de propulsor de jato vetorizado. 4

2.1 Esquema da movimentação das cargas num atuador a plasma a) Curso progressivo b) Curso regressivo 11
2.2 Formas de onda da corrente e tensão para um atuador a plasma alimentado a $7kVpp$ e $24kHz$ (obtidas experimentalmente no presente trabalho). 12
2.3 Esquema das variações de pressão durante um ciclo de funcionamento de um atuador DBD segundo a "*push-push theory*". 14
2.4 Esquemas da configuração de atuador a plasma de jato sintético. 19
2.5 Configurações de atuadores a plasma para indução de efeitos tridimensionais. . . 21
2.6 Esquema da configuração de atuador a plasma com múltiplos elétrodos cobertos. 22
2.7 Esquema da configuração de atuador a plasma excitado por pulsos de gama nanossegundo. 23
2.8 Esquema da configuração de atuador a plasma de descarga de deslizamento. . . 24
2.9 Modelos tridimensionais utilizados para modelação de controlo do escoamento em traseiras de veículos. 27
2.10 Esquemas das técnicas de medição de potência a partir da corrente elétrica a) método da resistência b) método da bobine indutiva. 31
2.11 Esquema da técnica de medição de potência a partir da carga elétrica. 32
2.12 Esquema típico de um sistema ótico de *Schlieren* baseado em lentes. 33
2.13 Esquema da técnica de velocimetria a partir de um laser *Doppler*. 37
2.14 Esquema do funcionamento da técnica PIV. 38
2.15 Esquema do processamento de dados utilizando o método *cross-correlation* com um algoritmo FFT. 40
2.16 Esquema de atuador a plasma para análise da potência mecânica. 42
2.17 Esquema campo elétrico e histerese dielétrica. 44
2.18 Diagrama tempo-fase para perdas num dielétrico aplicado à análise de perdas por histerese na camada dielétrica de um atuador a plasma DBD. 45

3.1 Instalação experimental para visualização de escoamento e quantificação de velocidades. 50
3.2 Instalação experimental para visualização *Schlieren*. 50
3.3 Instalação experimental para quantificação de potência térmica gerada. 51
3.4 Instalação experimental para quantificação do campo de temperaturas da superfície. 51
3.5 Geradores de alta tensão e elevada frequência utilizados para alimentação de atuadores a plasma. 53
3.6 Esquema de curva de *Lissajous* para um atuador a plasma de tipo DBD. 54
3.7 Montagem experimental usada para visualização do escoamento induzido por atuadores a plasma DBD. 56

3.8 Montagem experimental usada para obtenção de perfis de velocidade com tubo de Pitot. 57
3.9 Esquema de funcionamento do laser em modo pulsado sincronizadamente com a câmara. 59
3.10 Esquema de ligações entre unidade de controlo da câmara micro-controlador $mbed\ NXP\ LPC\ 1768$ e laser. 59
3.11 Modelos em formato *Ahmed body* testados em túnel de vento. 62
3.12 Modelo em formato *"backward step"* testado no túnel de vento. 63
3.13 Túnel de vento utilizado para testes de controlo de escoamento com atuadores a plasma DBD. 63
3.14 Equipamento experimental usado em testes experimentais em túnel de vento. . . 64
3.15 Calorímetro de ar desenvolvido tendo em vista o cálculo do calor transferido pelos atuadores para o ar adjacente. 67
3.16 Evolução da temperatura no interior do calorímetro. 68
3.17 Calorímetro com redução de perdas térmicas. 69
3.18 Evolução da temperatura na zona interior e na zona intermédia do calorímetro. . 70
3.19 Calorímetro de água para medição de potência térmica dissipada por atuadores a plasma. 70
3.20 Validação com resistência elétrica do método do calorímetro de água. 71
3.21 Calorímetro de fluxo de ar para quantificação da potência térmica gerada por atuadores a plasma. 1- Atuador a plasma DBD, 2- Saída do fluxo de ar, 3-Termopar, 4- Gaiola de cobre para eliminação de interferência eletromagnética 5- Ventilador na entrada do calorímetro para geração do fluxo de ar. 73
3.22 Isolamento do sistema de aquisição de dados de modo a eliminar a interferência eletromagnética gerada pelo funcionamento atuador a plasma. 76
3.23 Gráfico da medição da temperatura do ar obtido após o isolamento do termopar e do micro-controlador. 76
3.24 Verificação da interferência eletromagnética na medição após isolamento e aplicação de filtro. 77
3.25 Resistência elétrica dentro do calorímetro de fluxo de ar para verificação da precisão deste método. 78
3.26 Validação do método do calorímetro de fluxo de ar. 79
3.27 Equipamento utilizado na análise das temperaturas de superfície de atuadores a plasma. 80

4.1 Formas de onda obtidas para um atuador de $0,6\ mm$ de espessura de Kapton a funcionar com uma tensão de $7\ kVpp$ e uma frequência de $24\ kHz$. 82
4.2 Potência consumida por atuadores de Kapton com diferentes espessuras de camada dielétrica. 83
4.3 Curvas de *Lissajous* obtidas experimentalmente para atuadores de Kapton com diferentes espessuras. 84
4.4 Potência consumida por atuadores fabricados com materiais dielétricos alternativos. 85
4.5 Curvas de *Lissajous* obtidas experimentalmente para atuadores fabricados com materiais dielétricos alternativos. 86
4.6 Visualização do escoamento induzido por um atuador a plasma com $1\ mm$ de espessura de Kapton colocado em funcionamento com uma tensão de $10\ kVpp$ e uma frequência de $24\ kHz$. 88

4.7 Esquema da medição da distância do vórtice e do diâmetro do vórtice. 89
4.8 Exemplo de imagem *Schlieren* com atuador a plasma desligado. 91
4.9 Visualização *Schlieren* do escoamento induzido por um atuador a plasma DBD com $0,6\ mm$ de espessura de Kapton, para uma frequência de $24\ kHz$. 92
4.10 Imagem obtida por técnicas PIV para um atuador de Kapton com $0,6\ mm$, sob uma tensão aplicada de $5\ kVpp$ e uma frequência de $24\ kHz$. 93
4.11 Imagem obtida por técnicas PIV para um atuador de Kapton com $0,6\ mm$, uma tensão aplicada de $6\ kVpp$ e uma frequência de $24\ kHz$. 94
4.12 Esquema do referencial para medição de velocidades com tubo de Pitot. 95
4.13 Perfis de velocidade obtidos para um atuador de $1,02\ mm$ Kapton com uma tensão aplicada de $10\ kVpp$ e uma frequência de $24\ kHz$. 96
4.14 Perfis de velocidade obtidos a $1,5\ cm$ de distância, para atuadores com diferentes espessuras de camada dielétrica e para uma frequência de $24\ kHz$. 97
4.15 Comparação dos perfis de velocidade obtidos para atuadores a plasma com diferentes espessuras de camadas dielétricas para uma tensão aplicada de $8\ kVpp$ e $24\ kHz$. 98
4.16 Perfis de velocidade obtidos a $1,5\ cm$ de distância para atuadores com diferentes materiais dielétricos, para uma frequência de $24\ kHz$. 99
4.17 Comparação dos perfis de velocidade obtidos para atuadores a plasma com diferentes materiais dielétricos para uma tensão aplicada de $10\ kVpp$ e $24\ kHz$. . . . 100
4.18 Esquema da configuração do atuador *"Stair Shaped Dielectric Barrier Discharge"*. 103
4.19 Esquema dos diferentes casos de teste estudados para determinar a geometria ótima do SSDBD. 105
4.20 Potência consumida obtida para os diferentes casos de teste. 106
4.21 Curvas de *Lissajous* obtidas para cada um dos casos de teste. 107
4.22 Perfis de velocidade obtidos para os diferentes casos de teste a funcionar com a mesma frequência aplicada ($24\ kHz$). 109
4.23 Comparação dos perfis de velocidade obtidos para cada nível de tensão aplicada. 110
4.24 Perfil de velocidades do escoamento induzido pelo atuador utilizado nos ensaios em túnel de vento. 112
4.25 Perfis de velocidade obtidos para o escoamento por cima do corpo *Ahmed* para diferentes velocidades de escoamento. 114
4.26 Visualizações de escoamento realizadas para diferentes velocidades de escoamento e um ângulo de inclinação da traseira igual a 30^0. 116
4.27 Perfis de velocidade obtidos na traseira do corpo *Ahmed* para um ângulo de inclinação da traseira igual a 30^0. 117
4.28 Visualização do escoamento realizada para um ângulo de inclinação da traseira igual a 45^0. 118
4.29 Perfis de velocidade obtidos na traseira do corpo *Ahmed* para um ângulo de inclinação da traseira igual a 45^0. 119
4.30 Visualizações de escoamento realizadas para um ângulo de inclinação da traseira igual a 60^0. 120
4.31 Perfis de velocidade obtidos na traseira do corpo *Ahmed* para um ângulo de inclinação da traseira igual a 60^0. 121
4.32 Visualizações de escoamento realizadas no centro do corpo *backward-facing step*. 123
4.33 Visualizações de escoamento realizadas no centro do corpo *backward-facing step*. 124

5.1 Comparação entre a potência consumida e a potência térmica gerada na camada dielétrica por efeito de histerese em atuadores a plasma com diferentes espessuras de camada dielétrica. 126
5.2 Comparação entre a potência consumida e a potência térmica dissipada para atuadores com diferentes espessuras de camada dielétrica. 127
5.3 Comparação entre a potência consumida e a potência térmica gerada na camada dielétrica por efeito de histerese em atuadores a plasma com diferentes materiais dielétricos. 129
5.4 Comparação entre a potência consumida e a potência térmica dissipada para atuadores com diferentes materiais dielétricos. 130
5.5 Comparação de campos de temperaturas de superfícies do mesmo atuador a plasma DBD com e sem implementação de pintura com tinta preta. 135
5.6 Comparação da evolução da temperatura de superfície ao longo do eixo das abcissas e das ordenadas do mesmo atuador a plasma DBD com e sem implementação de pintura com tinta preta. 136
5.7 Imagens termográficas obtidas para atuadores a plasma DBD com diferentes espessuras de camadas dielétricas para uma tensão aplicada de $8\ kVpp$ e $24\ kHz$. . 137
5.8 Evolução das temperaturas segundo o eixo das abcissas em atuadores a plasma DBD com diferentes espessuras de camadas dielétricas. 138
5.9 Visualização da descarga de plasma para um atuador de Kapton com $1,02\ mm$ de espessura. 139
5.10 Evolução das temperaturas segundo o eixo das ordenadas em atuadores a plasma DBD com diferentes espessuras de camadas dielétricas. 140
5.11 Imagens termográficas obtidas para atuadores a plasma DBD com diferentes materiais dielétricos para uma tensão aplicada de $8\ kVpp$ e $24\ kHz$. 141
5.12 Evolução das temperaturas segundo o eixo das abcissas em atuadores a plasma DBD com diferentes materiais dielétricos. 142
5.13 Evolução das temperaturas segundo o eixo das ordenadas em atuadores a plasma DBD com diferentes materiais dielétricos. 143
5.14 Imagens de infravermelhos obtidas para atuadores a plasma com diferentes espessuras de camadas dielétricas, com e sem influência de escoamento externo. . 145
5.15 Comparação entre as evoluções de temperaturas ao longo dos eixos das abcissas e das ordenadas para ar quiescente e com escoamento externo. 146
5.16 Temperaturas médias encontradas ao longo do eixo das abcissas no elétrodo e na superfície dielétrica para atuadores de Kapton com diferentes espessuras de camada dielétrica. 148
5.17 Imagens de infravermelhos obtidas para atuadores a plasma com materiais dielétricos alternativos, com e sem influência de escoamento externo. 149
5.18 Temperaturas médias encontradas ao longo do eixo das abcissas no elétrodo e na superfície dielétrica para atuadores com materiais dielétricos alternativos. . . . 150
5.19 Sistema de deteção/proteção de gelo e controlo de escoamento baseado na impressão de atuadores a plasma de deslizamento com barreira dielétrica de descarga divulgado no documento WO2017IB55805 20170925. 152
5.20 Esquema de aplicação do sistema de proteção de acumulação de gelo num peril alar. 156
5.21 Perturbações do campo elétrico perto da superfície do sensor-atuador devido a contaminações externas tais como água e camada de gelo. 158

5.22 Rede de sistemas sensores/atuadores implementados em asa de aeronave. 159

A.1 Esquema de ligações do gerador de alta tensão $PVM\ 500$. 191
A.2 Dados técnicos do gerador de alta tensão $Minipuls\ 2.2$. 192

B.1 Base do suporte. 194
B.2 Peça de encaixe entre a base e o perfil de alumínio vertical. 195
B.3 Perfil de alumínio vertical. 196
B.4 Peça de encaixe do micrómetro. 197
B.5 Peça para que permite o movimento do perfil de alumínio horizontal ao longo do perfil de alumínio vertical. 198
B.6 Peça de encaixe do perfil de alumínio horizontal. 199
B.7 Perfil de alumínio horizontal. 200
B.8 Parte 1 da peça de controlo do deslocamento do perfil de alumínio horizontal. . 201
B.9 Parte 2 da peça de controlo do deslocamento do perfil de alumínio horizontal. . 202
B.10 Encaixe do tubo de Pitot ao perfil de alumínio horizontal. 203
B.11 Projeção da montagem do suporte para medições com tubo de Pitot. 204
B.12 Produto final. 204

C.1 Base do corpo *Ahmed*. 206
C.2 Bloco principal do corpo *Ahmed*. 207
C.3 Traseira com inclinação de 30 graus. 208
C.4 Traseira com inclinação de 45 graus. 209
C.5 Traseira com inclinação de 60 graus. 210
C.6 Corpo *Backward-Facing Step*. 211
C.7 Contrução do corpo *Ahmed* 212
C.8 Corpo *Ahmed* com inclinação traseira de 30 graus. 212
C.9 Corpo *Ahmed* com inclinação traseira de 45 graus. 212
C.10 Corpo *Ahmed* com inclinação traseira de 60 graus. 213
C.11 Corpo *Backward-Facing Step*. 213

D.1 Conexão entre o canal e o ventilador. 216
D.2 Encaixe do ventilador. 217
D.3 Canal no qual é colocado o atuador em funcionamento. 218
D.4 Isolamento térmico superior em cortiça. 219
D.5 Isolamento térmico inferior em cortiça. 220
D.6 Saída do calorímetro de fluxo de ar. 221
D.7 Vista explodida da montagem. 222
D.8 Fotografia do calorímetro de fluxo de ar. 222

E.1 Código do programa Matlab usado para aquisição de dados do termopar (parte 1). 224
E.2 Código do programa Matlab usado para aquisição de dados do termopar (parte 2). 225

Lista de Tabelas

3.1 Erro relativo obtido com método do calorímetro de água. 72
3.2 Resultados obtidos para atuador de Kapton com $0,3\ mm$ de espessura. 72
3.3 Erro relativo obtido pelo método do calorímetro de fluxo ar. 79

4.1 Parâmetros elétricos extraídos das curvas de *Lissajous* para atuadores a plasma com diferentes espessuras. 84
4.2 Parâmetros elétricos extraídos das curvas de *Lissajous* para atuadores a plasma com diferentes materiais dielétricos. 87
4.3 Análise da distância do vórtice de inicialização nos instantes iniciais de funcionamento. 90
4.4 Análise do diâmetro do vórtice de inicialização nos instantes iniciais de funcionamento. 90
4.5 Potência mecânica obtida para atuadores a plasma em Kapton com diferentes espessuras de camada dielétrica. 101
4.6 Potência mecânica obtida para atuadores a plasma fabricados com materiais dielétricos alternativos ($d = 1\ mm$). 103
4.7 Parâmetros elétricos extraídos das curvas de *Lissajous* para atuadores a plasma com diferentes materiais dielétricos. 107
4.8 Potência mecânica obtida para diferentes atuadores a plasma SSDBD. 111
4.9 Velocidades médias obtidas a diferentes distâncias do corpo *Ahmed* para uma velocidade de escoamento imposto de $5\ m/s$. 122
4.10 Velocidades médias obtidas a diferentes distâncias do corpo *Ahmed* para uma velocidade de escoamento imposto de $10\ m/s$. 122

5.1 Rendimento térmico obtido para atuadores a plasma em Kapton com diferentes espessuras de camada dielétrica. 132
5.2 Rendimento térmico obtido para atuadores a plasma fabricados com materiais dielétricos alternativos ($d = 1\ mm$). 132

Nomenclatura

Acrónimos

AC	*Alternated Current*
BFS	*Backward-facing Step*
CCD	*Charge Couple Device*
CID	*Charge Injection Device*
CMOS	*Complementary Metal-Oxyde-Semiconductor*
DBD	*Dielectric Barrier Discharge*
DC	*Direct Current*
DCC	*Direct Cross-Correlation*
ESP	*Electronic Speed Controller*
FFT	*Fast Fourier Transform*
FNS	*First Negative System*
LDV	*Laser Doppler Velocimetry*
MDF	*Medium Density Fiber*
OES	*Optical Emission Spectroscopy*
PCB	*Printed Circuit Board*
PDMS	Polidimetilsiloxano
PIB	Poli-Isobutileno
PIV	*Particle Image Velocimetry*
PLA	Acido Polilático
PMMA	Polimetilmetacrilato
PVC	Polivinilcloreto
SD	*Sliding Discharge*
SPS	*Second Positive System*
SSDBD	*Stair Shaped Dielectric Barrier Discharge*
TTL	*Transistor-Transistor Logic*
VGJ	*Vortex Generator Jet*
VTOL	*Vertical Take Off and Landing*
ZNMF	*Zero Net-Mass Flux*

Símbolos Gregos

$\Delta\vec{r}$	Vetor deslocamento
ΔT	Variação de temperatura
Δt	Intervalo de tempo
ε_0	Permissividade do Vácuo
η_{mec}	Rendimento mecânico
η_{term}	Rendimento térmico
κ	Condutividade térmica
λ_D	Comprimento de *Debye*
ω	Frequência angular
ϕ	Caudal de ar
ϕ_e	Potencial elétrico
ρ	Massa volúmica
ρ_{ar}	Massa volúmica do ar
σ	Condutividade elétrica

Símbolos Latinos

$\dot{m}$	Caudal mássico de ar
$\dot{q}$	Fluxo de calor
A	Área da superfície
C	Capacidade
C_p	Calor especifico a pressão constante
C_v	Calor especifico a volume constante
E	Campo elétrico
e^-	Eletrão
f	Frequência
F_B	Body Force
H	Campo magnético
I	Corrente
I_a	Corrente no atuador
I_c	Corrente no condensador
I_r	Corrente na resistência

J	Densidade de corrente
K	Constante de Stefan-Boltzmann
L	Espessura da parede
m	Massa.
N	Partícula neutra
n	Número de períodos
P	Potência
p	Pressão
P_a	Potência média
P_D	Potência dissipada no dielétrico
P_m	Potência mecânica
P_{el}	Potência elétrica
P_T	Potência térmica
Q	Energia calorifica
Q_e	Carga elétrica
R	Resistência
T	Período
t	Tempo
T_e	Temperatura dos eletrões
T_{hr}	Impulso
U	Velocidade
V	Tensão
V_a	Tensão aos terminais do atuador
V_c	Tensão aos terminais do condensador
V_o	Volume
V_r	Tensão nos terminais da resistência

Capítulo 1

Introdução

A capacidade de manipular o campo de escoamento de um fluido apresenta um potencial de grande benefício para a sociedade, pois permite uma otimização do desempenho energético de veículos terrestres, marítimos e aeronaves, o que por sua vez conduz a uma poupança de milhões de euros a nível do consumo de combustíveis e permite reduzir o impacto ambiental causado pelos veículos [1]. Dada a importância da manipulação de escoamentos, nas últimas duas décadas, os atuadores a plasma têm ganho um grande interesse por parte da comunidade científica de todo o mundo. Estes dispositivos, para controlo ativo de escoamentos, são totalmente eletrónicos e não recorrem a peças mecânicas móveis mostrando-se assim uma alternativa a sistemas mecânicos que geralmente proporcionam um aumento de peso das aeronaves. Para além disso, apresentam um tempo de resposta muito rápido, característica esta que é de elevado interesse para aplicações em regimes de escoamento não estacionários. Em adição, estes dispositivos são muito leves, relativamente robustos e requerem para o seu funcionamento uma baixa potência elétrica apresentando, quando devidamente otimizados, uma eficiente conversão da potência de entrada em ações de controlo do escoamento [2–4]. Por outro lado, o comportamento destes dispositivos pode ser também simulado através de modelação numérica, o que facilita a análise do seu funcionamento e das suas capacidades [5, 6]. Os atuadores a plasma do tipo DBD (descarga em barreira dielétrica), representados na figura 1.1, apresentam-se como os que mais atenção têm merecido por parte da comunidade científica.

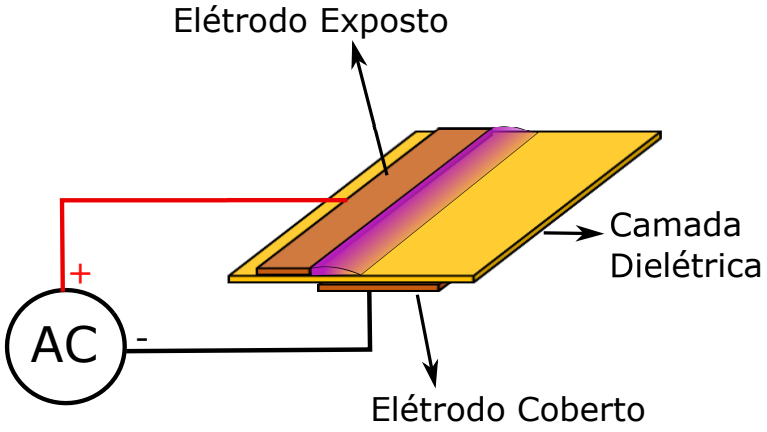


Figura 1.1: Esquema de um atuador a plasma de barreira dielétrica de descarga.

Esta configuração é composta por dois elétrodos separados por uma camada de material dielétrico. Um dos elétrodos é totalmente coberto pela camada dielétrica ficando eletricamente isolado do outro elétrodo, que por sua vez é colocado no topo da camada de material dielétrico ficando exposto ao ar ambiente. Em função da sua posição, os elétrodos são designados por elétrodo coberto e elétrodo exposto, tal como demonstra a figura 1.1. Os dois elétrodos são conectados a uma fonte de alimentação de corrente alternada capaz de fornecer uma onda de alta tensão e elevada frequência, sendo que o elétrodo exposto é conectado ao polo positivo e o elétrodo coberto ao negativo [7–9]. A camada dielétrica pode ser qualquer tipo de material com propriedades isolantes sendo que geralmente, em ambiente laboratorial, se utiliza fita de

Kapton, fita de Teflon, vidro de quartzo ou ainda cerâmica Macor. Já os elétrodos são habitualmente constituídos por fita de folha de cobre [7, 10]. Quando a amplitude do sinal de corrente alternada que alimenta o atuador é suficientemente elevada, o ar ioniza localmente, na zona em que o campo elétrico é maior. Devido ao efeito do campo elétrico, as partículas eletricamente carregadas são aceleradas, transferindo quantidade de movimento para as moléculas de ar neutro, adjacentes à superfície do atuador, criando um vento iónico que permite controlar o escoamento [11, 12]. Ou seja, quando o atuador é ativado este origina uma descarga de plasma, descarga esta que podemos observar na figura 1.2 e, por consequência desta descarga, origina-se uma força mássica que puxa o ar na direção da superfície e acelera-o para jusante, na direção tangencial à superfície em que o atuador se encontra aplicado.

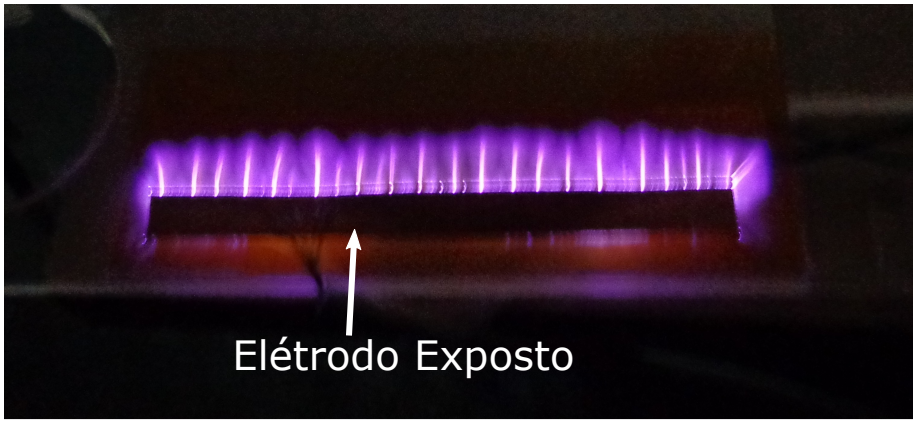


Figura 1.2: Descarga de plasma gerada por um atuador do tipo DBD.

Os atuadores a plasma podem ser utilizados numa grande variedade de aplicações, como por exemplo controlo da separação do escoamento [13–15], controlo de esteira [16], redução de ruído em aeronaves [17, 18], modificação das flutuações de velocidades [19–21], redução da força de resistência [8], otimização do coeficiente de sustentação [22, 23], modificação da camada limite do escoamento [24] ou redução de turbulência [25, 26]. Mais recentemente, os atuadores a plasma têm demonstrado também a sua eficácia em aplicações da área da transferência da calor, tais como melhoramento da eficiência de refrigeração por película de arrefecimento [27, 28] e degelo/prevenção de formação de gelo [29, 30].

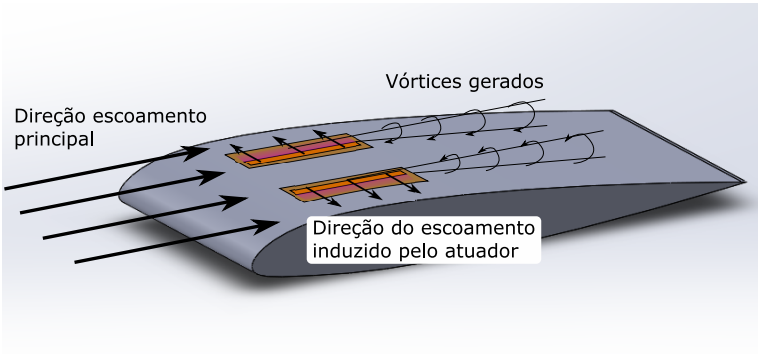
Até aos dias de hoje o principal foco de aplicação de atuadores a plasma tem sido a indústria aeronáutica e aeroespacial. A aplicação destes dispositivos em asas de aeronaves permite melhorar a adesão do escoamento a esta, atrasando o ponto de separação, o que por sua vez proporciona um aumento da sustentação e uma redução da resistência do ar. Nesse sentido os atuadores a plasma podem ser de elevado interesse, por exemplo, para helicópteros. Os rotores dos helicópteros funcionam como secções de asas com a complicação adicional de que precisam girar em ângulo de ataque de modo a controlar o vetor de sustentação em voo translacional. Durante determinadas partes da fase de recuo do rotor, o escoamento sobre este separa-se devido à combinação de elevados ângulos de ataque e baixa velocidade efetiva o que limita a capacidade de carga e o desempenho de voo do helicóptero. No entanto, os sistemas passivos de controlo de escoamento, que geralmente são eficazes em asas fixas, são impraticaveis nos rotores de helicópteros pois o efeito por estes causados deve fazer-se sentir apenas em determinados períodos do ciclo de funcionamento do rotor. Para além disso, os rotores de helicópteros são estruturas cuidadosamente projetadas para suportar elevadas forças centrífugas e, como tal, qualquer elemento móvel presente no rotor estaria também sujeito a elevados níveis de

forças centrífugas, acrescentando-se ainda o facto de que a adição de aberturas ou cavidades no rotor poderia comprometer seriamente a integridade da estrutura deste. Perante todos estes factos, verifica-se que a utilização de atuadores a plasma em rotores de helicópteros permite ultrapassar todos estes problemas, possibilitando o controlo do escoamento sobre as pás do rotor, aumentando a sustentação destas para ângulos de ataque mais elevados e podendo ser ativados unicamente nos períodos de tempo do ciclo do rotor cujo controlo de escoamento é necessário. Para além disso podem ser implementados sem necessidade de introdução de cavidades ou qualquer tipo de modificações na estrutura do rotor [31].

Os atuadores a plasma podem também funcionar como geradores de vórtices. A figura 1.3 a) mostra os geradores de vórtices comummente utilizados em asas de aeronaves. Para que os atuadores a plasma funcionem como geradores de vórtices, basta que estes dispositivos sejam aplicados de maneira a que o jato de parede induzido pelos atuadores atue na direção perpendicular à direção do escoamento principal, tal como exemplifica a figura 1.3 b). Assim o jato de parede induzido pelo atuador é ”torcido” pelo escoamento principal formando vórtices na direção do escoamento principal. Assim, os atuadores a plasma apresentam-se como alternativa aos geradores de vórtices passivos, com a vantagem de que os atuadores a plasma podem ser ativados unicamente quando necessário, enquanto que os geradores de vórtices convencionais constituem métodos de controlo de escoamento passivo e, como tal, são aplicados nas asas das aeronaves atuando durante todo o tempo de voo [32].



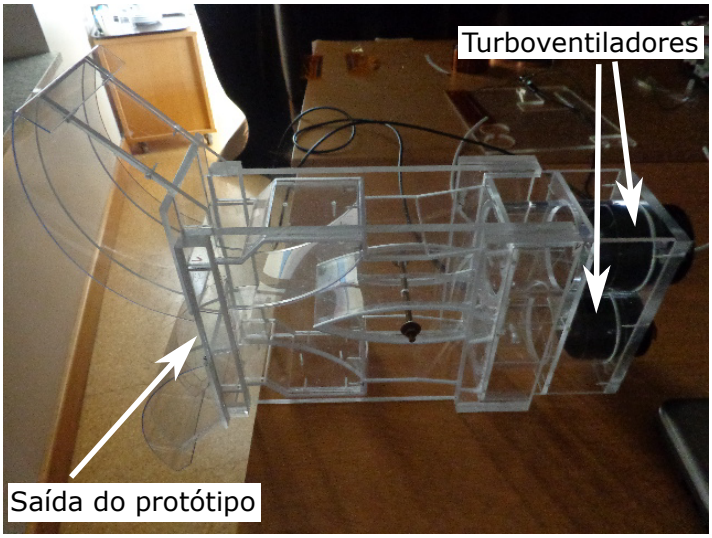
(a) Geradores de vórtices aplicados na asa de uma aeronave (Crédito da imagem: *Wikimedia Commons*).



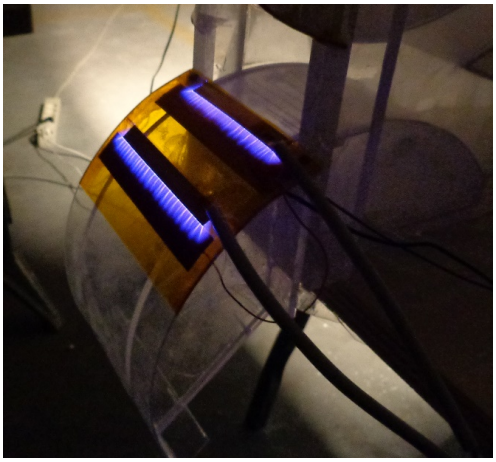
(b) Esquema de utilização de atuadores a plasma como geradores de vórtices.

Figura 1.3: Exemplo de aplicação de atuadores a plasma como geradores de vórtices.

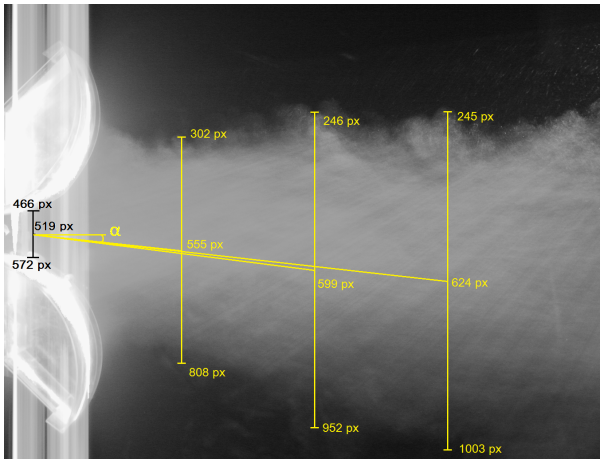
Recentemente, os atuadores a plasma foram também aplicados conjuntamente com um sistema propulsor, totalmente inovador, especialmente desenhado para utilização em aeronaves VTOL (*Vertical Take Off and Landing*). Este sistema propulsor baseia-se numa arquitetura especifica e inovadora (divulgada em Dumas et al. [33]) e tem como objetivo superar as principais limitações dos sistemas convencionais relacionadas com o ângulo máximo de deflexão do jato propulsivo. A aplicação de atuadores a plasma junto à saída de um protótipo deste tipo de propulsor é demonstrada na figura 1.4. Esta arquitetura permite produzir a vectorização da força propulsora por efeito de um diferencial de caudais, o que constitui uma grande vantagem perante os sistemas propulsores convencionais para aeronaves VTOL, uma vez que este sistema não necessita de partes mecânicas móveis para realizar a vectorização do jato, o que reduz em muito o peso da aeronave. Assim, uma vez que os atuadores a plasma são puramente eletrónicos e não fazem uso peças mecânicas móveis, estes dispositivos fazem uma combinação perfeita com este sistema propulsor, permitindo ampliar a gama de ângulos do jato vetorizado de propulsão [5].



(a) Protótipo do sistema propulsor.



(b) Atuadores aplicados junto à saída do sistema propulsor.



(c) Visualização da deflexão do jato vetorizado.

Figura 1.4: Exemplo de aplicação de atuadores a plasma em protótipo de propulsor de jato vetorizado.

Os atuadores a plasma podem também ser usados em veículos terrestres, principalmente em veículos pesados de mercadorias pois estes veículos sofrem grande impacto da resistência do ar, essencialmente quando circulam em vias rápidas. A resistência aerodinâmica é responsável por

cerca de 65% a 70% do atrito total associado a camiões a circular em vias rápidas e comboios de elevada velocidade. Neste sentido os atuadores a plasma podem ser utilizados para controlo do escoamento em torno do veículo, sendo que resultados experimentais demonstraram ser possível uma redução do tamanho da esteira em cerca de 30%, que por sua vez proporciona também uma redução da resistência aerodinâmica em cerca de 15% [34]. Assim, a aplicação de atuadores a plasma para controlo de escoamento em veículos terrestres é de elevada importância para a sociedade atual, pois permite a redução de consumo de combustível deste tipo de veículos, o que por sua vez leva a um impacto económico e ambiental bastante positivo.

Os atuadores a plasma apresentam também aplicabilidade no campo das energias renováveis, mais precisamente no aumento do rendimento de turbinas eólicas. Os atuadores quando aplicados em pás de turbinas eólicas permitem controlar o ponto de separação do escoamento sobre as pás da turbina. Este controlo de separação de escoamento pode ser realizado tanto em turbinas eólicas de eixo horizontal como em turbinas eólicas de eixo vertical, tendo sido demonstrado que em ambos os casos o uso dos atuadores permite aumentar consideravelmente a potência elétrica produzida pelas turbinas [35, 36].

As aplicações dos atuadores são inúmeras e, como tal, estas não se limitam apenas ao campo de controlo ativo de escoamentos, sendo que estes dispositivos apresentam também possíveis aplicações no campo da transferência de calor. Exemplo disso é a aplicação de atuadores a plasma em refrigeração de pás de turbina por película de arrefecimento. Nas turbinas a gás, as pás da turbina encontram-se sujeitas a elevadas tensões térmicas, uma vez que estas recebem os gases provenientes da câmara de combustão a elevadas temperaturas. Estas tensões repetitivas sobre as pás de turbina afetam significativamente o tempo de vida destas. Com o intuito de proteger as pás de turbina de gás, é comum utilizar-se refrigeração por película de arrefecimento, que consiste na injeção de um fluido arrefecido por pequenos orifícios nas superfícies das pás. Assim, o fluido é injetado como escoamento cruzado, ou seja na direção perpendicular à direção do escoamento dos gases provenientes da câmara de combustão, criando uma película de fluido arrefecido em torno das pás da turbina de gás. É essencial que o fluido arrefecido se mantenha em torno da pá de modo a que esta não entre em contacto direto com o fluido proveniente da câmara de combustão, protegendo assim a pá das elevadas temperaturas deste fluido. Assim, os atuadores a plasma podem ser utilizados junto aos orifícios através dos quais é realizada a injeção de fluido arrefecido, promovendo a adesão do fluido de arrefecimento à superfície das pás de turbina e aumentando a eficiência de refrigeração.

Recentemente, têm surgido alguns estudos relativos à aplicação de atuadores a plasma para degelo e prevenção de acumulação de gelo em aeronaves. Este é um tópico bastante recente que está ainda a despontar e que promete cativar a atenção de investigadores por todo o mundo. A acumulação de gelo em diversos componentes de aeronaves pode levar a um aumento de peso, criação de desequilíbrios aerodinâmicos, perturbação do escoamento local, redução do desempenho, perda crítica de controlo ou de sustentação, perda aerodinâmica prematura e aumento da resistência. O degelo pode ser realizado por diferentes métodos incluindo métodos mecânicos, geração de calor, utilização de químicos (líquidos ou gasosos, concebidos para reduzir a temperatura de congelamento da água) ou uma combinação de vários métodos. Cada um destes métodos apresenta vantagens, mas também inconvenientes tais como o elevado peso, consumo de energia ou a utilização de materiais perigosos. Para além disso, alguns destes métodos de anti-gelo e degelo são mecânicos e altamente complexos e, em alguns dos casos, prejudicam a performance aerodinâmica. Por outro lado, a função da maioria destes sistemas é limitada ao controlo de gelo e quando não existem condições favoráveis à formação de gelo tornam-se inúteis e desnecessários para o melhoramento do desempenho de voo. Assim, os atuadores a

plasma são vistos como uma excelente alternativa aos sistemas convencionais de degelo, até porque estes dispositivos permitem combinar as suas capacidades de controlo de escoamento com as capacidades de geração de calor. O presente trabalho tem especial enfoque neste tipo de aplicações apresentando uma caracterização detalhada dos parâmetros térmicos e dos mecanismos de geração de calor tendo em vista a aplicação de atuadores a plasma em degelo e prevenção da acumulação de gelo. Para além disso, foi desenvolvido durante o presente trabalho um conceito de sistema inovador para deteção e prevenção de acumulação de gelo baseado em atuadores a plasma, tendo sido alvo de submissão de uma patente internacional.

1.1 Importância e enquadramento do tema

Como se verifica os atuadores a plasma são dispositivos com um potencial tremendo tanto para aplicações no campo da mecânica de fluidos como para aplicações no âmbito da transferência de calor. Tal como já vimos, estes dispositivos podem trazer elevados benefícios para a sociedade tais como o aumento do rendimento de veículos aéreos e terrestres, que se traduz em redução do consumo de combustíveis e redução do impacto ambiental, o aumento da eficiência de produção de energia renovável gerada por turbinas eólicas ou até mesmo a prevenção da formação de gelo em componentes críticos de aeronaves. No entanto, estes dispositivos precisam ainda de ser estudados e otimizados antes de chegarem ao mercado final e, neste aspeto, existem ainda algumas implicações que necessitam ser solucionadas. Tal como já foi referido, os atuadores a plasma são alimentados com alta tensão e elevada frequência, originando um elevado campo elétrico na zona de formação de plasma. Perante isto, diversas técnicas experimentais que são usadas regularmente tornam-se ineficazes, ou por os equipamentos não suportarem os elevados valores de tensão e frequência, ou por o funcionamento destes ser afetado pela elevada interferência eletromagnética oriunda da descarga de plasma. Assim, torna-se de grande relevância o estudo e desenvolvimento de técnicas experimentais que, apesar destas adversidades, possam ser utilizadas com eficácia e permitam o estudo das características e do funcionamento dos atuadores a plasma. Uma das limitações dos atuadores a plasma reside na durabilidade e na amplitude de velocidade de escoamento máxima induzida por este tipo de dispositivos. Perante isto, é de extrema importância o estudo de novos materiais que possam tornar os atuadores mais eficientes e mais duradouros. No mesmo sentido, o desenvolvimento de novas geometrias de atuadores que permitam também o aumento de durabilidade e/ou rendimento é também um tópico de estudo de elevada importância.

Até à data o foco principal de aplicações de atuadores a plasma tem sido o controlo de escoamento. No entanto, estes dispositivos apresentam também possíveis aplicações na área da transferência de calor. Como tal, e para que a sua utilização nesta área de aplicações se torne real, é de grande importância conhecer o comportamento e as características térmicas destes dispositivos. A acumulação de gelo em determinados componentes de aeronaves pode levar a um aumento de peso, criação de desequilíbrios aerodinâmicos, perturbação do escoamento local, redução do desempenho ou até mesmo perda crítica de controlo ou de sustentação. Como tal, o desenvolvimento de sistemas de prevenção de formação de gelo é também de grande importância para a indústria aeroespacial. A utilização de atuadores a plasma em sistemas de prevenção de acumulação de gelo permite aumentar as funcionalidades, proporcionando a realização de controlo ativo de escoamento em simultâneo com a mitigação da formação de gelo. Assim, ao contrário do que acontece com sistemas de prevenção de gelo convencionais, um sistema baseado em atuadores a plasma não se torna inútil quando a aeronave viaja em ambientes

que não são propícios à formação de gelo.

1.2 Objetivos da investigação

Perante as características de funcionamento de atuadores a plasma DBD (elevado campo elétrico devido à alimentação com alta tensão e elevadas frequências) torna-se difícil a utilização de diversos métodos experimentais convencionais. Como tal, um dos objetivos deste trabalho consiste em estudar e desenvolver métodos experimentais que possam ser utilizados para uma melhor compreensão do funcionamento de atuadores a plasma DBD. Com recurso a esses métodos pretende-se, primeiramente, estudar os atuadores a plasma tendo em vista a sua aplicabilidade em controlo ativo de escoamentos. Os atuadores a plasma apresentam ainda alguma debilidade a nível de durabilidade e também de velocidade máxima de escoamento induzido. Tendo em vista estas limitações dos atuadores a plasma, pretende-se durante este estudo testar novos materiais dielétricos, que possam permitir tanto o aumento de durabilidade como o aumento de rendimento dos atuadores. A partir do estudo das características dos atuadores e da análise do seu funcionamento pretende-se também desenvolver uma nova configuração de atuador a plasma que permita melhorar o rendimento destes dispositivos sem comprometer a sua durabilidade. Os atuadores a plasma DBD têm também um grande potencial para aplicações do campo da transferência de calor, no entanto é escassa a informação sobre as características térmicas destes dispositivos. Perante este contexto, pretende-se testar e analisar as principais características térmicas destes dispositivos de modo a avaliar a sua utilidade em aplicações da área da transferência de calor. Para finalizar, tendo em conta toda a análise de atuadores a plasma realizada durante o presente trabalho, pretende-se desenvolver um conceito de sistema de deteção e prevenção da acumulação de gelo baseado na utilização de atuadores a plasma.

1.3 Estrutura da tese

A presente tese encontra-se estruturada em seis capítulos. No presente capítulo apresenta-se uma introdução e enquadramento sobre o trabalho realizado de forma a justificar o tema desta tese e a importância deste para a sociedade. No capítulo 2 é apresentada uma revisão da literatura que engloba as diferentes temáticas estudadas no decorrer deste trabalho, situando o mesmo no âmbito do estado atual do conhecimento. Em simultâneo, ao longo do capítulo 2, são também abordados os diversos conceitos teóricos necessários para a compreensão do presente trabalho. No capítulo 3 descreve-se todo o equipamento experimental bem como os métodos utilizados durante os diferentes testes experimentais realizados no âmbito deste estudo. É também descrito todo o processo de desenvolvimento de uma nova técnica experimental não-intrusiva baseada em princípios calorimétricos introduzida pela primeira vez na literatura pela nossa publicação Rodrigues et al. [37]. No capítulo 4, começamos por apresentar os resultados obtidos no âmbito da análise de atuadores a plasma para aplicações na área da fluidodinâmica. Primeiramente, apresentamos resultados relativos ao escoamento induzido por atuadores a plasma em condições de ar quiescente. Estas análises são feitas para atuadores com diferentes espessuras e também atuadores fabricados com materiais dielétricos alternativos. Os diferentes materiais testados consistem em materiais que apesar de apresentarem excelentes características dielétricas, a sua utilização em DBD's não se encontra reportada na literatura. Tendo em vista a otimização destes dispositivos eletrónicos, é introduzida uma nova configu-

ração de atuadores a plasma DBD, baseada na colocação de camadas dielétricas em forma de escada, o que resulta num gradiente de espessura de camada dielétrica ao longo do elétrodo coberto. Para finalizar este capítulo, são apresentados resultados experimentais para modelos de casos reais de aplicação. Apresentam-se assim os resultados de testes em túnel de vento com modelos de diferentes traseiras de veículos. São aplicados atuadores a plasma nestes modelos por forma a realizar controlo de escoamento e reduzir a esteira dos veículos. Por sua vez, o capítulo 5 foca-se mais na utilização de atuadores a plasma para aplicações da área da transferência de calor. Assim, este capítulo apresenta os resultados obtidos sobre as características térmicas de atuadores a plasma DBD e realiza-se uma análise sobre a utilidade destes dispositivos em aplicações da área da transferência de calor. São então apresentados resultados sobre a potência térmica dissipada e com base neles são explicados os mecanismos de geração de calor destes dispositivos. São também apresentadas as temperaturas de superfície de atuadores a plasma DBD, para casos de funcionamento em condições de ar quiescente e sob a influência de um escoamento externo. Para finalizar, e uma vez que durante este estudo se verifica a excelente capacidade dos atuadores a plasma para geração de calor, apresentamos o conceito de um sistema inovador de deteção e prevenção de formação de gelo baseado na operação de atuadores a plasma, sistema este que deu origem à submissão de uma patente internacional. Por último, no capítulo 6, apresenta-se uma síntese global do presente trabalho e resumem-se as principais conclusões extraídas no decorrer deste. Neste último capítulo perspetivam-se ainda os possíveis trabalhos futuros com elevada relevância para a sociedade cientifica.

Capítulo 2

Conceitos teóricos e revisão da literatura

No presente capítulo pretende-se abordar os conceitos teóricos e o estado atual do conhecimento sobre os temas de maior relevância para o presente trabalho. Assim, o presente capítulo começa por abordar os diferentes métodos de controlo de escoamentos. Depois disso, é abordado o funcionamento dos atuadores a plasma DBD, incidindo sobre a física do seu funcionamento, as diferentes configurações baseadas nesta geometria e as possíveis aplicações destes dispositivos. Como já foi referido, devido à natureza do funcionamento dos atuadores a plasma muitas das técnicas laboratoriais convencionais não podem ser utilizadas na análise destes dispositivos. Perante isto, no presente capítulo são também abordadas as diferentes técnicas experimentais, presentes na literatura, com aplicabilidade no estudo dos atuadores plasma. Durante o presente estudo foram utilizados dois modelos analíticos que permitiram estimar determinados parâmetros relativos aos atuadores, como tal, a fundamentação teórica por detrás destes métodos é também aqui exposta e explicada. Para finalizar, e uma vez que no presente trabalho se desenvolveu um sistema para deteção e prevenção de formação de gelo, o presente capítulo é concluído com uma análise ao estado da arte referente a sistemas de prevenção de formação de gelo com recurso a atuadores a plasma.

2.1 Controlo de escoamento

Desde o primeiro voo tripulado que se verificou a necessidade de desenvolver dispositivos que permitissem o controlo eficiente de uma aeronave durante o voo. Com o decorrer dos anos, e crescente desenvolvimento das aeronaves, estas começaram a ser capazes de atingir maiores velocidades mas também a serem mais pesadas, o que por sua vez levou à necessidade do desenvolvimento de dispositivos que permitissem o aumento de sustentação. Perante este contexto, começaram a aparecer diferentes dispositivos de controlo de escoamento que, nessa altura, visavam principalmente o controlo eficiente da aeronave e o melhoramento da sustentação, sendo que hoje em dia visam também o melhoramento de estabilidade, segurança e rendimento [38]. O controlo de escoamento define-se como a tentativa de alterar o carácter, ou a disposição, de um determinado campo de escoamento, sendo que o controlo de escoamento não se encontra relacionado com, por exemplo, o controlo de caudal de um escoamento o qual pode ser obtido por válvulas manuais ou automáticas, dispositivos estes que não são dispositivos de controlo de escoamento [39]. Diferentes métodos têm sido usados ao longo dos anos para controlar campos de escoamento, sendo que estes métodos podem ser subdivididos em métodos passivos e métodos ativos de controlo de escoamento. Dispositivos de controlo que não requerem uma fonte de energia externa são designados de métodos passivos. Por sua vez, aqueles que necessitam de uma fonte de energia externa para o seu funcionamento são designados de métodos ativos de controlo de escoamento. As técnicas passivas de controlo de escoamento são muito usadas na indústria aeroespacial, uma vez que, na maioria dos casos, apresentam simplicidade de implementação, fácil manutenção, robustez e custo reduzido. Uma desvantagem da maioria dos dispositivos passivos é que estes influenciam continuamente o campo de escoamento, não

podendo ser desligados ou desativados, o que pode levar a efeitos indesejados em determinadas condições de voo. Um exemplo desta forma de controlo de escoamento é a utilização de perfis alares supercríticos. Este tipo de perfis alares apresentam uma forma especifica que lhes permite controlar a distribuição de pressão na superfície do próprio perfil alar. Assim, a forma destes perfis alares permite que, para velocidades de escoamento próximas da velocidade do som, seja produzida uma onda de choque muito mais fraca que a produzida por perfis alares convencionais. Outro exemplo de dispositivos de controlo passivo de escoamento são o uso de geradores passivos de vórtices que aumentam a transferência de quantidade de movimento de escoamento cruzado e com isso permitem atrasar a separação do escoamento. No que diz respeito às técnicas ativas de controlo de escoamentos, estas são técnicas que requerem a adição de energia externa para o seu funcionamento. Este tipo de controlo de escoamento oferece geralmente vantagens a nível de desempenho, comparativamente às técnicas passivas, pois geralmente são implementados com um sistema de controlo que permite ativar o dispositivo apenas quando necessário e nos instantes corretos. Para além disso, permitem também controlar a magnitude dos efeitos gerados o que por sua vez permite reduzir o consumo de energia e aumentar o rendimento. Outra vantagem dos métodos ativos é que podem ser adaptáveis a mudanças nas condições de voo. Uma das desvantagens dos controlos ativos de escoamentos é que são mais difíceis de implementar, comparativamente às técnicas passivas, pois geralmente este tipo de controlo requer sistemas que podem ser volumosos e pesados. Exemplos de dispositivos ativos de controlo de escoamento são os vulgares *"flaps"*, *"slats"*, *"tabs"* ou *"ailerons"*. Outros métodos menos comuns mas que também têm sido aplicados envolvem injeção de ar, sucção, aquecimento de superfície ou movimentação de superfície [39–41]. Os atuadores a plasma DBD, enquadram-se também neste grupo de dispositivos para controlo ativo de escoamento, sendo que apresentam diversas vantagens em relação à grande maioria dos exemplos aqui citados, uma vez o seu funcionamento não implica o uso de partes mecânicas móveis que aumentam o peso da aeronave. Para além disso, apresentam reduzidos consumos de potência e uma velocidade de resposta imediata.

2.2 Atuadores a plasma de barreira dielétrica de descarga

Os atuadores a plasma do tipo DBD são dispositivos relativamente recentes, no entanto, os estudos relativos a barreiras dielétricas de descarga foram iniciados há mais de um século. As primeiras investigações experimentais reportadas sobre DBD's foram realizadas por Siemens em "1857" [42], sendo que estas investigações focaram-se na geração de ozono realizada a partir de um escoamento de oxigénio ou ar submetido à influência de uma barreira dielétrica de descarga [43]. Seguiram-se outros estudos como por exemplo o estudo conduzido por Andrews & Tait [44] no entanto, os estudos realizados durante os anos seguintes tiveram sempre em vista o uso das barreiras dielétricas de descarga para produção de ozono.

Em 1879 William Crookes identificou "plasma" como sendo o quarto estado da matéria [41] no entanto, a primeira designação do conceito de "plasma" apenas foi introduzida na literatura em 1928, por Langmuir [45], com o intuito de designar uma região de descarga de gás eletricamente neutro. Claro está que, com o passar do tempo, esta definição foi ampliada, sendo que atualmente a palavra "plasma" se refere a um sistema de partículas cujo comportamento coletivo é caraterizado por interações de Coulomb de longo alcance [46].

As barreiras dielétricas de descarga começaram a ser utilizadas como um atuador para controlo de escoamentos no fim da década de noventa [47]. Esta nova aplicação de superfícies de bar-

reira dielétrica de descarga surgiu na Universidade de Tennessee com os trabalhos de Liu e Roth [48] e Roth et al. [49]. Posteriormente, diversos grupos de investigação de todo o mundo começaram a focar-se no estudo de atuadores a plasma DBD e na sua aplicabilidade em controlo de escoamentos. O grupo de investigação de Corke foi um dos grupos que rapidamente começou a desenvolver estudos nesta área. Nos estudos desenvolvidos por Corke & Matlis [50] e Corke et al. [51], os autores mostraram as capacidade destes dispositivos para controlo de escoamento não estacionário e para controlo de escoamento em asas de aeronaves. Posteriormente, Enloe et al.[52, 53] apresentaram estudos de grande relevância na medida em que realizaram a análise mais aprofundada, até à data, sobre o funcionamento de atuadores a plasma e as suas características geométricas e morfológicas. Nestes estudos os autores apresentaram medições das características óticas, elétricas, e de quantidade de movimento produzida para diversos valores do ciclo de descarga do atuador. Estas medições foram discutidas e foi mostrado que a quantidade de movimento produzida pelo atuador depende diretamente da espessura do elétrodo exposto. Desde então, e tal como iremos verificar nas seguintes subsecções, foram realizados diversos estudos que se focaram no estudo da física de funcionamento de atuadores a plasma DBD e também nas diferentes aplicabilidades destes dispositivos.

2.2.1 Física do funcionamento de atuadores a plasma do tipo AC-DBD

A física do funcionamento de atuadores a plasma do tipo DBD, é um tema que tem sido abordado em diversos trabalhos, os quais procuram explicar toda a fenomenologia envolta na operação destes dispositivos. Apesar de, a olho nu, um atuador a plasma aparentar ter um funcionamento de descarga continua de plasma, foi provado por diversos autores que este funciona a partir de um mecanismo de micro-descargas que consistem em sucessivas avalanches de eletrões ao longo do ciclo de tensão AC. Durante o ciclo AC os eletrões viajam entre o elétrodo exposto e a superfície da camada de dielétrico em duas fases, fases estas que são designadas de curso progressivo e curso regressivo, tal como esquematizado na figura 2.1.

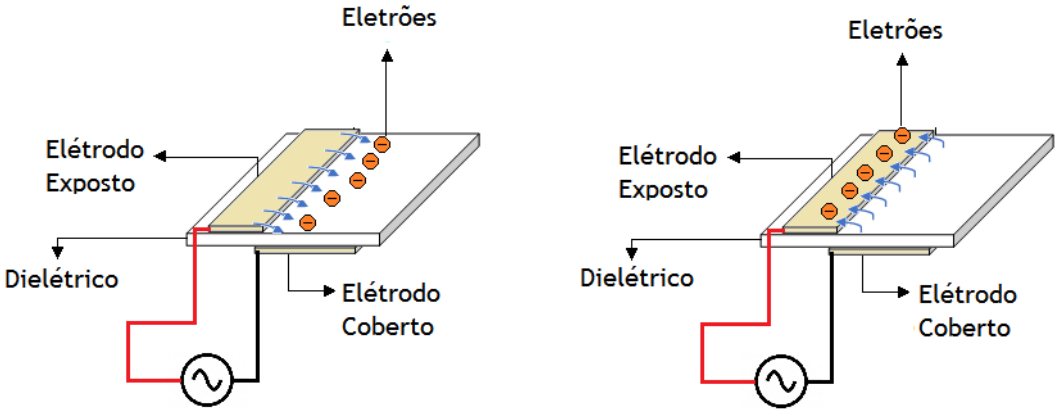


Figura 2.1: Esquema da movimentação das cargas num atuador a plasma a) Curso progressivo b) Curso regressivo

Numa primeira fase do ciclo AC o elétrodo exposto funciona como ânodo enquanto que o elétrodo coberto funciona como cátodo. Neste período, o elétrodo exposto apresenta um potencial mais negativo que a superfície dielétrica e, sob efeito do campo elétrico existente, são emitidos eletrões pelo elétrodo exposto que se deslocam em direção à camada de superfície dielétrica.

Neste processo, os eletrões chocam com as partículas neutras do ar adjacente originando a ionização destas e consequente formação de mais eletrões. Este processo segue a reação química que pode ser descrita pela seguinte equação:

$$N + e^- \longrightarrow N^+ + 2e^- \quad (2.1)$$

na qual N representa uma partícula neutra, e^- um eletrão e N^+ um ião positivo. Os eletrões depositam-se então na superfície da camada dielétrica e, quando o elétrodo exposto atinge o seu pico de potencial negativo, deixa de ocorrer a ionização do ar e consequentemente dá-se a extinção do plasma. O plasma fica assim extinto até ao momento em que o potencial do elétrodo exposto entra num crescendo positivo. Na segunda metade do ciclo AC o elétrodo exposto funciona como cátodo e o elétrodo coberto como ânodo e, deste modo, os eletrões que se haviam depositado na superfície da camada dielétrica são atraídos para o elétrodo exposto, realizando desta forma um deslocamento de regresso. Nesta movimentação os eletrões voltam a colidir com as partículas neutras, o que leva a uma nova ionização do ar (tal como exemplificado na figura 2.1) e consequente formação de plasma. Uma vez que o elétrodo exposto atinge o seu pico de potencial positivo a formação de plasma extingue-se novamente. Este processo é comummente designado de curso regressivo. Assim sendo, o plasma forma-se e extingue-se duas vezes por cada ciclo de tensão AC, tal como esquematiza a figura 2.2.

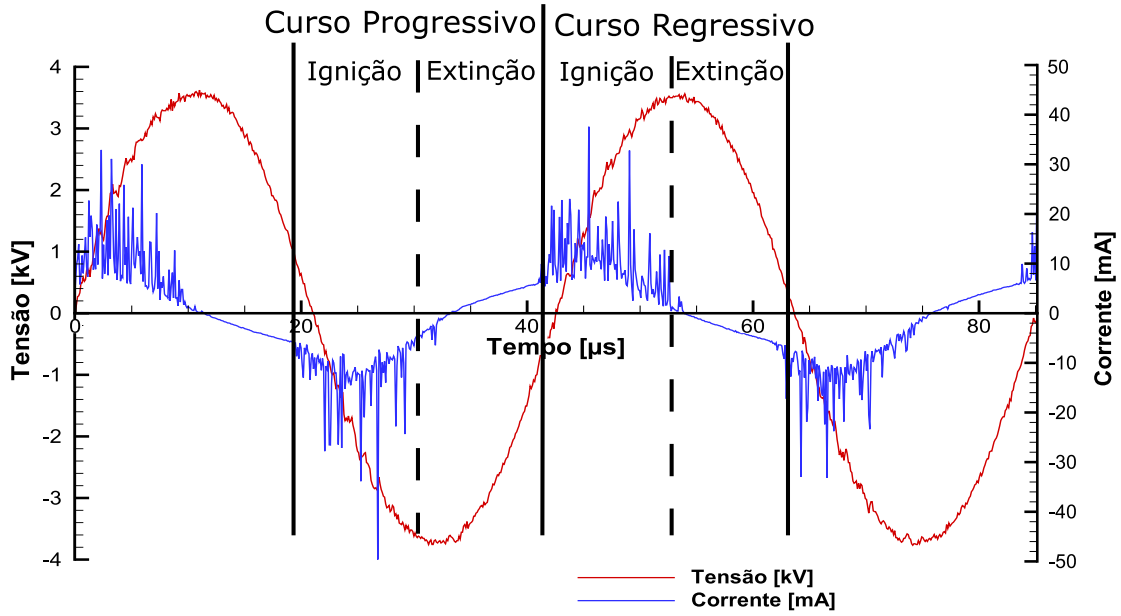


Figura 2.2: Formas de onda da corrente e tensão para um atuador a plasma alimentado a $7kVpp$ e $24kHz$ (obtidas experimentalmente no presente trabalho).

Tal como se pode verificar pela figura 2.2, durante os períodos de formação do plasma, a forma de onda da corrente apresenta uma série de picos de corrente que são característicos do funcionamento de um atuador a plasma. Um atuador a plasma apresenta um comportamento semelhante a um condensador, facto este que se verifica pelo desfasamento apresentado pela tensão em relação à corrente (aproximadamente 90^0).

No funcionamento de um atuador a plasma DBD, a acumulação de carga na superfície dielétrica reduz o campo elétrico no ponto em que a carga se acumula e, com isto, extingue a formação de plasma localmente e obriga a que a descarga se espalhe pela superfície de camada dielé-

trica. Verifica-se assim, um fenómeno de auto-limitação que exige uma tensão de alimentação alternada para que ocorram sucessivos períodos de micro-descargas, originando desta forma a descarga visível [54]. O efeito de auto-limitação dos atuadores a plasma DBD apresenta uma grande importância no funcionamento destes dispositivos uma vez que este efeito evita a criação de uma indesejada descarga por arco elétrico, descarga esta que torna um atuador instável e que pode causar efeitos prejudiciais em equipamentos eletrónicos [55].

No entanto este fenómeno de avanço e retorno tem levado a algumas discordâncias na comunidade cientifica sobre o modo como um atuador a plasma transfere a quantidade de movimento para o escoamento adjacente, acelerando-o numa direção tangencial à superfície do atuador. Aparecem assim duas grande teorias para a explicação deste fenómeno designadas de "*push-push theory*" e "*push-pull theory*". A "*push-pull theory*" defende que um atuador a plasma induz no ar adjacente uma velocidade pulsada com frequência igual à da tensão de alimentação, acelerando fortemente o ar adjacente na primeira metade do ciclo AC (parte negativa) e desacelerando-o ligeiramente na segunda metade do ciclo AC (parte positiva). Assim, segundo esta teoria o plasma induz uma velocidade mais elevada na metade negativa do ciclo de tensão AC do que na metade positiva, o que faz com que o ar adjacente adquira um movimento de direção jusante e não o oposto. Existem diversos estudos, como por exemplo os estudos desenvolvidos por Bouchmal et al. [55], Porter et al. [56] e Font [57], que explicam e defendem esta teoria. O estudo de Font [57] teve como principal foco a quantificação da composição do plasma, os seus métodos de adição de quantidade de movimento e a física da sua formação. Os resultados obtidos neste estudo indicam que, no funcionamento de um atuador a plasma, os iões adquirem um quantidade de movimento quando acelerados pelo campo elétrico e, por intermédio de colisões, transferem essa quantidade de movimento para as partículas neutras adjacentes. Assim, na primeira metade do ciclo os iões aceleram o ar adjacente numa direção e na segunda metade do ciclo aceleram o ar adjacente em direção oposta. No entanto o autor explica que a avalanche de eletrões não é simétrica durante as duas metades do ciclo de tensão de alimentação, sendo que na segunda metade do ciclo é produzida uma ionização cerca de 10 vezes maior do que a ionização produzida na primeira metade do ciclo. Como tal, um atuador a plasma produz assim uma força resultante tangencial à superfície e direcionada do elétrodo exposto para o dielétrico. Posteriormente, Porter et al. [56] desenvolveram um estudo que teve como objetivo a obtenção de uma melhor compreensão sobre a fenomenologia associada à transferência de quantidade de movimento de um atuador a plasma DBD. Os resultados obtidos neste estudo indicaram que um atuador a plasma produz uma maior força na direção de jusante sendo esta seguida da produção de uma força menos relevante na direção oposta, resultados estes que concordam com a análise anteriormente feita por Font [57], e que defendem a "*push-pull theory*". Por outro lado existem outros estudos como os de Enloe et al. [54, 58], Kim et al. [59] e Orlov [60] que defendem a "*push-push theory*". Hale [41] explica que durante o curso progressivo, devido ao movimento dos iões, o atuador pressuriza a região imediatamente a jusante do elétrodo exposto. Por sua vez isto resulta no aparecimento de uma zona de rarefação adjacente à zona de pressurização por cima do elétrodo coberto. Estas duas zonas aumentam com o decorrer do ciclo progressivo até ao momento em que o plasma se extingue e, perante a extinção do plasma, a zona de alta pressão é libertada para a zona de baixa pressão, sendo posteriormente expelida pelo atuador nessa mesma direção. Com este movimento, e devido à libertação da zona de pressão, origina-se uma segunda zona de rarefação na zona adjacente ao elétrodo coberto. Durante o curso regressivo há uma redução uniforme desta zona de rarefação o que sugere que esta zona vai sendo preenchida pelo ar que se encontra na zona acima do atuador. Assim, esta rarefação é totalmente preenchida pelo ar adjacente, iniciando-se

no fim do curso regressivo uma nova pressurização desta zona. O diagrama presente na figura 2.3 exemplifica a física do funcionamento de um atuador a plasma DBD segundo a "*push-push theory*".

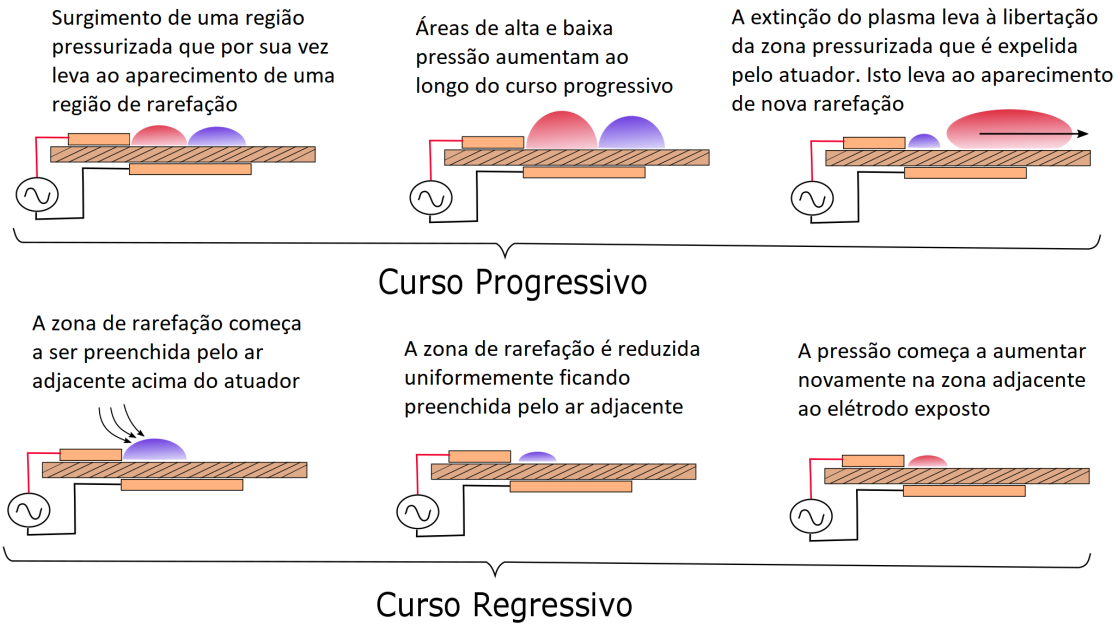


Figura 2.3: Esquema das variações de pressão durante um ciclo de funcionamento de um atuador DBD segundo a "*push-push theory*".

No estudo de Enloe et al. [58] foi utilizada uma técnica de deflexão de laser para a realização de medições de densidade durante o funcionamento de um atuador a plasma DBD. As medições realizadas mostraram que durante o curso progressivo há um aumento de densidade na zona imediatamente adjacente ao elétrodo exposto, e que as partículas que provocam este aumento de densidade provêm da zona a jusante por cima do elétrodo coberto. Assim, verificaram que a força dos iões devido ao campo elétrico é na direção montante, no entanto a força resultante que é induzida no ar adjacente atua na direção de jusante, uma vez que a ação do atuador passa por pressurizar a região adjacente ao elétrodo exposto, estabelecendo um gradiente de pressão favorável na direção de jusante. Quando a descarga de plasma se começa a extinguir devido à diminuição simultânea do campo elétrico e da densidade de partículas carregadas, a força elétrica por unidade de volume sobre o ar sofre uma redução drástica, tornando-se incapaz de suster o aumento de densidade de partículas na zona adjacente ao elétrodo exposto, o que resulta numa relaxação de densidade na direção de jusante e subsequente formação de uma pequena zona de rarefação, que por sua vez será preenchida pelo ar que se encontra acima do elétrodo exposto. Posteriormente a este estudo Enloe et al. [54] realizaram um novo estudo baseado em medições da força produzida por atuadores a plasma DBD, no qual continuaram a defender a "*push-push theory*". Neste estudo os autores reforçaram ainda a sua ideia de que o curso regressivo apresenta elevada importância na manutenção do equilíbrio de funcionamento de um atuador a plasma, no entanto, é o curso progressivo que permite a transferência de quantidade de movimento para o ar adjacente, considerando ainda que o curso progressivo é a chave do desempenho de um atuador a plasma.

2.2.2 Quantidade de movimento produzida pelos atuadores a plasma

Como referido, durante a descarga de plasma ocorre a transferência de uma determinada quantidade de movimento para o ar adjacente. É então de elevada importância quantificar este fenómeno de transferência de energia e consequente aceleração das partículas adjacentes. Como tal, diversos estudos têm sido desenvolvidos com o intuito de quantificar a força mássica produzida pelo atuador e as velocidades de escoamento induzido. O estudo desenvolvido por Forte et al. [61] foi um estudo de elevado interesse neste aspeto, uma vez que este trabalho permitiu ter um conhecimento sobre a quantidade de movimento transmitida ao fluido neutro pelo atuador. Os autores realizaram medições da velocidade instantânea induzida num escoamento por atuadores a plasma em ar e à pressão atmosférica. Nestas medições utilizaram dois tipos diferentes de atuadores de plasma, atuadores de corrente contínua de descarga em arco e atuadores de corrente alternada de descarga sob barreira dielétrica. Os atuadores foram testados para uma situação não estacionária, ou seja, foram testados em situação de início e paragem de descarga. Relativamente aos atuadores DBD, que são os que focamos neste trabalho, concluíram que se pode observar uma rápida aceleração quando a descarga é estabelecida, sendo que o valor médio da velocidade na camada limite próxima do elétrodo aumentou de $1,5\ m/s$ para $5\ m/s$. Mais tarde, Forte et al. [62] desenvolveram um estudo paramétrico com o intuito de aumentar a velocidade do vento iónico induzido pelos atuadores. Os resultados demonstraram que uma otimização dos parâmetros elétricos e geométricos podem permitir a obtenção de uma velocidade do vento iónico induzido até $8\ m/s$, a uma distância de $0,5\ mm$ da parede. Os resultados mostraram também que a velocidade máxima induzida aumenta de forma assimptótica com a frequência e com a largura do elétrodo coberto.

De modo a fornecer uma compreensão sobre a fenomenologia da transferência de quantidade de movimento do atuador para a um escoamento adjacente, Porter et al. [56], mediram as distribuições de velocidades a montante e a jusante de um atuador a plasma em escoamentos livres de aproximadamente $4,6\ m/s$ e $6,8\ m/s$. A força mássica produzida pelo atuador foi também estimada. Os autores concluíram que para uma tensão constante, a força mássica produzida pelo atuador é proporcional à frequência, produzindo um impulso constante por ciclo. Por outro lado, a dissipação de energia por ciclo e a eficácia são independentes da frequência. Por sua vez nos estudos de Hoskinson et al. [63] os autores apresentaram resultados experimentais sobre como variações na geometria da descarga afetam a força transferida para o ar à pressão atmosférica. Os autores verificaram que a força mássica produzida aumenta exponencialmente com a diminuição do diâmetro do elétrodo de alta tensão. Os autores concluíram ainda que a força mássica produzida é independente do material usado para a construção do elétrodo exposto. No estudo de Singh & Roy [64] foi estimada numericamente a força eletro-hidrodinâmica gerada por um atuador a plasma a funcionar em condições de ar quiescente. Através das equações de governo do movimento de espécies neutras e carregadas os autores apresentaram uma relação funcional entre a força eletro-hidrodinâmica gerada pelos atuadores e os parâmetros elétricos e físicos destes. Os autores concluíram que a magnitude da força aumenta com a quarta potência da amplitude do potencial da frequência. Como tal, a velocidade do escoamento induzido também aumenta. Os autores demonstram ainda que a injeção de quantidade de movimento é realizada muito perto da superfície do atuador. Posteriormente, Kotsonis et al. [65] propuseram uma nova técnica que permite estimar a força mássica resultante do funcionamento de atuadores a plasma. Esta técnica baseia-se na medição da evolução espacial e temporal da velocidade de escoamento induzido recorrendo a técnicas de velocimetria por imagens de partículas. Os resultados obtidos por esta técnica foram comparados com técnicas de medição de fiabilidade

comprovada. Os autores concluíram que a forma geral do campo da força mássica é ditado pela tensão e frequência aplicadas. O aumento de tensão leva a um aumento de amplitude e de extensão da força mássica na direção a jusante, ou seja, sobre o elétrodo coberto. Já em termos de frequência o aumento deste parâmetro não permite um aumento visível da extensão do campo onde é gerada a força, apenas um aumento da amplitude desta. No estudo de Abe et al. [66] foi investigado o processo de indução de escoamento de atuadores a plasma usando métodos de visualização de escoamentos. Os autores observaram que o escoamento induzido é originado na vizinhança e suavemente espalhado sobre a superfície, gerando-se um vórtice na ponta deste jato junto à superfície. Os autores classificaram este jato de superfície em duas regiões distintas. Uma primeira região na qual o jato de superfície se estende desde o lado do elétrodo exposto até ao local em que o vórtice é gerado, sendo esta a região na qual é realizada a transferência de quantidade de movimento e na qual o escoamento é induzido. Uma segunda região que, basicamente, é uma extensão da primeira e a qual é formada devido à inércia do escoamento induzido na primeira região. Este comportamento é característico dos atuadores a plasma e verifica-se sempre durante a ignição destes dispositivos. No presente trabalho, a formação deste vórtice na fase de ignição do atuador será também descrita e analisada, para diferentes tensões e frequências aplicadas.

2.2.3 Comportamento térmico de atuadores a plasma DBD

Relativamente ao comportamento térmico de atuadores a plasma DBD os estudos presentes na literatura não são tão abundantes. Roth et al. [67] foi provavelmente o primeiro estudo a abordar este tópico, sendo que os autores realizaram um estudo no qual apresentaram informação sobre a física e fenomenologia dos atuadores a plasma DBD. Neste estudo explicaram que a potência consumida por atuadores a plasma é composta pela potência dissipada pela superfície de descarga e pelas perdas térmicas no dielétrico. Para além disso, quantificaram a potência dissipada por atuadores a plasma considerando que esta aumenta linearmente com a frequência e o quadrado da amplitude da tensão aplicada. Seguindo a mesma linha de investigação, Dong et al. [68] estimaram a influência da frequência e do nível de tensão aplicada na potência dissipada pelo atuador. Os autores usaram uma fórmula empírica semelhante à usada por Roth et al. [67] para quantificar a potência dissipada e as perdas na camada dielétrica. Para além disso avaliaram as temperaturas presentes no plasma através de medições de espectroscopia. A potência elétrica foi obtida para dois dielétricos distintos, epoxy e teflon, para diferentes espessuras de camada dielétrica e sob diferentes condições de operação (diferentes amplitudes de tensão e frequências). Neste estudo os autores concluíram que a maior parte da potência ativa é injetada no plasma contudo, uma grande parte da restante potência ativa é diretamente transferida para a camada dielétrica. De maneira semelhante, Stanfield et al. [69] também realizaram medições de espectroscopia de modo a obter a temperatura rotacional do gás gerado por cima do elétrodo coberto. Os autores observaram que as temperaturas rotacionais do gás diminuem na direção do escoamento induzido e aumentam com o aumento da tensão aplicada. Por outro lado, Jukes et al. [70] realizaram um estudo no qual observaram a estrutura temporal e espacial do escoamento induzido por um atuador a plasma, e capturaram imagens térmicas para estimar a temperatura da superfície da camada dielétrica durante o funcionamento do atuador. Para além disso deduziram uma fórmula analítica para obter a temperatura do plasma. No entanto, mais tarde, Joussot et al. [71] utilizaram a mesma fórmula analítica, mas concluíram que esta não era suficientemente precisa para obtenção da temperatura do plasma. Neste estudo os autores recorreram ao uso de termografia por infra-vermelhos para determinar

a temperatura da superfície dielétrica com o atuador ativado e após a desativação da descarga. Os resultados obtidos permitiram concluir que a temperatura média da superfície aumenta linearmente com a potência elétrica e, da mesma maneira, aumenta também com o aumento da frequência e com o quadrado da amplitude da tensão. Por outro lado, Erfani et al. [72] focaram-se no estudo do efeito da temperatura da superfície em que o atuador é aplicado e no desempenho aerodinâmico deste. Os autores conduziram testes experimentais com atuadores a plasma de barreira dielétrica de descarga aplicados em superfícies com diferentes temperaturas (temperatura ambiente, -40^0C e 120^0C), tendo concluído que quando o atuador é utilizado em superfícies com temperaturas mais elevadas, este permite atingir velocidades de escoamento induzido superiores, apresentando apenas um ligeiro aumento do consumo de potência. Posteriormente, Tirumala et al. [73] realizaram medições de termografia por infravermelhos na superfície de um atuador a plasma, com camada dielétrica espessa, e caracterizaram-no para diferentes parâmetros elétricos e geométricos. Assim, estudaram a distribuição de temperaturas e propuseram uma hipótese sobre o mecanismo de funcionamento do aquecimento do dielétrico, bem como uma relação entre a temperatura da superfície dielétrica e a temperatura do gás.

Para além de estudos experimentais, também se podem encontrar na literatura alguns estudos numéricos. Aberoumand et al. [74] estudaram numericamente o impacto de diferentes arranjos de atuadores a plasma DBD no campo de temperaturas num escoamento em canal. Os atuadores foram testados num regime de escoamento incompressível com numero de Reynolds constante de entrada. A partir deste estudo os autores verificaram a importância do calor gerado pela operação de atuadores a plasma DBD, pois evidenciaram um aumento de temperatura considerável originado pela descarga de plasma e, como tal, concluíram que estes dispositivos devem ser vistos como instrumentos benéficos para o aumento da temperatura do fluido. Por outro lado, Benmoussa et al. [75] realizaram investigações numéricas sobre o fenómeno de aquecimento do gás em barreiras dielétricas de descarga devido ao aquecimento por efeito de Joule. Os autores observaram que a temperatura do gás, na vizinhança do atuador a plasma, aumenta devido aos elevados valores de potência depositada nesta região. Os autores testaram duas formas de onda diferentes e mostraram que a temperatura do gás em DBD's excitados com forma de onda retangular atingem valores mais elevados que os excitados por forma de onda sinusoidal.

2.2.4 Durabilidade de atuadores a plasma DBD

Um dos pontos em que os atuadores a plasma têm demonstrado alguma debilidade é na sua longevidade. Durante a formação da descarga de plasma os eletrões induzidos interagem com a camada dielétrica levando à degradação desta. A degradação de materiais dielétricos, tais como Kapton e polimetilmetacrilato (PMMA), foi demonstrada no estudo conduzido por Ennis $\&$ Kaiser [76], no qual explicam que a degradação ocorre devido à exposição do dielétrico a eletrões energéticos. A degradação de superfícies de PMMA e PVC (polivinilcloreto), derivada da exposição ao plasma gerado por DBD's, foi observada no estudo de Pons et al. [77] através de microscopia de reflexão ótica. Neste estudo os autores observaram degradação da superfície após a descarga de plasma. Na área exposta ao plasma foram observadas alterações da superfície, tendo ficado mais rugosa e com traços de desgaste. Rigit et al. [78] também estudaram a degradação da superfície dielétrica, que consistiu em materiais PCB (Printed Circuit Board), provocada pela descarga de plasma. Neste estudo os autores explicam que dielétricos em contacto com processos que envolvem plasmas estão sujeitos a cargas elétricas, e o estabelecimento da distribuição de cargas elétricas em materiais dielétricos pode ter uma profunda

influência na degradação e na rugosidade do material. Os autores explicam ainda que, no caso dos atuadores a plasma, a barreira dielétrica de descarga é vulnerável ao bombardeamento de iões, espécies radicais e radiações ultravioletas, que podem ser emitidos pelos filamentos de plasma originados durante o funcionamento do atuador em ar à pressão atmosférica. A partir dos testes experimentais realizados, os autores observaram a acumulação de partículas brancas na superfície do atuador devido à degradação da camada dielétrica, e verificaram que o processo de degradação é facilmente afetado pela amplitude da tensão aplicada e não tanto pela duração do funcionamento. Para além disso, os autores concluíram ainda que a severidade da degradação pode ser atenuada com o aumento do espaçamento entre o elétrodo exposto e o elétrodo coberto, uma vez que isto permite um enfraquecimento do bombardeamento de iões numa parte particular da descarga. Por sua vez Ferry [7] também reportou degradação de atuadores a plasma DBD, atuadores estes fabricados em Kapton. Neste estudo, o autor verificou que mesmo não aplicando tensão excessiva, é comum que o atuador falhe durante testes experimentais devido à degradação da camada dielétrica. A degradação é visível na camada dielétrica de Kapton sendo que esta, após algum tempo de funcionamento, começa a apresentar descoloração na zona adjacente ao elétrodo exposto. Para além da degradação visível da camada dielétrica, o autor verificou também degradação dos elétrodos, sendo que, após um uso prolongado, os atuadores demonstraram erosão do elétrodo exposto na zona adjacente à formação do plasma. Nesta zona, o elétrodo apresentava uma superfície lisa antes do funcionamento mas, após o uso, começou a apresentar alguma rugosidade. Perante os problemas apresentados resultantes da degradação da camada dielétrica, em 2013 Houser [79] conduziu um estudo com o intuito de melhorar a resistência à degradação da camada dielétrica de atuadores a plasma DBD. Nesse estudo duas metodologias foram propostas para construção de atuadores a plasma DBD mais robustos: tratamento com PDMS (Polidimetilsiloxano), ou seja um tratamento com um óleo protetivo de silicone para atuadores que são fabricados pela forma manual que se baseia na deposição de fitas dielétricas, e uma técnica de micro-fabricação para dispositivos baseados em vidro. Neste estudo ambas as técnicas permitiram um melhoramento da robustez dos atuadores a plasma comparativamente aos atuadores a plasma convencionais feitos de Kapton. Este tema continuou a ser desenvolvido por Hanson et al. [80] que demonstrou que a degradação da camada dielétrica dos atuadores pode ser monitorizada através da medição de parâmetros elétricos. Neste estudo os autores quantificaram as alterações no consumo de potência e na capacidade dos atuadores durante longos períodos de funcionamento, verificando que há um aumento da capacidade efetiva dos atuadores devido à degradação do dielétrico, o que por sua vez leva também a um aumento da potência consumida por estes dispositivos. De maneira semelhante ao estudo realizado por Houser [79], os autores apresentaram ainda um método que permite atrasar a erosão da camada dielétrica feita de Kapton usando um revestimento com um óleo de polidimetilsiloxano.

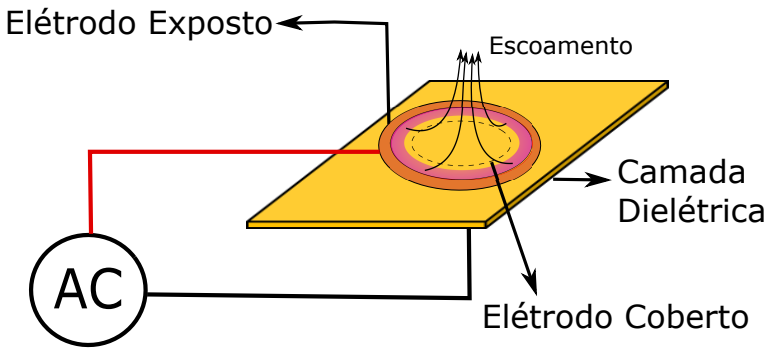
2.3 Configurações de atuadores a plasma baseadas na geometria DBD

Nos últimos anos têm surgido novas configurações de atuadores a plasma que se baseiam na geometria DBD e que pretendem oferecer novas capacidades de controlo de escoamento ou um melhoramento do rendimento deste tipo de dispositivos. Nas seguintes subsecções são abordadas as diferentes configurações, baseadas na geometria DBD, e que têm sido propostas na

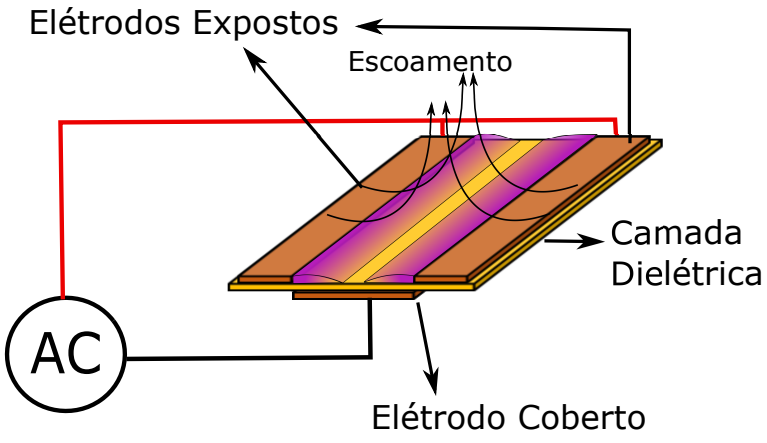
literatura ao longo dos anos.

2.3.1 Atuadores a plasma de jato sintético

O atuador de plasma de jato sintético (PSJA - Plasma Synthetic Jet Actuator) foi uma configuração que surgiu há cerca de uma década e que cativou diversos autores da área de controlo de escoamentos. Nesta configuração os atuadores são colocados de tal maneira que eles atuam para o mesmo ponto de jusante, o que se traduz num direcionamento do escoamento para fora, produzindo um jato [81]. Este atuador pode ser implementado com geometrias diferentes. Pode consistir num arranjo anular de elétrodos (tal como demonstra a figura 2.4 a)), tal como foi estudado em [82–84], ou em alternativa pode simplesmente consistir em dois atuadores DBD posicionados de forma a que atuem em direções opostas (figura 2.4 b), arranjo este que foi estudado em [81,85,86]. Esta construção particular de atuador ajusta o escoamento induzido pelo plasma na forma de um jato "zero net-mass flux" (ZNMF), e este pode ser facilmente revertido para atuar como um dispositivo de sucção, sendo apenas necessário inverter a disposição dos elétrodos. O anel de plasma criado pela atuação do PSJA puxa o fluido residual adjacente e ejeta-o na forma de um jato.



(a) Configuração anular.



(b) Configuração linear.

Figura 2.4: Esquemas da configuração de atuador a plasma de jato sintético.

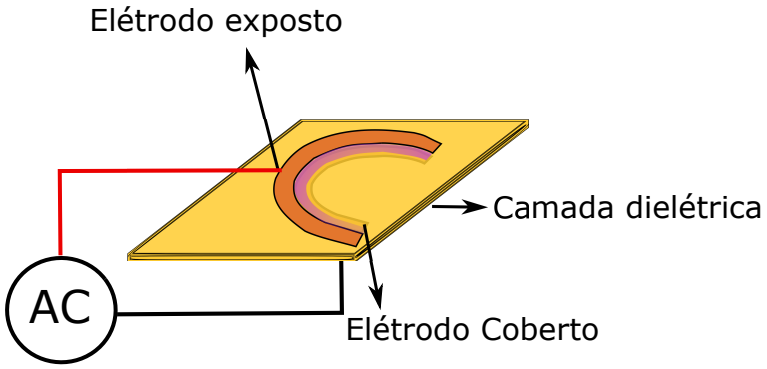
Bolitho & Jacob [87] estudaram a eficácia de atuadores a plasma de jato sintético em configuração linear para controlo de escoamento. Neste estudo mostraram que através da variação da potência de entrada, frequência ou ciclo de trabalho do sinal aplicado a cada um dos elétrodos expostos, pode-se controlar eletronicamente o jato produzido pelo atuador. Para além disso, verificaram ainda que o tipo de escoamento produzido pelo atuador a plasma pode também ser

controlado a partir da variação de frequência pulsada, sendo que esta, a partir de um determinado número crítico, permite a produção de um jato cujas características se aproximam de um escoamento estacionário. Para números inferiores a esta frequência crítica o atuador a plasma não é útil como um dispositivo de impulso vetorizado. Por sua vez, Fleming et al.[88] estudaram o atuador de jato sintético de configuração anular e de configuração linear, implementados em placa plana, para condições de ar quiescente e também em túnel de vento. Os autores verificaram que a partir de variações nas características do sinal de alimentação (tensão, frequência e ciclo de trabalho) o jato criado por esta configuração de atuador a plasma pode ser controlado sobre a totalidade do espetro de 180^0. Os autores verificaram ainda que a baixas frequências o atuador produz dois jatos junto à parede com direções opostas, sendo que a produção de um jato na direção normal da superfície apenas é possível com elevadas frequências. Os autores concluíram também que este tipo de configuração pode ser utilizada para produzir um jato gerador de vórtices (VGJ- *Vortex Generator Jet*), sendo que dependendo da frequência pulsada utilizada pode-se mudar o tipo de vórtice ou jato produzido.

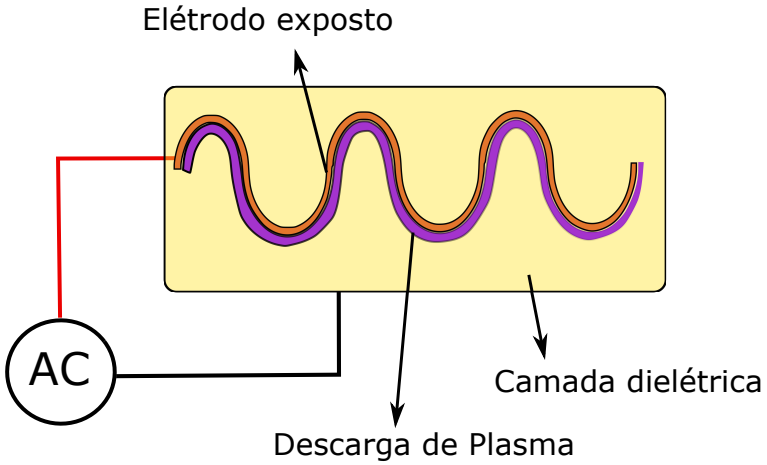
2.3.2 Atuadores a plasma para indução de efeitos tridimensionais

As configurações de atuadores a plasma para indução de efeitos tridimensionais foram primeiramente introduzidas na literatura através dos estudos conduzidos por Roy & Wang [89] e Wang & Roy [90]. Nestas configurações de atuadores a plasma, ao invés de se realizar a disposição dos elétrodos de forma linear, os elétrodos são dispostos de forma curva. A principal consequência desta disposição consiste na indução de um escoamento com efeitos tridimensionais, enquanto que na configuração convencional o escoamento induzido é essencialmente bidimensional. Uma das primeiras configurações a ser utilizada foi o atuador em forma de ferradura, representado esquematicamente na figura 2.5 a). Com o surgimento dos atuadores em forma de ferradura surgiram também os atuadores em forma de serpentina que, basicamente, consistem numa sequência de atuadores em ferradura dispostos em forma de serpentina, tal como demonstra a figura 2.5b).

A configuração de atuador a plasma em forma de serpentina assegura um mecanismo de controlo de escoamento totalmente tridimensional que combina os efeitos de um atuador padrão linear (atuador simples de barreira dielétrica de descarga) e de um atuador a plasma de jato sintético [91]. Ao longo deste tipo de atuador (atuador em serpentina) verifica-se que existe uma difusão do fluido nas cristas do atuador e uma compressão do fluido nas "valas" do atuador. Roy & Wang [89] estudaram os atuadores em forma de ferradura e em forma de serpentina implementados em placa plana. Os resultados numéricos obtidos mostraram capacidades de geração de vórtices semelhantes às conseguidas pela configuração de atuador de plasma de jato sintético. Contudo, ao invés de se utilizar uma série de atuadores, um único atuador na configuração de serpentina é suficiente. Isto, potencialmente, pode conduzir a um menor consumo de potência. Posteriormente, no estudo de Wang & Roy [92] os autores testaram a configuração de atuador a plasma em forma de ferradura do ponto de vista da sua aplicação em refrigeração de pás de turbinas por película de arrefecimento. Neste estudo, verificaram que a força produzida pelo atuador leva à adesão do jato de arrefecimento à superfície. Com o aumento da força mássica gerada pelo atuador, os autores observaram um melhoramento progressivo da eficiência de arrefecimento ao longo da linha central. Os resultados numéricos obtidos demonstraram ainda ser possível atingir um aumento de eficiência de arrefecimento superior a 100%. Mais tarde, no estudo de Wang et al. [93], os autores aprofundaram ainda mais a análise deste tipo de atuadores analisando a indução de estruturas de vórtices tridimensionais. Para além dos já



(a) Atuador em forma de ferradura.



(b) Atuador em forma de serpentina.

Figura 2.5: Configurações de atuadores a plasma para indução de efeitos tridimensionais.

conhecidos atuadores em forma de serpentina, analisaram também atuadores em forma triangular e em forma quadrática, comparando o funcionamento destes com o funcionamento de um atuador linear convencional. Os resultados obtidos demonstraram que o atuador linear é menos eficaz que os restantes a nível de geração de estruturas de vórtices. Concluíram também que os atuadores em forma de serpentina e em forma quadrática são capazes de produzir efeitos tridimensionais bastante significativos, sendo que os jatos de ar induzidos por estes atuadores apresentaram ângulos de aproximadamente 35^0. Posteriormente, Riherd & Roy [94, 95] voltaram a estudar as configurações em serpentina, triangular e quadrática, mas tendo em vista dois tipos de aplicações de controlo de escoamento: geração de vórtices em camada limite de gradiente de pressão zero e aceleração da transição de escoamento sobre um perfil alar de baixo número de Reynolds. Os autores concluíram que este tipo de atuadores permite excitar diversos mecanismos físicos diferentes dependendo da maneira como estes operam, apresentando assim uma versatilidade que os torna alternativas a dispositivos de controlo de escoamento convencionais. Recentemente, Aono et al. [96] estudaram micro-atuadores curvos comparativamente a micro-atuadores lineares. Os autores verificaram que o atuador curvo produz estruturas de escoamento tridimensionais resultantes dos escoamentos cruzados induzidos pelo funcionamento deste tipo de atuador. Os dois tipos de atuadores foram testados para controlo da zona de separação do escoamento sobre um perfil alar, tendo-se verificado que o atuador curvo permite suprimir a separação com sucesso, demonstrando melhor aptidão para esse efeito do que o atuador linear.

2.3.3 Atuadores a plasma de múltiplos elétrodos encapsulados

Numa tentativa de aumentar a velocidade de escoamento induzido por atuadores a plasma, surgiu a configuração de múltiplos elétrodos encapsulados. Nesta configuração, tal como demonstra a figura 2.6, o atuador a plasma apresenta mais que um elétrodo coberto sendo que os elétrodos cobertos são colocados a distâncias diferentes do elétrodo exposto, de modo a tentar estender a descarga de plasma e consequentemente as velocidades de escoamento induzido [97].

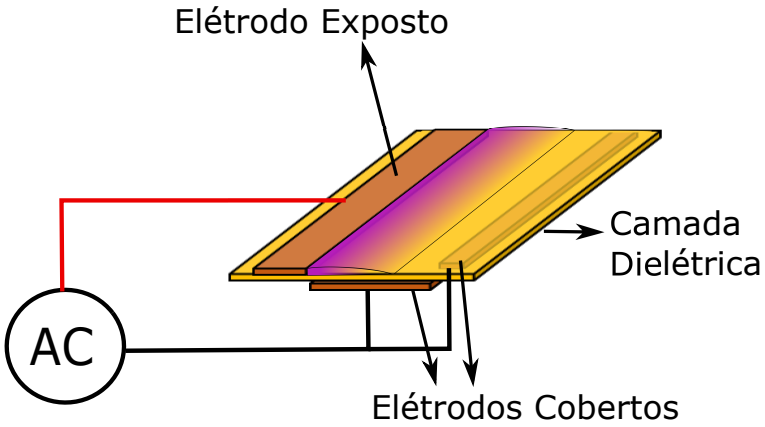


Figura 2.6: Esquema da configuração de atuador a plasma com múltiplos elétrodos cobertos.

Esta configuração foi introduzida na literatura pelos trabalhos de Hale et al. [98, 99] nos quais esta configuração foi estudada com diferentes disposições e diferentes parâmetros geométricos de elétrodos cobertos. Os autores verificaram que a magnitude da velocidade induzida foi sempre afetada por todos os atuadores de múltiplos elétrodos encapsulados testados, sendo que todos eles permitiram atingir módulos de velocidade superiores ao caso base (atuador convencional). Dependendo dos parâmetros geométricos deste tipo de configuração, os autores demonstraram ser possível atingir uma velocidade induzida $36,5\%$ superior à do caso base com um consumo de potência $11,7\%$ menor, sendo também possível atingir uma velocidade induzida $91,2\%$ superior utilizando apenas 26.2% mais potência. Uma vez que o desempenho deste tipo de atuadores depende de diversos parâmetros, Erfani et al. [100, 101] apresentaram um modelo numérico que permite simular os diversos parâmetros deste tipo de configuração tendo em vista a otimização da mesma. Os autores concluíram que este modelo permite investigar de forma barata e eficaz o efeito dos diferentes parâmetros no desempenho de atuadores a plasma de múltiplos elétrodos encapsulados.

2.3.4 Atuadores a plasma nanossegundo (ns-DBD)

Os atuadores a plasma nanossegundo (ns-DBD) apresentam exatamente o mesma configuração que os atuadores convencionais ac-DBD, no entanto são completamente diferentes a nível do sistema de alimentação requerido, dos efeitos que causam no escoamento e também nas capacidades de controlo de escoamento. O sinal de alimentação destes atuadores é composto por pulsos repetitivos de duração na gama nanossegundo, geralmente entre $5\ ns$ a $100\ ns$, com tempos de subida e descida de pulsos muito rápidos cerca de 1% a 10% do comprimento de pulso, e tensões compreendidas entre os 10 e $300\ kV$. Os atuadores ac-DBD e ns-DBD produzem o mesmo tipo de plasma (plasma de baixa temperatura) devido à utilização de barreira dielétrica de descarga, mas apresentam diferentes efeitos devido às diferentes escalas de tempo da

descarga. A força mássica produzida por atuadores ns-DBD é muito inferior à produzida pelos atuadores ac-DBD, devido ao curto tempo de vida da camada de plasma formado, sendo que para o mesmo atuador DBD a alimentação por pulsos de duração nanossegundo produz velocidades induzidas no escoamento de uma ordem de magnitude inferior às obtidas com uma alimentação AC. No entanto este tipo de atuadores apresentam capacidade de controlo da separação de escoamento em perfis de asas até velocidades de escoamento transónico. Ao contrário dos atuadores AC-DBD, os atuadores ns-DBD não realizam o controlo de escoamentos a partir da indução de velocidade, mas sim devido ao rápido sobreaquecimento localizado do gás junto à superfície, originando uma onda de choque que se propaga para o escoamento [102–104]. A geometria de atuadores a plasma ns-DBD encontra-se representada na figura 2.7.

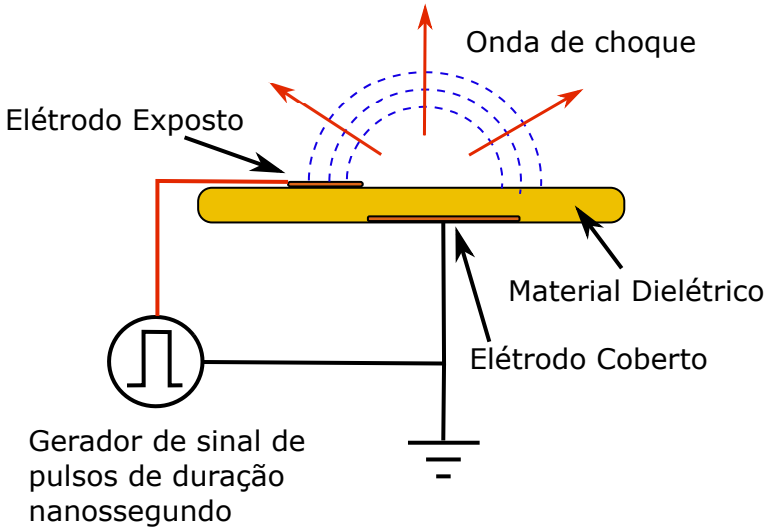


Figura 2.7: Esquema da configuração de atuador a plasma excitado por pulsos de gama nanossegundo.

Os atuadores a plasma alimentados por pulsos de duração nanossegundo foram pela primeira vez utilizados para controlo de escoamento em regime incompressível em 2005, no estudo realizado por Opaits et al. [105], tendo os autores demonstrado que este tipo de atuador a plasma permite atrasar a perda de sustentação para velocidades de escoamento livre compreendidas entre 20 e $75\ m/s$. Desde então diversos autores começaram a focar-se no estudo destes atuadores. Roupassov et al. [106] apresentaram resultados sobre o controlo da adesão da camada limite através de atuadores a plasma excitados por pulsos nanossegundo. Os resultados apresentados demonstraram um rápido sobreaquecimento na região da descarga, sobreaquecimento este que pode atingir valores de 70, 200 ou $400\ K$ para pulsos com duração de 7, 12 e $50\ ns$ respetivamente. A onda de choque gerada por estes dispositivos, juntamente com os vórtices de escoamento secundários, perturbam o escoamento principal transferindo uma quantidade de movimento transversal à camada limite, o que que promove a adesão desta à superfície do perfil alar. Assim os autores verificaram que o principal mecanismo de atuação destes dispositivos consiste na energia transferida ao escoamento e no aquecimento da camada de gás junto à superfície. Os testes experimentais realizados mostraram a eficácia destes dispositivos para controlo da separação da camada limite, melhoramento dos coeficientes de forças de resistência e de sustentação, e ainda redução de ruído acústico. O melhoramento do coeficiente sustentação através de atuadores ns-DBD foi também demonstrado nos trabalhos de Little et al. [107, 108]. Nestes trabalhos os autores verificaram que a modulação do sinal de alimentação permite obter perturbações mais fortes no escoamento do que a alimentação sinusoidal convencional destes dispositivos, tendo demonstrado um aumento do coeficiente de sustentação para

ângulos de ataque relativamente elevados. Mais recentemente, podemos ainda encontrar outros estudos na literatura como por exemplo os estudos desenvolvidos por Hai et al.,[109], Singh et al. [110] ou Zheng et al. [111], nos quais foi também demonstrada a eficácia de atuadores ns-DBD em aplicações de controlo de escoamentos.

2.3.5 Atuadores a plasma com descarga de deslizamento

A configuração de atuadores a plasma por descarga de deslizamento (SD – *Sliding Discharge*) consiste, tal como demonstra a figura 2.8, na disposição convencional de dois elétrodos assimétricos, separados por um camada dielétrica e um terceiro elétrodo exposto ao qual é aplicada uma tensão DC, tensão esta que irá levar ao aumento da extensão da descarga de plasma e por conseguinte ao aumento das velocidades de escoamento induzido [112–114].

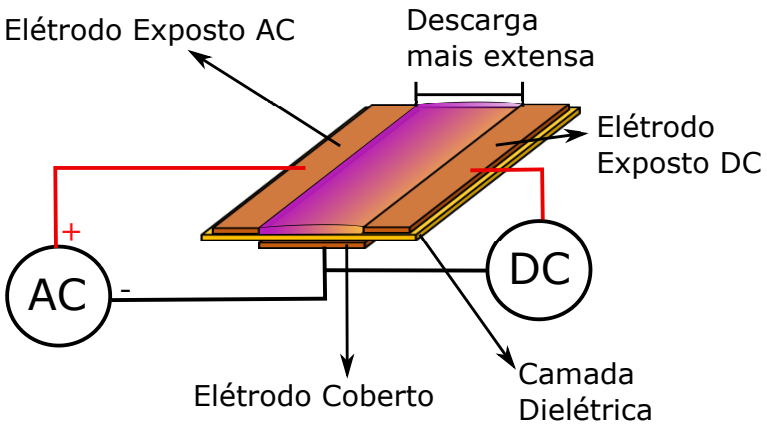


Figura 2.8: Esquema da configuração de atuador a plasma de descarga de deslizamento.

Moreau et al. [115, 116] estudaram experimentalmente esta configuração de atuadores tendo analisado as características elétricas e as velocidades induzidas por estes dispositivos. Os autores verificaram que a tensão DC, aplicada ao terceiro elétrodo, permite melhorar a propagação da descarga de plasma ao longo da superfície, sendo que as características desta descarga dependem fortemente da polaridade do elétrodo excitado com corrente contínua. Neste estudo, os autores concluíram que o terceiro elétrodo permite aumentar significativamente a extensão de plasma e aumentar a velocidade máxima de escoamento, sem um aumento notório da potência elétrica consumida. Sosa et al. [117, 118] também se focaram no estudo das características de atuadores de descarga de plasma de deslizamento. Estes autores demonstraram que a zona de ionização da descarga é consideravelmente aumentada em comparação com a de um atuador DBD convencional. Para uma determinada gama de valores de tensão AC e DC, a descarga torna-se bastante estável, podendo ser sustida durante um longo tempo sem se verificarem alterações notáveis nas suas características médias. Sosa et al. [119] estudaram também a aplicabilidade destes atuadores para redução da força de resistência em cilindros circulares, tendo comprovado que este tipo de atuadores permite reduzir o coeficiente de resistência até 25% relativamente ao coeficiente de resistência base, permitindo assim produzir uma redução de coeficiente de resistência mais significativa que a atingida com um atuador DBD convencional. Mais tarde Bayoda et al. [120–122] estudaram o funcionamento da descarga por deslizamento em atuadores alimentados com pulsos de duração nanossegundos, comparando esta descarga de deslizamento nanossegundo com atuadores DBD nanossegundo. Os resultados elétricos obtidos demonstraram que com a utilização de um elétrodo de deslizamento em atuadores do tipo nanossegundo, a energia de entrada pode ser gradualmente aumentada até 300%, acontecimento este que se

deve não só ao aumento dos picos de corrente, mas também devido à corrente coletada pelo elétrodo de deslizamento. Os autores concluíram que a tipologia de descarga de deslizamento em atuadores de pulso nanossegundo permite alterar significativamente a topologia da onda de choque induzida. Como tal, este funcionamento em regime de deslizamento aparenta ser de grande utilidade para um funcionamento mais eficaz em aplicações de grande escala.

2.4 Aplicações de atuadores a plasma DBD

Os atuadores a plasma DBD apresentam uma grande variedade de aplicações, tanto dentro da área de controlo de escoamentos como na área de transferência de calor. Nesta subsecção são abordadas as diferentes aplicações destes dispositivos.

2.4.1 Atuadores a plasma para controlo da camada limite

Uma das aplicações dos atuadores a plasma que tem levado à realização de diversos estudos interessantes consiste no controlo da camada limite tendo em vista o controlo do ponto de separação do escoamento. Neste sentido, os perfis alares têm-se apresentado como um dos principais objetos de estudo, isto porque a capacidade de controlo do escoamento sobre asas apresenta grande interesse para a industria aeroespacial. Neste campo de aplicação o grupo de investigação liderado por Thomas Corke destacou-se pela realização de diversos estudos que demonstraram a capacidade dos atuadores a plasma em melhorar a adesão do escoamento à superfície do perfil alar, sendo que esta adesão depende do tipo de funcionamento dos atuadores e também do ângulo de ataque. Nos diversos estudos conduzidos por este grupo de autores, foi demonstrado que a utilização de atuadores a plasma num perfil de asa permite aumentar o coeficiente de sustentação [12, 51, 123–129]. Para além do grupo de investigação de Corke houve ainda outros autores que se focaram no estudo do controlo da separação do escoamento em perfis alares. Shcherbakov et al. [130] montaram uma superfície de descarga de tipo DBD sobre um perfil alar e verificaram que esta superfície de descarga lhes permitia reduzir o coeficiente de resistência até $5,3\%$. Roth [131] também demonstrou que os atuadores a plasma quando aplicados a um perfil alar NACA 0015, apresentam um efeito significante na adesão do escoamento ao perfil para velocidades do escoamento até $7,6m/s$ e 12^0 de ângulo de ataque. Para esta gama de velocidades de entrada e ângulos de ataque, os autores demonstraram que os atuadores permitiam uma atraso da zona de separação do escoamento. Patel et al. [132] também debruçaram o seu estudo no controlo de separação do escoamento sobre um NACA 0015 com atuadores a plasma. Os autores conduziram testes experimentais para diferentes números de Reynolds e verificaram a eficácia dos atuadores a plasma para controlo do ponto de separação do escoamento. De maneira semelhante Jukes et al. [133] estudaram o controlo da separação do escoamento sobre um perfil alar NACA0024 para diferentes ângulos de ataque, tendo também comprovado a eficácia dos atuadores a plasma.

Diversos estudos focaram-se ainda na capacidade dos atuadores a plasma para controlo da esteira. Exemplo disso são os estudos de Hyun & Chun [134] e McLaughlin et al. [135] que investigaram a forma de controlo da esteira num escoamento sobre um cilindro e verificaram que a formação do vento iónico afeta significativamente a estrutura da esteira no escoamento, a jusante do cilindro, permitindo portanto uma alteração significativa do comportamento da esteira.

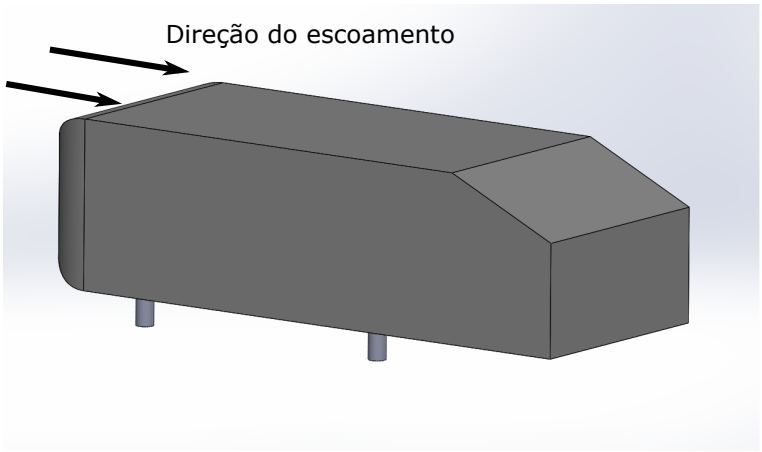
Os atuadores a plasma podem ter também grande interesse para redução de perdas em pás de

compressores. Li et al. [136], realizaram estudos experimentais com atuadores a plasma para controlo da separação do escoamento numa cascata de pás de compressor e verificaram que os atuadores a plasma são eficazes e permitem a redução das perdas no compressor. De maneira semelhante estes dispositivos também podem melhorar o desempenho de turbinas. Morris et al. [137] testaram a capacidade de um atuador a plasma, de tipo DBD, para modificar o campo de escoamento em torno das pás de uma turbina. Os resultados mostraram que a pressão nas pás, ou seja a carga, não é significativamente alterada pelos atuadores de plasma, no entanto, o campo de escoamento sobre as pás pode efetivamente ser alterado de modo a controlar a camada limite.

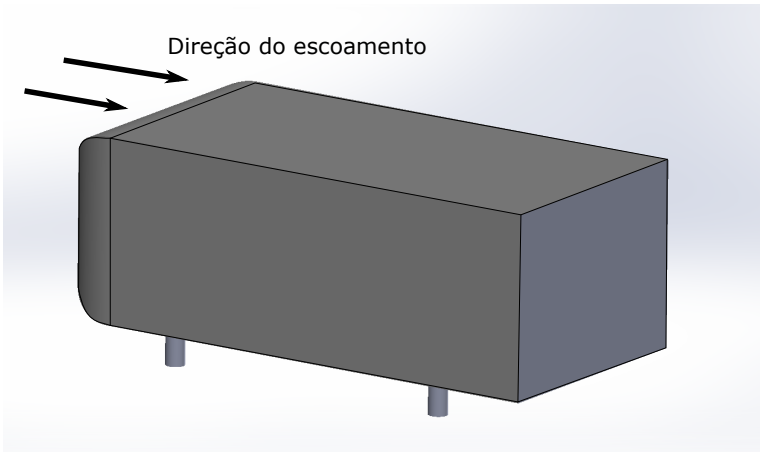
2.4.2 Atuadores a plasma para redução da força de resistência do ar sobre veículos.

A força de resistência do ar sobre veículos em movimento é um fator com elevada influência no desempenho destes, por exemplo, a força de resistência do ar pode representar cerca de 65% a 70% do total de forças de atrito em veículos pesados em vias rápidas ou comboios de alta velocidade, respetivamente [34]. Nesse contexto, os atuadores a plasma DBD têm sido vistos como dispositivos com grande potencial para redução da força de resistência do ar e consequente melhora do desempenho dos veículos. Nesse sentido diversos estudos têm sido conduzidos sobre atuadores a plasma aplicados em modelos de corpos de *Ahmed*. Um corpo *Ahmed* consiste num corpo cheio tridimensional que representa a geometria simplificada de um carro, sendo que esta geometria foi introduzida na literatura por Ahmed et al [138]. Outro tipo de geometria simplificada e que se assemelha à traseira de camiões e alguns veículos comerciais, é a geometria que na literatura é designada de *"backward-facing step"* (BFS). Estes dois tipos de geometria encontram-se representados na figura 2.9.

Na literatura podem encontrar-se diversos estudos sobre o controlo de escoamento por intermédio de atuadores a plasma aplicados em corpos *Ahmed*. Boucinha et al. [139] estudaram a redução da força de resistência do ar, por intermédio de atuadores a plasma, numa geometria de carro simplificada com uma inclinação traseira de de 25^0. Os testes experimentais foram conduzidos num túnel de vento de baixo número de Reynolds tendo sido efetuadas medições bidimensionais por técnicas PIV e uni-dimensionais através de fio-quente. Através do uso de atuadores a plasma DBD os autores alcançaram uma redução de 8% da força de resistência, resultante da supressão da bolha de separação originada na zona traseira. Por sua vez, Khalighi et al. [140] estudaram o efeito do controlo de escoamento por intermédio de atuadores a plasma aplicados em oito geometrias de veículos diferentes, baseadas na geometria *Ahmed body*. Os resultados das medições na esteira demonstraram que, em funcionamento estacionário, os atuadores permitiram reduzir a força de resistência em cerca de 20% para velocidades inferiores a $15\ m/s$ e cerca de 3% para a velocidade máxima testada ($20\ m/s$). Os estudos desenvolvidos por Julian et al. [141] e Shadmani et al. [142] constituem outro grupo de estudos desenvolvidos no âmbito da utilização de atuadores a plasma em corpos *Ahmed*, e nos quais foi demonstrada a eficácia destes dispositivos na redução da força de resistência. Relativamente à utilização de atuadores a plasma em modelos *"backward-facing step"* também é possível encontrar alguns estudos na literatura. Sujar-Garrido et al. [143, 144] estudaram o posicionamento e os parâmetros de funcionamento em regime não-estacionário, de atuadores a plasma, e que permitem um controlo do escoamento sobre um modelo BFS mais eficiente. Os autores concluíram que a colocação do atuador numa zona ligeiramente a montante do ponto de separação permite manipular as primeiras fases de formação da camada de corte turbulenta e, consequentemente,



(a) *Ahmed body*.



(b) *"Backward-Facing Step"*.

Figura 2.9: Modelos tridimensionais utilizados para modelação de controlo do escoamento em traseiras de veículos.

modificar a dinâmica do escoamento. Por sua vez, Correale et al. [145, 146] desenvolveram estudos de controlo de escoamento por intermédio de atuadores a plasma nanossegundo aplicados num modelo "backward-facing step". Os autores estudaram o comprimento de recolamento do escoamento à parede e verificaram que este comprimento é diminuído com o aumento da frequência de atuação. Os autores concluíram ainda que o uso de atuadores a plasma nanossegundo permite alterar as estruturas do escoamento que dominam a evolução deste, o que por sua vez permite controlar a transição de laminar para turbulento. Posteriormente, outros estudos foram conduzidos tais como os estudos de Koide et al. [147], Bernard et al. [148] ou de Ruisi et al. [149], nos quais os autores demonstraram uma vez mais a eficácia dos atuadores a plasma neste tipo de aplicações. Roy et al. [34] estudaram atuadores a plasma implementados numa geometria BFS, mas do ponto de vista realista de aplicabilidade em camiões com reboque, e às velocidades de deslocamento em vias rápidas. Os autores estudaram experimentalmente a capacidade de atuadores a plasma, lineares e em forma de serpentina, de reduzir a força de resistência às velocidades de $60\ mph$ e $70\ mph$ ($\approx 97\ km/h$ e $\approx 113\ km/h$ respetivamente). Os autores verificaram que apesar dos atuadores a plasma lineares terem fracassado na modificação do escoamento a estas velocidades, uma disposição especifica de atuadores em forma de serpentina permitiu uma redução da força de resistência em 15% para velocidades de escoamento de $60\ mph$ e 10% para velocidades de escoamento de $70\ mph$.

2.4.3 Atuadores a plasma para redução de ruído

Os atuadores a plasma podem também ser utilizados para redução de ruído de aeronaves. Esta aplicação de atuadores a plasma foi estudada por Huang & Zhang [18], Thomas et al. [150] e Li et al. [151]. Huang & Zhang [18] realizaram testes experimentais nos quais recorreram a atuadores a plasma para controlo do ruído provocado por um escoamento induzido numa cavidade. Os autores verificaram que os atuadores a plasma permitem uma atenuação do ruído da cavidade, sendo que a sua eficácia dependerá da direção de atuação sobre o escoamento. Por outro lado, Thomas et al. [150] e Li et al. [151] estudaram o escoamento sobre um cilindro, motivados também pela tentativa de redução do ruído em aeronaves a partir do uso de atuadores a plasma. Thomas et al. [150] verificaram que os níveis de pressão sonora podem ser reduzidos tanto com os atuadores em funcionamento estacionário, como em funcionamento não-estacionário, no entanto, o regime estacionário mostrou ser mais adequado para aplicações de controlo de ruído. Li et al. [151] utilizaram atuadores do tipo DBD e atuadores do tipo SD (*Sliding Discharge*) e verificaram que com o mesmo consumo de potência elétrica AC e uma tensão DC adicional, os atuadores a plasma do tipo SD são mais eficazes na redução de ruído sonoro.

2.4.4 Atuadores a plasma para aplicações de refrigeração em pás de turbinas através de película de arrefecimento

A refrigeração de pás de turbinas através de película de fluido de arrefecimento é geralmente conseguida através de pequenos furos na superfície das pás de turbina, que contêm uma determinada inclinação relativamente à superfície da pá, e permitem a injeção de um fluido de arrefecimento. A injeção deste fluido de arrefecimento é realizada em escoamento cruzado originando uma película fluida em torno da pá que a protege das elevadas temperaturas do fluido proveniente da câmara de combustão [152]. Esta técnica é de grande interesse para a indústria aeronáutica na medida em que permite reduzir a temperatura nas pás de turbinas, ou até mesmo nas paredes da turbina de gás, permitindo o aumento da vida útil dos componentes do sistema. O conceito de usar atuadores a plasma em sistemas de refrigeração de pás de turbinas, de modo a melhorar a adesão do fluido de arrefecimento à superfície, foi introduzido pela primeira vez por Roy & Wang [153] em 2008. Neste estudo, com base nas simulações numéricas os autores concluíram que o uso de descargas de plasma permite melhorar a eficiência do arrefecimento por película em até cerca de 26% para geometrias de furo redondo. Mais tarde, Roy & Wang [154] voltaram a realizar simulações numéricas, desta vez para estudar o aumento de eficácia de arrefecimento por película através da aplicação de atuadores a plasma tridimensionais. Para esse efeito estudaram a utilização de um atuador em forma de ferradura, aplicado na superfície, em torno do orífico de injeção do ar de arrefecimento. Neste trabalho os autores estudaram a eficácia de arrefecimento para baixas velocidades de escoamento de gás quente, em (regime laminar), e condições com razão de velocidades reais (razão de velocidades igual a 0.5), tendo concluído que no geral os atuadores a plasma permitem aumentar a eficiência do arrefecimento por película. Yu et al. [155] também estudaram o desempenho do arrefecimento por película para furos cilíndricos com atuação de plasma. De maneira semelhante ao concluído por Roy & Wang [154], os autores deste estudo demonstraram que, com a aplicação de atuadores a plasma, o jato de arrefecimento tem tendência a aderir mais à superfície que se pretende arrefecer, fazendo com que o fluido de arrefecimento fique mais concentrado e perto da parede, favorecendo deste modo o aumento da eficiência do arrefecimento. Posteriormente, Audier et al. [156, 157] estudaram experimentalmente o aumento da eficiência do arrefecimento por

película através do uso de atuadores a plasma. Neste estudo foram realizadas medições de velocidade através de técnicas de PIV, e medições de temperaturas através de termografia por infravermelhos, para diferentes razões de velocidade do escoamento e também para diferentes parâmetros elétricos de funcionamento dos atuadores. Com os resultados obtidos os autores concluíram que os atuadores a plasma permitem melhorar a eficiência do arrefecimento por película, encontrando-se em concordância com os resultados numéricos já existentes na literatura. Os resultados experimentais demonstraram ainda que, independentemente da razão de velocidades, os atuadores a plasma melhoram a cobertura da parede mantendo o fluido injetado junto à superfície da parede.

2.4.5 Atuadores a plasma para mitigação da formação de gelo

Uma das aplicações mais promissoras dos atuadores a plasma DBD, e que apenas começou a surgir na literatura nos últimos dois anos, é a utilização dos atuadores a plasma para degelo e prevenção de acumulação de gelo. Esta temática surgiu na literatura em 2016 com os estudos conduzidos por Broecke [158], Meng et al. [159] e Cai et al. [160]. Broecke [158] estudou o uso de atuadores a plasma ns-DBD como dispositivos para realização de degelo. Tendo em conta que a industria de produção de energia eólica em climas frios procura dispositivos de degelo fiáveis, o autor considerou o uso de atuadores a plasma ns-DBD como dispositivos que permitem servir um duplo propósito, controlo de escoamento e degelo da superfície. Neste sentido, testes experimentais foram realizados numa câmara climática, na qual os atuadores a plasma foram cobertos por uma camada de gelo e colocados em funcionamento. Nestes testes os autores verificaram que os atuadores a plasma foram eficazes na remoção do gelo acumulado na superfície. Por sua vez, Meng et al. [159] e Cai et al. [160] testaram atuadores a plasma, em túnel de vento, aplicados num modelo cilíndrico. Os efeitos do funcionamento do plasma para degelo e prevenção de formação de gelo foram estudados através de medições da temperatura de superfície, para condições de ar quiescente e com escoamento de ar a baixas temperaturas (temperatura estática no túnel de vento de $-20^0\ C$). Os autores verificaram que no teste de degelo os atuadores a plasma foram capazes de remover a camada de gelo de $5\ mm$ de espessura, após 150 segundos de tempo de funcionamento. No teste de prevenção de formação de gelo os autores verificaram que os atuadores são eficazes, impedindo a acumulação de gelo na superfície, o que lhes permitiu concluir que os atuadores a plasma são dispositivos que apresentam um bom desempenho em aplicações de degelo e anti-gelo, apresentando um consumo de potência relativamente baixo.
Recentemente, Zhou et al.[30, 161] estudaram a capacidade de atuadores a plasma para promover a mitigação de gelo em aeronaves. Para esse efeito testaram a capacidade de degelo promovida por atuadores a plasma aplicados num perfil alar NACA0012, que por sua vez foi testada em túnel de vento para condições propícias à formação de gelo. Os autores verificaram que, quando os atuadores se encontram desligados, a acumulação de gelo na superfície do modelo acontece de forma imediata e com o decorrer do tempo as camadas de gelo tornaram-se cada vez mais espessas. No entanto, nos testes experimentais com os atuadores ligados as temperaturas da superfície do perfil alar foram sempre mantidas acima da temperatura de fusão da água. Devido aos efeitos térmicos dos atuadores a plasma as gotas de água refrigerada são aquecidas formando uma camada de água aquecida sobre a superfície do perfil alar, ao invés de se acumular sob a forma de gelo. De forma semelhante, Liu et al. [29,162] realizaram testes em túnel de vento com condições propícias à formação de gelo, tendo utilizado também um perfil alar NACA0012. No entanto, nestes estudos os autores procuraram comparar o método de utili-

zação dos efeitos térmicos de atuadores a plasma com o método convencional de aquecimento elétrico para mitigação de gelo em aeronaves. O perfil alar foi então testado para condições típicas de formação de gelo em aeronaves, tendo sido utilizados dois sistemas de análise. Um sistema de captação de imagens a alta velocidade para monitorizar a acumulação dinâmica de gelo e os processos de transporte de água sobre a superfície, e um sistema de termografia por infravermelhos para monitorizar a distribuição de temperaturas na superfície. Os autores verificaram que com a mesma potência de entrada, o método de mitigação de gelo baseado em atuadores a plasma demonstrou, pelo menos, a mesma eficácia que o método convencional. Os autores procederam ainda a uma otimização do método baseado em atuadores a plasma, a partir de uma modulação de ciclo de trabalho, o que permitiu a este método apresentar uma eficácia muito melhor que a apresentada pelo método convencional.

2.5 Técnicas experimentais para medição de parâmetros em atuadores a plasma DBD

Os atuadores a plasma do tipo DBD são dispositivos que devido à sua natureza impossibilitam a utilização de algumas das técnicas experimentais mais comuns. As características do sinal de alimentação dos atuadores a plasma (sinal de alta tensão e alta frequência), bem como o elevado campo elétrico gerado na região de formação do plasma, apresentam-se como os principais obstáculos a ultrapassar quando se pretende analisar experimentalmente o funcionamento destes dispositivos. No estudo de atuadores a plasma procura-se principalmente caracterizar as propriedades elétricas, mecânicas e térmicas destes dispositivos. Esta secção foca-se então na abordagem das técnicas experimentais existentes na literatura que permitem analisar eficazmente os diversos parâmetros dos atuadores a plasma.

2.5.1 Técnicas experimentais para caracterização da potência consumida por um atuador a plasma DBD

Na literatura encontram-se dois métodos distintos de medição que permitem estimar a potência consumida por um atuador de plasma DBD. Segundo Ashpis et al. [163] estes dois métodos consistem no método de cálculo pela corrente elétrica e no método de cálculo pela carga elétrica.

2.5.1.1 Medição de potência a partir da corrente elétrica

A obtenção experimental da potência a partir da corrente elétrica consiste na medição experimental da forma de onda da tensão e da corrente. A partir da multiplicação dos dois sinais podemos obter a potência instantânea ($P(t)$),

$$P(t) = V(t).I(t). \quad \textbf{(2.2)}$$

Onde $V(t)$ é a tensão no atuador e $I(t)$ é a corrente no atuador. A potência média (P_a) pode ser então obtida calculando a média da potência instantânea durante n períodos,

$$P_a = \frac{1}{nT}\int_0^{nT} V(t).I(t)d(t). \quad \textbf{(2.3)}$$

Geralmente a forma de onda da tensão é obtida a partir de uma ponta de medição de alta tensão. Um exemplo, é a ponta de medição da $Tektronix$ modelo $P6015A$ que tem sido usada em diversos estudos como Dong et al. [68], Do et al. [164] e Enloe et al. [58]. A forma de onda da corrente pode ser medida a partir de dois métodos diferentes: Medição da corrente usando uma resistência, ou medição da corrente a partir de uma bobine indutiva. A figura 2.10 mostra esquematicamente estas duas técnicas de medição:

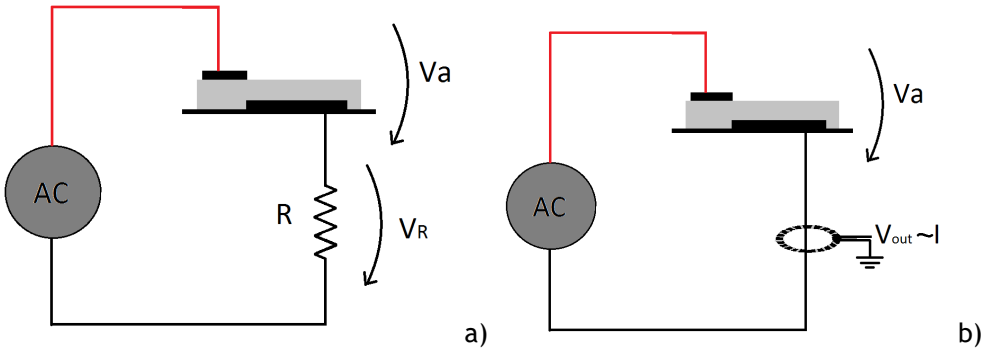


Figura 2.10: Esquemas das técnicas de medição de potência a partir da corrente elétrica a) método da resistência b) método da bobine indutiva.

Na técnica de medição da corrente a partir de uma resistência, tal como o nome indica, recorre-se a uma resistência fixa de valor R que é colocada em série entre o elétrodo coberto e o terra da fonte. Nesta situação, a tensão aos terminais da resistência pode ser facilmente medida uma vez que apresenta valores suficientemente baixos que permitem a sua medição a partir de instrumentos convencionais. A partir da forma de onda obtida nos terminais da resistência e recorrendo à lei de Ohm ($I_r = V_r/R$), obtém-se a forma de onda da corrente na resistência que será igual à corrente no atuador ($I_r = I_a$) uma vez que estes dois elementos se encontram ligados em série. Geralmente, são utilizadas resistências com valores compreendidos entre 1 e 100 Ohms, valores estes que são relativamente baixos quando comparados com a impedância do atuador a plasma. Este método foi já anteriormente utilizado em estudos sobre atuadores a plasma DBD e exemplo disso são os estudos de Kotsonis and Veldhuis [4], Kotsonis et al. [165], e de Moreau et al. [115].
Um outro método, também muitas vezes utilizado em estudos de atuadores a plasma DBD, é a medição da forma de onda da corrente a partir de uma ponta de medição baseada numa bobina de *Rogowski*. Neste tipo de pontas de medição as mais usadas pela comunidade científica são as *Pearson Electronics* variando entre modelos como o 2100 ou o 6585. Durscher et al. [166], Ferry [7] e Zito et al. [167] são exemplos de estudos nos quais os autores fizeram uso de pontas de medição de corrente baseadas em bobinas *Rogowski*.

2.5.1.2 Medição da potência a partir da carga elétrica

Neste método de medição, a potência é calculada a partir da carga elétrica, sendo que esta é medida recorrendo a um condensador. Assim sendo, um condensador com uma capacidade conhecida é colocado em série entre o elétrodo coberto do atuador e o terra da fonte de alimentação criando deste modo um divisor de tensão AC. A figura 2.11 esquematiza a ligação que se efetua para medição de potência a partir da carga elétrica.
Neste método utiliza-se um condensador que apresente uma capacidade muito maior que a capacidade do atuador a plasma sem descarga (sendo esta capacidade chamada de capacidade a frio). Assim sendo, costumam usar-se condensadores com capacidades compreendidas entre

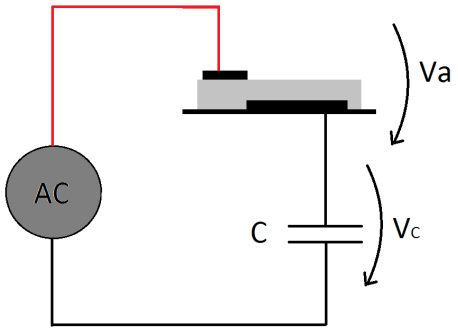


Figura 2.11: Esquema da técnica de medição de potência a partir da carga elétrica.

os $10\ nF$ e os $330\ nF$ (a capacidade de um atuador a plasma encontra-se numa gama de $5\ pF$ a $200\ pF$). A capacidade do condensador deve ser constante perante a tensão e frequência de operação do atuador a plasma DBD. Usando este método, a tensão nos terminais do condensador é suficientemente baixa sendo possível a sua medição a partir de equipamentos convencionais de laboratório. Assim, a carga instantânea do condensador é dada por,

$$Q_e(t) = C.V_c(t). \quad (2.4)$$

Onde C representa a capacidade do condensador e V_c a diferença de potencial aos terminais do condensador. A corrente no condensador pode ser obtida pela equação,

$$I_c(t) = C.\frac{\partial V_c(t)}{\partial t}. \quad (2.5)$$

Uma vez que o condensador se encontra em série com o atuador a corrente que atravessa o condensador é igual à corrente no atuador ($I_c = I_a$). Deste modo a potência instantânea dissipada pelo atuador pode ser obtida pela equação,

$$P(t) = V_a(t).I_a(t) = V_a(t).C\frac{\partial V_c(t)}{\partial t}. \quad (2.6)$$

Onde V_a representa a tensão aos terminais do atuador e I_a a corrente no atuador. A potência média durante n períodos é dada pela equação,

$$P_a(t) = \frac{1}{nT}\int_0^{nT} V_a(t).C\frac{\partial V_c(t)}{\partial t}dt = \frac{1}{nT}\int_0^{nT} V_a.CdV_c. \quad (2.7)$$

O estudos realizados por Pul [40], Hoskinson [168], Poon [169] e Pons et al. [170] são exemplos de estudos que recorreram a esta técnica de medição de potência.

2.5.2 Técnicas de visualização do escoamento induzido

No que diz respeito a atuadores a plasma as técnicas de visualização de escoamento apresentam grande utilidade uma vez que são técnicas não-intrusivas e geralmente não apresentam grandes dificuldades de implementação devido à elevada interferência eletromagnética. A visualização do escoamento induzido por atuadores a plasma tem sido analisada em alguns estudos, sendo

geralmente realizada com recurso a laser e partículas marcadoras ou com recurso a um sistema *Schlieren*. A visualização com recurso a laser é geralmente realizada num ambiente escuro e consiste na utilização de um laser, que funciona como única fonte de luz, e gera um plano de luz de elevada intensidade que define a região de visualização de escoamento. São utilizadas partículas marcadoras de escoamento, geralmente partículas de fumo, que sejam bastante leves de modo a descrever de maneira fiável o comportamento do escoamento sem alterar as suas propriedades. As partículas devem apresentar excelentes propriedades refletoras de modo a que a luz proveniente do laser, que incide sobre elas, seja eficazmente refletida e captada pela câmara. Usa-se então uma câmara com capacidade de captura de imagens de alta velocidade para proceder à aquisição das imagens de visualização de escoamento. No que diz respeito ao estudo de atuadores a plasma, estes esquemas de visualização de escoamento têm sido usados para análise do escoamento induzido pelo atuador em condições de ar quiescente [171] ou em aplicações de controlo de escoamento [172].

Por sua vez, a visualização do escoamento induzido por um atuador a plasma a partir de um sistema *Schlieren* já envolve uma maior complexidade. A técnica de visualização *Schlieren* é uma técnica não-intrusiva baseada na manipulação de luz através de um meio transparente, o que permite visualizar gradientes de densidade. A base física deste método deriva da lei de Snell-Descartes, que diz que a luz desacelera quando interage com matéria. A luz quando viaja através de um meio homogéneo fá-lo de maneira uniforme, a uma velocidade constante, mas quando encontra um meio não-homogéneo, como um fluido em movimento, a luz é refratada e defletida do seu caminho inicial [173–175]. Na literatura podem-se encontrar diferentes configurações de sistemas *Schlieren*, contudo o principio de funcionamento de todas as possíveis configurações experimentais é igual. Tal como representado na figura 2.12, uma fonte de luz é apontada e focada para uma lente L1, que forma um feixe de raios de luz retos e paralelos. Este feixe de luz atravessa a secção de testes, na qual se encontra o objeto de fase que cria inomogeneidades no meio, que por conseguinte alteram a trajetória dos raios de luz que as atravessam. Posteriormente, o feixe de raios de luz é focado por intermédio de uma segunda lente L2, de modo a convergir para um determinado ponto focal, no qual atua uma lâmina. A função desta lâmina passa por obstruir a passagem dos raios refratados em uma determinada direção, sendo que o feixe de raios de luz é consequentemente expandido e focado num sensor ou plano de projeção.

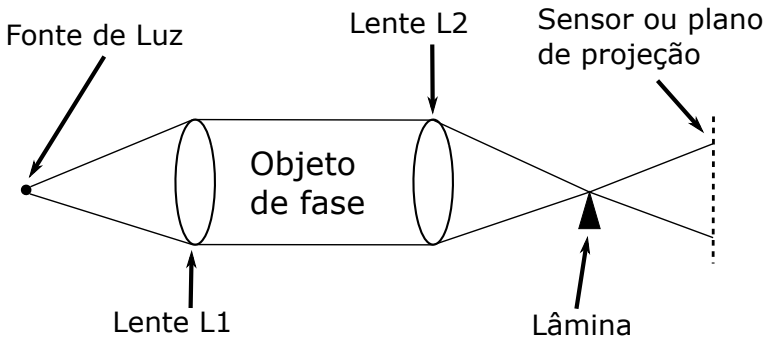


Figura 2.12: Esquema típico de um sistema ótico de *Schlieren* baseado em lentes.

No que diz respeito ao estudo de atuadores a plasma, estes esquemas convencionais de *Schlieren* têm sido utilizados para análise do escoamento induzido pelo atuador em condições de ar quiescente [176–179], para análise da própria descarga de plasma [180] ou em aplicações de controlo de escoamento [181].

2.5.3 Técnicas experimentais para medição da força induzida por um atuador a plasma DBD

Tal como já foi explicado os atuadores a plasma do tipo DBD transferem uma determinada quantidade de movimento para o ar neutro adjacente. O efeito da transferência de quantidade de movimento proporcionada ao ar ionizado na presença de um campo elétrico, pode ser modelado por intermédio de uma força mássica (*body force*). Segundo Enloe et al. [53] e Corke & Post [126] esta força é proporcional à amplitude da tensão AC e ao volume de plasma, e é um vetor que segue o gradiente do campo elétrico. Deste modo, esta força por volume de plasma é um vetor cujo módulo é dado pela expressão,

$$F_B = \left(-\frac{\varepsilon_0}{\lambda_D^2} \phi_e \right) \vec{E}. \quad (2.8)$$

Em que ε_0 é a permissividade do vácuo, ϕ é o potencial elétrico, λ_D é o comprimento de *Debye* e $\vec{E}$ o vetor campo elétrico que é dado por:

$$\vec{E} = -\vec{\nabla}\phi_e. \quad (2.9)$$

Segundo Chen [182] o comprimento de *Debye* é dado por,

$$\lambda_D = \left(\frac{\varepsilon_0 K T_e}{n e^2} \right)^{1/2}. \quad (2.10)$$

Em que K é a constante de Stefan-Boltzmann, T_e a temperatura dos eletrões, n o número de partículas e e a carga de um eletrão. De modo a caracterizar esta quantidade de movimento transmitida ao ar adjacente alguns estudos focaram-se na sua quantificação a partir de técnicas experimentais. Uma das técnicas mais usadas na literatura consiste na medição direta da força utilizando uma balança de precisão ou uma célula de carga. Para isso, monta-se um atuador a plasma numa placa com um suporte em cima de uma balança de precisão de modo a que a força induzida pelo atuador seja perpendicular à superfície da balança. Tendo em conta o peso do atuador e do seu suporte, a balança fornece o valor da força exercida pelo atuador sobre ela mesma, força esta que segundo a terceira lei de Newton é igual e oposta à força total que o atuador exerce sobre o ar adjacente. Esta técnica experimental foi utilizada em diversos estudos como Durscher & Roy [183], Abe et al. [184], Opaits et al. [185]. Nestes estudos os autores reportaram que para que esta técnica funcione sem problemas, a balança de precisão tem de ser isolada com uma gaiola de Faraday, pois os atuadores a plasma produzem elevado ruído eletromagnético que afeta o funcionamento das balanças de precisão. Outros estudos como os de Gregory et al. [186] e Ferry [7], recorreram também a uma balança para medição da força exercida pelo atuador sobre o escoamento, no entanto, não realizaram uma medição direta da força gerada pelo atuador. Estes autores montaram o atuador numa haste móvel sobre um eixo, e o atuador foi montado na ponta da haste de maneira a que a força exercida pelo atuador seja amplificada mecanicamente. Assim, pretende-se por este método realizar a medição de uma força com um valor mais elevado de maneira a reduzir o erro associado à medição. Porter et al. [56] conduziram um estudo de elevado interesse no que diz respeito a técnicas para medição da força induzida por atuadores a plasma do tipo DBD. Uma das técnicas utilizadas

consiste na medição experimental do impulso produzido pelo atuador a partir de um sistema de medição baseado num pêndulo. O atuador a plasma é aplicado no pêndulo de maneira a que a força induzida pelo atuador a plasma se reflita no deslocamento do pêndulo. Assim, de modo a obter a força média exercida pelo atuador, apenas precisam medir o deslocamento do pêndulo. Este deslocamento é obtido a partir de um apontador laser que é colocado na extremidade do pêndulo, e de uma célula fotoelétrica que é colocada por baixo do pêndulo. Deste modo, o laser é deslocado devido à força média transferida pelo atuador, e este deslocamento é obtido a partir da célula fotoelétrica cujo sinal de saída varia com a variação de posição do laser. Outra técnica utilizada neste estudo consistiu em medir temporalmente a força produzida por um atuador a plasma DBD a partir de um acelerómetro. Os autores montaram o atuador num corpo circular de modo a que a força exercida pelo atuador se localize num raio especifico do acelerómetro, que por sua vez se encontra montado no centro do atuador. Uma solução também utilizada neste estudo, bem como em outros estudos como Kotsonis et al. [165] e Hoskinson et al. [187], passa por calcular a força induzida no escoamento a partir da medição da velocidade induzida ao escoamento adjacente. A velocidade induzida por um atuador a plasma DBD pode ser medida por diferentes técnicas experimentais que serão apresentadas nas subsecções seguintes.

2.5.4 Cuidados a ter na medição de velocidades com tubo de Pitot em atuadores a plasma

A técnica de medição da velocidade de escoamento através de um tubo de Pitot é uma técnica bem conhecida e bastante utilizada na área da mecânica dos fluidos. Esta técnica é de elevada simplicidade baseando-se na medição da pressão de estagnação e da pressão estática do escoamento e, a partir da equação de Bernoulli, temos que a velocidade é dada por $U = \sqrt{(2(p_2 - p_1))\rho_{ar}}$, onde p_2 é a pressão de estagnação, p_1 é a pressão estática e ρ_{ar} a massa volúmica do ar. Moreau et al. [115], Huang & Zhang[18] e Bernard et al. [188] são exemplos de estudos que recorreram à técnica de medição de velocidade a partir de um tubo de Pitot. No entanto, apesar da simplicidade desta técnica, a sua utilização na medição da velocidade do escoamento induzido por atuadores a plasma apresenta algumas contrariedades que têm de ser ultrapassadas. O escoamento induzido por um atuador a plasma atua principalmente na zona junto à superfície, sendo que as velocidades deste pequeno jato de parede são apenas mensuráveis até alguns milímetros de distância da superfície. Como tal, é necessário utilizar-se um tubo de Pitot de dimensões bastante reduzidas, o que por vezes se torna difícil de encontrar no mercado. Por exemplo, no estudo conduzido por Porter et al. [56] os autores utilizaram um tubo de Pitot com um diâmetro de $0,625\ mm$. Outra contrariedade é o material do tubo de Pitot. A maioria dos tubos de Pitot encontrados no mercado são fabricados em aço galvanizado. Este tipo de tubos de Pitot podem ser utilizados, no entanto, uma vez que são feitos em metal, estes tubos não podem ser introduzidos na região de formação de plasma ou demasiado perto desta região, devido ao perigo de formação de arco entre o elétrodo exposto e o tubo de Pitot, alterando assim as propriedades da descarga de plasma. Alguns autores ultrapassaram este problema usando tubos de Pitot feitos em vidro [115, 188]. Outra dificuldade deste tipo de medição em atuadores a plasma, deve-se ao facto das velocidades de escoamento induzido serem baixas e, como tal, é necessário um equipamento de medição de pressões diferenciais de elevada precisão, de preferência com uma resolução de $\pm\ 1\ Pa$, equipamentos estes que geralmente são dispendiosos. Por fim, tendo em vista a obtenção de perfis de velocidade, é necessário um sistema com um micrómetro de elevada precisão que permita a medição do deslocamento do tubo de Pitot de uma maneira bastante precisa. A técnica de medição de velocidades com tubo

de Pitot foi utilizada no presente trabalho, tendo-se revelado muito útil na obtenção de perfis de velocidade do escoamento induzido por atuadores a plasma DBD.

2.5.5 Medição de velocidade induzida pelo atuador a partir de anemómetria por fio quente

Outra técnica experimental, usada em diversos estudos de atuadores a plasma, é a técnica de anemómetria por fio-quente. Este tipo de medição baseia-se no uso de uma sonda fio-quente que, basicamente, consiste num filamento eletricamente aquecido cuja resistência depende da temperatura deste, e que fica exposto ao escoamento cuja velocidade se pretende medir. Este filamento encontra-se ligado a um circuito eletrónico que monitoriza a sua variação de resistência elétrica devido à sua exposição ao escoamento e, a partir de uma relação entre a variação de resistência com a velocidade, permite obter a velocidade do escoamento a que se encontra exposto. O funcionamento destes sensores de fio quente requer eletrónica especifica pois a corrente de aquecimento do fio tem de ser regulada e o sinal do sensor tem de ser amplificado. Assim, as propriedades do sensor, a regulação elétrica e o sistema de amplificação apresentam grande influência no sinal medido e, como tal, a calibração deve ser realizada com todo o equipamento de medição completo. A formula para a potência elétrica pelo qual se rege o funcionamento dos dispositivos de fio quente começou por ser introduzida por King [189] e é dada por,

$$I^2.R_s = (T_s - T_F).(A + B.w)^{0,5}. \quad \textbf{(2.11)}$$

Na qual I é a corrente no sensor, R_S é a resistência do fio quente, T_S é a temperatura do sensor, T_F é a temperatura do fluido, A e B são constantes que dependem de restrições físicas e w a velocidade do escoamento na camada perpendicular ao fio. Como tal, a potência depende da diferença de temperatura entre o fio e o fluido, bem como da velocidade do escoamento. Os estudos conduzidos por Vernet et al. [190], Yamada et al. [191], Jukes et al. [70] e Huang [192] são exemplos de estudos em que esta técnica foi aplicada com sucesso permitindo obter velocidades do escoamento induzido por atuadores a plasma.

2.5.6 Medição de velocidade induzida pelo atuador através de velocimetria por laser *Doppler*

De maneira semelhante à técnica do tubo de Pitot, esta técnica apenas mede a velocidade num ponto, pelo que deve ser colocada num ponto em que a velocidade seja muito próxima da velocidade média do escoamento. A velocimetria a partir de laser *Doppler* é uma técnica que também tem sido utilizada em diversos estudos. LDV é uma técnica de medição não intrusiva que recorre à introdução de partículas marcadoras no escoamento para, a partir destas, calcular a velocidade instantânea do escoamento. As partículas marcadoras devem ser suficientemente pequenas para que acompanhem o escoamento e não alterem as suas propriedades. Devem também apresentar uma boa capacidade de reflexão da luz incidente. O laser é utilizado para gerar dois feixes de luz com uma frequência fixa iluminando as partículas que acompanham o escoamento, tal como demonstra a figura 2.13. Estes dois feixes cruzam-se e originam franjas de interferência. Quando as partículas atravessam estas franjas criam um efeito de *Doppler* na frequência do feixe que é quantificado por um foto-detetor e que é diretamente proporcional

à sua velocidade.

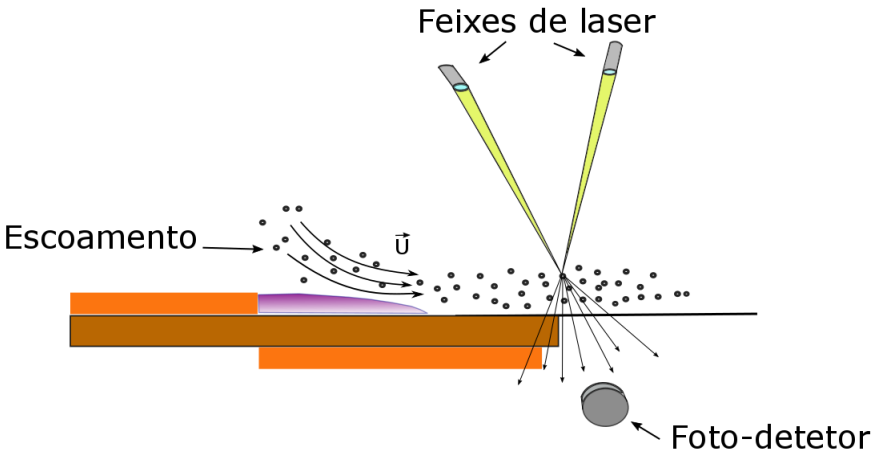


Figura 2.13: Esquema da técnica de velocimetria a partir de um laser *Doppler*.

Os estudos desenvolvidos por Vernet [193], Greenblatt et al. [194] e Forte et al. [61] são exemplo de estudos em que a técnica de laser *Doppler* foi usada para cálculo de velocidades do escoamento induzido.

2.5.7 Técnica de velocimetria por imagens de partículas

A técnica de medição PIV permite obter o campo de velocidades de um determinado escoamento a partir do deslocamento de partículas que descreve fidedignamente o comportamento desse mesmo escoamento. O deslocamento das partículas é obtido a partir da análise de duas imagens que são capturadas em instantes consecutivos de tempo. Assim, neste tipo de medição são colocadas partículas marcadoras no escoamento, e este é iluminado com uma única fonte de luz, tal como é representado na figura 2.14.
A fonte de luz deve formar um plano de luz com uma intensidade luminosa constante em toda a área iluminada e deve ainda ser suficientemente forte para que, quando as partículas marcadoras atravessem o plano de luz, estas reflitam a luz incidente tornando-se identificáveis. Recorre-se então, a câmaras de alta velocidade de modo a realizar uma captura de um par de imagens consecutivas e recorre-se a um software de análise PIV para identificar os deslocamentos das partículas entre o par de imagens capturado. Sabendo o deslocamento que as partículas apresentam nas duas imagens e sabendo os instantes em que as imagens foram capturadas, a velocidade das partículas pode ser facilmente obtida pela relação que se apresenta na equação,

$$\vec{U}_p = \frac{\Delta\vec{r}}{\Delta t}. \quad (2.12)$$

Em que $\vec{U}_p$ é o vetor velocidade de cada partícula, $\Delta\vec{r}$ é o vetor deslocamento de cada partícula e Δt é o intervalo de tempo entre um par de imagens. Para a obtenção do campo de velocidades é usado um *software* de análise PIV. Este *software* analisa cada uma das áreas de interrogação, que correspondem a divisões da área de medição total, e calcula um vetor médio da velocidade das partículas em cada uma destas áreas. Assim quanto mais pequenas forem as áreas de interrogação maior será a resolução do campo de velocidades final, no entanto, cada uma das áreas

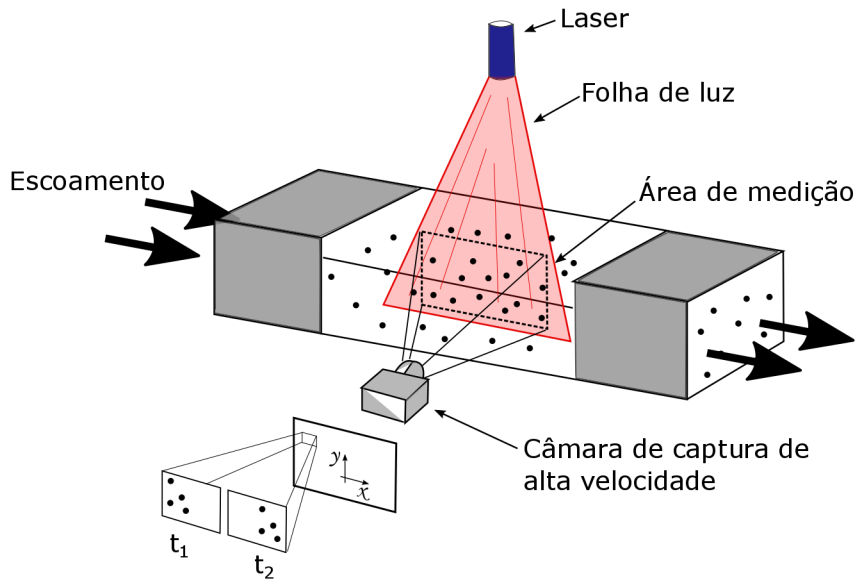


Figura 2.14: Esquema do funcionamento da técnica PIV.

de interrogação tem de ter um tamanho grande o suficiente de modo a que esta lhe permita uma descrição correta da velocidade do escoamento [195–198].

A grande vantagem desta técnica em relação às técnicas apresentadas anteriormente reside no facto das medições PIV permitirem obter um campo de velocidades do escoamento, e não apenas uma velocidade num determinado ponto do escoamento. As técnicas de medição PIV têm demonstrado ser muito úteis na análise do escoamento induzido por atuadores a plasma, tal como demonstraram os estudos desenvolvidos por Whalley & Choi [199], Pul [40] e Jukes & Choi [200].

2.5.7.1 Partículas marcadoras de escoamento para análises PIV

A escolha das partículas marcadoras é uma tarefa fundamental para a obtenção de medições PIV de qualidade. As partículas marcadoras têm de ser partículas que não perturbem as características do escoamento, pois só assim é que o comportamento das partículas marcadoras reflete na íntegra o comportamento do escoamento. Para além disso, as partículas marcadoras devem permitir uma boa reflexão da luz incidente para que sejam bem identificáveis quando atravessam o plano de luz. Uma vez que as partículas marcadoras são partículas aproximadamente esféricas e de pequenas dimensões, segundo a lei de Stokes, sabe-se que a velocidade que o escoamento induz nestas partículas é dada pela equação,

$$\vec{U_p} = a d_p^2 \frac{\rho_p - \rho_f}{18\mu_f}. \quad (2.13)$$

Em que a representa a aceleração do fluido, d_p o diâmetro da partícula marcadora, ρ_p a massa específica da particula, ρ_f a massa específica do fluido e μ_f a viscosidade dinâmica do fluido [201]. Tal como indica a equação 2.13 a escolha das partículas marcadoras deve ser feita tendo em conta a massa específica do fluido do escoamento e a massa específica das partículas marca-

doras, pois se estas massas específicas não forem semelhantes o escoamento perde a capacidade de indução de velocidade nas partículas. Outro fator fundamental para a realização de medições PIV com qualidade é a densidade de partículas por imagem. Quando existe uma baixa densidade de partículas marcadoras por imagem é possível identificar-se as partículas individualmente, no entanto a analise de escoamento com base nesta densidade de partículas apenas pode ser realizada por métodos de rastreamento, como técnicas de análise "PTV" (*Particle Tracking Velocimetry*). Quando temos uma densidade média de partículas marcadoras é possível identificar bem as partículas individualizadas, apesar de não ser possível realizar uma análise visual sobre o par de imagens. Este tipo de densidade de partículas marcadoras é o requerido para a aplicação de técnicas de análise PIV. Se as imagens apresentarem uma elevada densidade de partículas marcadoras torna-se impossível detetar as partículas de forma individualizada pois, devido à elevada densidade, as partículas sobrepõem-se. Neste tipo de situação torna-se impossível a realização de uma análise PIV correta [202, 203].

2.5.7.2 Fontes de luz para medições PIV

Para gerar o plano de luz que define a área de medição, são comummente utilizados lasers pois estes têm a capacidade de emitir uma luz monocromática com uma grande densidade de energia. A partir de um feixe de luz de um laser pode-se produzir facilmente uma folha planar de luz, que permitirá definir o plano de análise PIV do escoamento. Uma grande vantagem da utilização dos lasers passa por estes poderem funcionar de forma contínua ou pulsada. O funcionamento em modo pulsado apresenta grande utilidade para a realização de medições PIV, pois a partir deste tipo de funcionamento podem realizar-se medições PIV em curtíssimos períodos de tempo, permitindo deste modo a análise de escoamentos com velocidades mais elevadas. A duração dos pulsos de laser pode atingir cerca de alguns nano-segundos, intervalos de tempo estes que são obtidos a partir de descargas de energia armazenadas no banco de condensadores. Com este mecanismo os lasers tornam-se fontes de luz ideais para medições PIV, pois eles armazenam e fornecem toda a sua potência no instante exato que se pretende [197].

2.5.7.3 Captura e análise das imagens

Geralmente a captura de imagens é realizada a partir de câmaras digitais, uma vez que estas permitem captar imagens com elevada resolução em intervalos de tempo muito curtos. Mais que isso, a maioria das câmaras ainda disponibilizam instantaneamente as imagens obtidas fornecendo deste modo um *feedback* instantâneo da aquisição. As câmaras digitais de análise PIV são na generalidade baseadas em três tipos de sensores: CCD (*Charge Couple Device*), CID (*Charge Injection Device*) ou CMOS (*Complementary Metal-Oxyde-Semiconductor*).
Atualmente as câmaras CCD são as mais utilizadas em análises PIV pois oferecem duas vantagens de grande importância: apresentam maior resolução espacial e são constituídas por uma arquitetura eletrónica que permite dois registos de imagens espaçados temporalmente por microsegundos. Para além disso, são geralmente construídas com um obturador eletrónico o que permite eliminar vibrações e atrasos que poderiam acontecer no caso de recorrerem a obturadores mecânicos automáticos. As câmaras digitais com tecnologia CMOS apresentam o problema de não conseguirem transferir a imagem de todos os pixeis do sensor no mesmo instante, o que leva a que deformem as imagens ligeiramente devido ao atraso. Por essa razão não são geralmente tão recomendadas para efetuar análises PIV [202]. Tal como já foi referido, a análise do campo de vetores velocidade é realizada por janelas de interrogação. Assim a resolução espacial de

medição é determinada pelas dimensões das janelas de interrogação. Ou seja, quanto menores forem as janelas de interrogação maior será o número de vetores velocidades obtidos por par de imagem. A análise também pode ser realizada com janelas de interrogação adjacentes entre elas ou então com janelas de interrogação que se sobrepõem parcialmente. Quando se recorre a uma análise com janelas de interrogação parcialmente sobrepostas consegue-se obter uma maior resolução espacial uma vez que será analisado um maior número de janelas por par de imagem. O método atualmente mais utilizado no processamento das imagens PIV é o método de *cross-correlation*. Neste método a primeira e a segunda imagem que foram captadas em instantes consecutivos são guardadas separadamente e, posteriormente, processadas. Outro método de processamento de imagens PIV é o método de *auto-correlation*. Neste segundo método, uma única imagem apresenta as duas exposições que se pretendem analisar, diferentemente do primeiro em que cada imagem apresenta uma única exposição. O método *auto-correlation* apresenta algumas complicações sendo que por isso não é tão usual. Em ambos os métodos o deslocamento é obtido pela determinação do pico de correlação, tal como se verifica pela imagem 2.15.

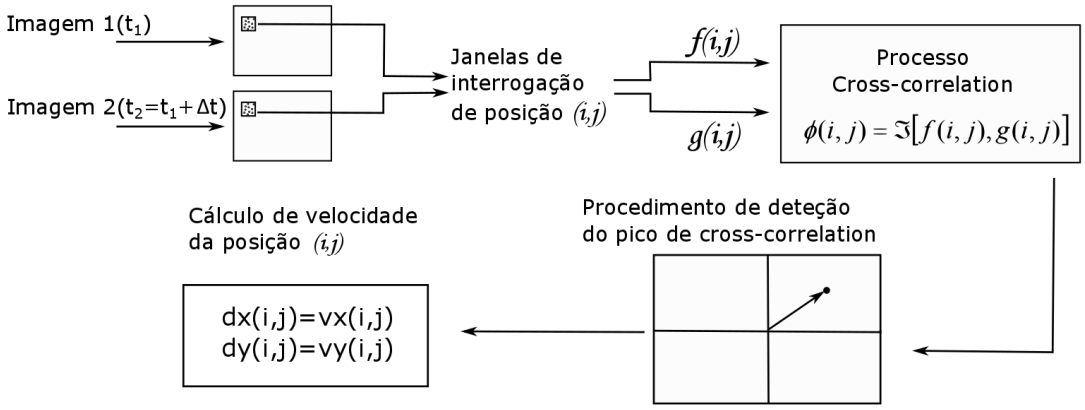


Figura 2.15: Esquema do processamento de dados utilizando o método *cross-correlation* com um algoritmo FFT.

Como se pode verificar pela figura 2.15, cada uma das imagens capturadas inicialmente, é analisada por intermédio de pequenas janelas de interrogação. Desta análise resultam as funções $f(i,j)$ e $g(i,j)$ as quais são utilizadas no processo de *cross-correlation*. Neste esquema exemplifica-se a utilização de um algoritmo FFT (*Fast Fourier Transform*), no entanto também pose ser utilizado um algoritmo DCC (*Direct Cross-Correlation*). Deste procedimento resulta uma distribuição *cross-correlation* com o domínio de pixéis das janelas de interrogação, e que apresentam um pico dominante que corresponde ao deslocamento das partículas designado por $[dx(i,j), dy(i,j)]$. A análise termina quando o deslocamento $[dx(i,j), dy(i,j)]$ é convertido em velocidade, a partir dos parâmetros de calibração. Esta técnica é utilizada no decorrer da presente tese.

2.5.8 Espectrometria de emissão ótica (OES)

O recurso a espectrometria de emissão ótica permite obter informação sobre a intensidade de luz em função do comprimento de onda ou frequência. O espectrómetro recebe os fotões provenientes dos átomos do plasma que são excitados e retornam ao seu equilíbrio eletrónico. Cada

fotão libertado pelos átomos não excitados apresenta um comprimento de onda único e uma energia também única que é especial do seu elemento de origem. Os fotões são recebidos e transmitidos ao espetrómetro por um cabo sensor de fibra ótica, sendo que assim que o espectrómetro os recebe, os fotões são organizados como uma série de valores de intensidade com específicos comprimentos de onda e energia. Utilizando então um programa informático associado ao espectrómetro, os valores de intensidade, comprimento de onda e energia são associados a elementos atómicos específicos e aos seus níveis de ionização. Posteriormente, esta informação recolhida através de espectrometria de emissão ótica pode ser utilizada para calcular a temperatura e as densidades do plasma [204]. Uma dificuldade no uso desta técnica é que para a sua realização é necessária emissão de luz suficiente para deteção de espécies excitadas e, como tal, não permite obter informação sobre o plasma para condições em que a emissão de luz é muito baixa ou inexistente [205]. Os estudos conduzidos por Kuhn et al. [206], Biganzoli et al. [207] e Shin et al. [208] são exemplos de estudos na qual os autores fizeram uso de espectrometria de emissão ótica para caracterizar atuadores a plasma. Estudos como estes foram de elevado interesse para o presente trabalho na medida em que, tal como será explicado na secção 3.3.2, contêm informação que permitiu realizar a escolha de um filtro de luz passa-banda para realização de medições PIV.

2.5.9 Técnicas de medição por termografia de infravermelhos

Termografia de infravermelhos é uma técnica não-intrusiva que permite detetar a energia infravermelha emitida por um objeto e convertê-la em temperatura. Assim, esta técnica permite mapear uma determinada superfície e obter o respetivo campo de temperaturas. Qualquer corpo com uma temperatura acima de zero absoluto emite radiação eletromagnética a partir da sua superfície, que é proporcional à quarta potência da sua temperatura intrínseca. Parte desta radiação intrínseca é radiação na gama infravermelha, radiação esta que pode ser usada para medir a temperatura de um corpo. Mas para isso é essencial saber a emissividade do material cuja temperatura pretendemos saber. A descarga de plasma consiste num material não uniforme contendo diversas regiões filamentares e, como tal, a emissividade do plasma irá variar ao longo da área de descarga, tornando impossível a realização de uma medição de temperaturas precisa. No entanto, sabemos que após alguns minutos de funcionamento as temperaturas da superfície dielétrica serão muito próximas das temperaturas do plasma. Como tal, o atuador é colocado em funcionamento durante alguns minutos e a medição é realizada imediatamente após a descarga de plasma ser desligada. Deste modo, utiliza-se a emissividade do material dielétrico, e obtêm-se as temperaturas da superfície dielétrica. Tendo em conta que esta superfície dielétrica mantém contacto direto com a descarga de plasma, esta medição permite-nos ter uma aproximação do campo de temperaturas da descarga de plasma. Os estudos conduzidos por Tirumala et al. [73] e Joussot [71] são exemplos de estudos que recorreram a técnicas de termografia por infravermelhos para análise do campo de temperaturas de atuadores a plasma. No entanto, durante o presente estudo verificou-se que as análises termográficas existentes na literatura foram sempre realizadas para condições de ar quiescente. Perante este contexto, na presente tese, utilizaram-se técnicas de termografia por infravermelhos para análise de atuadores a plasma sob influência de um escoamento externo, tópico este que ainda não havia sido abordado na literatura e que se aproxima das condições reais de aplicação destes dispositivos.

2.6 Métodos analíticos para análise do comportamento de atuadores a plasma.

Na presente secção iremos apresentar dois métodos analíticos que tiveram grande utilidade no presente trabalho. O primeiro refere-se ao cálculo da potência mecânica transferida ao escoamento por um atuador a plasma. Este parâmetro é de elevado interesse na medida em que comparando a potência mecânica com a potência elétrica podemos analisar o rendimento de um determinado atuador a plasma. O segundo modelo analítico permite-nos obter a potência dissipada na camada dielétrica. Este parâmetro apresentou também elevado interesse no presente estudo na medida em que permitiu ter uma noção da potência que é libertada em calor por efeito de histerese dielétrica e a potência que é dissipada na formação de plasma.

2.6.1 Dinâmica de fluidos em atuadores a plasma para quantificação analítica da potência mecânica.

De modo a quantificar a potência transferida pelos atuadores para o ambiente adjacente, fez-se uso de um método analítico já previamente utilizado nos estudos conduzidos por Pons et al. [170] e Erfani et al. [97]. Para quantificarmos a potência mecânica transferida para o ar adjacente pelo atuador vamos considerar o esquema da figura 2.16.

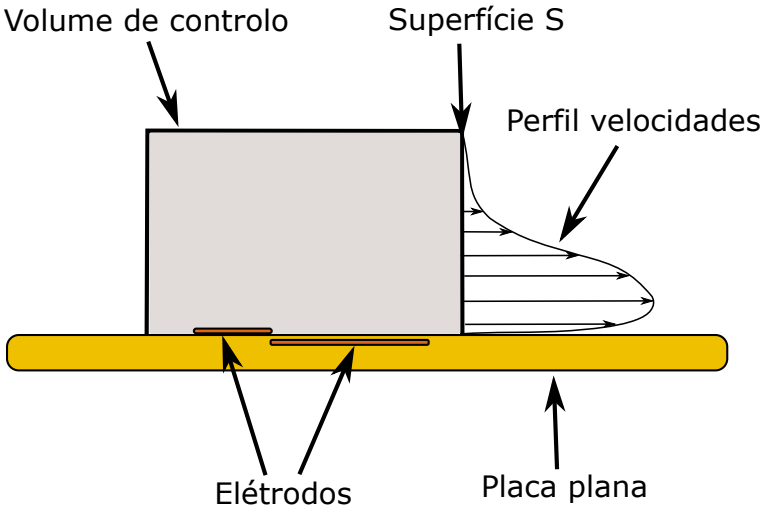


Figura 2.16: Esquema de atuador a plasma para análise da potência mecânica.

Considerando o esquema da figura 2.16 podemos escrever a equação da conservação da energia para o um volume de controlo,

$$\rho\frac{d}{dt}(\frac{1}{2}u^2) = -\vec{u}.\vec{\nabla}p + \rho\vec{g}.\vec{u} + \vec{u}.(\vec{\nabla}.\vec{\tau}) = T_{hr}. \quad (2.14)$$

Na qual o termo da esquerda é a taxa de variação de energia cinética por volume, o primeiro termo da direita é a taxa de trabalho proveniente das forças de pressão por unidade de volume e unidade de tempo, o segundo termo da direita é a taxa de trabalho feito pelas forças mássicas por unidade de volume e tempo e o último termo é a taxa de trabalho proveniente das forças viscosas por unidade de volume e tempo. Se derivarmos vem que,

$$\rho\frac{d}{dt}(\frac{1}{2}u^2) = \frac{\partial}{\partial t}(\frac{1}{2}\rho u^2) + \vec{\nabla}.(\frac{1}{2}\rho u^2\vec{u}). \quad (2.15)$$

Considerando um caso estacionário podemos integrar para um volume V_o, assim temos

$$\int_{V_o} \vec{\nabla}.(\frac{1}{2}\rho u^2\vec{u})dV_o = \int_{V_o} T_{hr}dV_o. \quad (2.16)$$

Aplicando o teorema de Green-Ostrogradsky temos que,

$$\int_{V_o} \vec{\nabla}.(\frac{1}{2}\rho u^2\vec{u})dV_o = \int_{S} \frac{1}{2}\rho u^2\vec{u}.\vec{n}dA. \quad (2.17)$$

Portanto,

$$\int_{S} \frac{1}{2}\rho u^2\vec{u}.\vec{n}dA = \int_{Vo} T_{hr}dV_o. \quad (2.18)$$

A partir do qual podemos concluir que a energia cinética libertada do volume de controlo através da superfície de controlo é igual à potência das forças que atuam no volume de controlo. Assim sendo, a potência mecânica que leva à indução do escoamento pode ser dada pelos perfis de velocidade de escoamento induzido, sendo que,

$$P_m = \int_{y=0}^{y=ymax} \frac{1}{2}\rho l u^2\vec{u}.\vec{n}dy \quad (2.19)$$

Na qual l representa o comprimento do atuador e $ymax$ o valor de y para o qual a velocidade já é nula. A potência mecânica permite-nos então ter noção da potência despendida pelo atuador para induzir o escoamento. Como tal, este parâmetro permite-nos calcular o rendimento mecânico do atuador,

$$\eta_{mec} = \frac{P_m}{P_{el}} \times 100\%. \quad (2.20)$$

Na qual P_{el} representa a potência elétrica consumida pelo atuador.

2.6.2 Quantificação analítica de perdas por histerese dielétrica.

De modo a quantificarmos a potência dissipada sob a forma de calor na camada dielétrica, utilizámos um método analítico, já previamente utilizado em Roth et al. [67], e que permite quantificar a potência elétrica dissipada pelo fenómeno de histerese dielétrica. Tal como explicado em Kraus [209], a principal causa de perdas de energia num dielétrico é originada por um fenómeno de histerese dielétrica. Nos dielétricos considerados bons isolantes, a condução de corrente direta pode ser desprezada. No entanto, quando temos um corrente alternada considerável, em fase com o campo elétrico, esta deve ser tida em conta devido ao fenómeno de histerese dielétrica. A histerese dielétrica é um fenómeno bastante semelhante ao fenómeno

de histerese ferromagnética, ou seja, o sistema tem tendência a conservar as suas propriedades na ausência de um estímulo que as gerou.

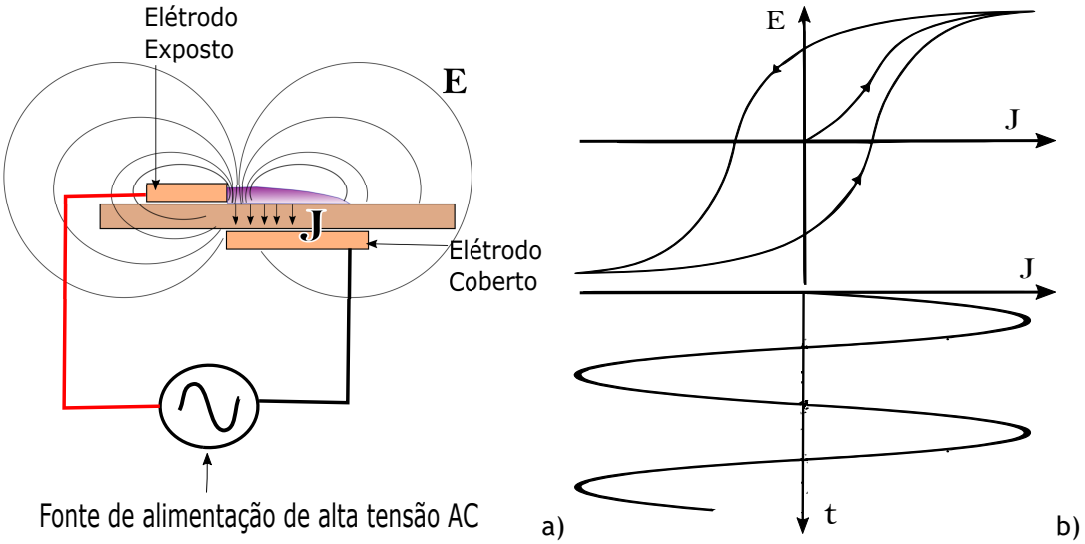


Figura 2.17: Esquema campo elétrico e histerese dielétrica.

Devido a este efeito os materiais dielétricos podem levar a um consumo considerável de energia quando sujeitos a campos elétricos alternados, consumo de energia este que é dissipado sob a forma de calor. A potência dissipada por unidade de volume no dielétrico é dada por,

$$P = \frac{potencia}{volume} = \frac{corrente}{area}.\frac{tensao}{comprimento} = JE. \quad (2.21)$$

Na qual E representa o campo elétrico e J a densidade de corrente. Um parâmetro de elevada importância a ter em conta na potência dissipada no dielétrico sob a forma de calor é a permissividade dielétrica complexa (ε). Este parâmetro representa uma quantidade complexa com partes real e imaginária sendo que ambas são dependentes da frequência, podendo ser descrita pela equação seguinte,

$$\varepsilon = \varepsilon' - j\varepsilon''. \quad (2.22)$$

Na qual ε' representa a parte real da permissividade dielétrica e ε" representa a parte imaginária sendo também conhecida como factor de perdas no dielétrico. De acordo com Kraus [209], a equação de Maxwell para um dielétrico condutor define que,

$$\nabla \times H = J + j\omega\varepsilon E. \quad (2.23)$$

Onde H é o campo magnético e ω a frequência angular. Considerando $J = \sigma E$ (σ é a condutividade elétrica) e $\varepsilon = \varepsilon' - j\varepsilon''$ temos que,

$$\begin{aligned} \nabla \times H &= \sigma E + j\omega\varepsilon' E - j^2\omega\varepsilon'' E \\ &= j\omega\varepsilon' E + (\sigma + \omega\varepsilon'')E. \end{aligned} \quad (2.24)$$

A soma de σ e $\omega\varepsilon''$ define um parâmetro que é designado por condutividade equivalente,

$$\sigma' = \sigma + \omega\varepsilon''. \quad (2.25)$$

A equação 2.24 pode ser expressada como,

$$\nabla \times H = J_{total}. \quad (2.26)$$

Assim temos que,

$$J_{total} = (\sigma + \omega\varepsilon'')E + j\omega\varepsilon' E = \sigma' E + j\omega\varepsilon' E. \quad (2.27)$$

A corrente total J_{total} é obtida pela soma da densidade de corrente de condução $\sigma' E$ e pela densidade de corrente de deslocamento $j\omega\varepsilon' E$. Estas duas componentes da densidade de corrente total encontram-se representadas no diagrama tempo-fase da figura 2.18.

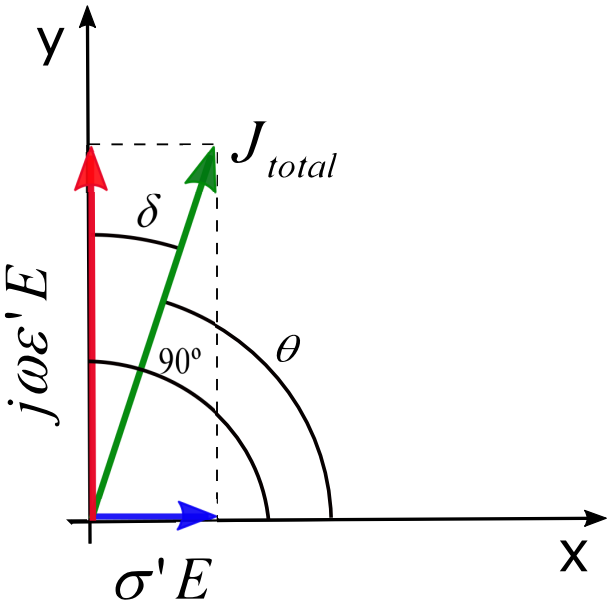


Figura 2.18: Diagrama tempo-fase para perdas num dielétrico aplicado à análise de perdas por histerese na camada dielétrica de um atuador a plasma DBD.

A partir da análise do diagrama tempo-fase para perdas no dielétrico observamos que,

$$tan(\delta) = \frac{\sigma'}{\omega\varepsilon'}. \quad (2.28)$$

A grandeza $tan(\delta)$ é comummente designada por tangente de perdas no dielétrico ou fator de dissipação. A densidade de corrente através do dielétrico é obtida pela densidade de corrente conduzida, como tal na equação 2.21, podemos substituir J por $\sigma' E$,

$$P = JE = \sigma' E^2. \quad (2.29)$$

olhando para as equações 2.25 e 2.29 podemos ver que para corrente continua a condutividade equivalente é igual à condutividade do dielétrico (σ) pois a frequência angular é zero. Assim sendo, em condições de corrente continua e para materiais bons isolantes, a condutividade é aproximadamente zero e, como tal, não há praticamente perdas de energia no dielétrico. Contudo o mesmo não acontece para correntes alternadas (especialmente com elevadas frequências como no caso do funcionamento de atuadores a plasma DBD), as perdas no dielétrico tornam-se consideráveis um vez que o termo $\omega\varepsilon''$ se torna significante. No nosso caso, dado que a camada dielétrica tem de ser constituída obrigatoriamente por um bom isolante elétrico, a condutividade do material é desprezável. Assim, considerando $\sigma \approx 0$ na equação 2.25 e substituindo respetivamente na equação 2.28 temos,

$$tan(\delta) = \frac{\omega\varepsilon''}{\omega\varepsilon'} = \frac{\varepsilon''}{\varepsilon'} \Leftrightarrow \varepsilon'' = tan(\delta)\varepsilon'. \quad (2.30)$$

Uma vez que $tan(\delta)$ toma valores muito baixos podemos concluir que $\varepsilon'' << \varepsilon'$ e, como tal, segundo a equação 2.22, podemos assumir que $\varepsilon \approx \varepsilon'$. Deste modo temos que,

$$\sigma' = \omega\varepsilon' tan(\delta) \approx \omega\varepsilon tan(\delta). \quad (2.31)$$

Dado que $\varepsilon = \varepsilon_R.\varepsilon_0$ (onde ε_R é a permissividade relativa do dielétrico e ε_0 é a permissividade do vácuo), $\omega = 2\pi f$ (em que f é a frequência), e considerando que o atuador apresenta um comportamento semelhante a um condensador temos $E = U/d$ (onde U é a tensão aplicada e d a distância entre os elétrodos), obtemos a equação 2.29 a partir da qual podemos quantificar analiticamente as perdas de potência por volume,

$$P_D = U^2 \frac{2\pi f}{d^2} \varepsilon_R \varepsilon_0 tan(\delta) \qquad (Wm^{-3}). \quad (2.32)$$

Deste modo temos que as perdas no dielétrico por comprimento do atuador são obtidas por:

$$P_D = U^2 \frac{2\pi f w}{d} \varepsilon_R \varepsilon_0 tan(\delta) \qquad (Wm^{-1}). \quad (2.33)$$

Assim sendo, recorrendo ao método analítico apresentado podemos quantificar a quantidade de energia que é dissipada na camada dielétrica devido ao fenómeno de histerese dielétrica e que é libertada para o meio adjacente sob a forma de calor. Este método é válido sempre que nos referimos a atuadores a plasma com camadas dielétricas constituídas por materiais considerados bons isolantes elétricos com baixo fator de dissipação.

2.7 Sistemas de prevenção de formação de gelo baseados em atuadores a plasma.

Perante a eficácia comprovada de atuadores a plasma para aplicações de prevenção de acumulação de gelo em aeronaves, começaram a surgir diversas patentes de sistemas de degelo e prevenção de formação de gelo que fazem uso dos efeitos térmicos associados à geração de plasma. O documento WO 2014/122568 [210] divulga um sistema para prevenção de formação

de gelo na superfície de aeronaves que compreende um atuador a plasma DBD. O sistema foi configurado para utilizar tensão alternada modulada em diferentes frequências e amplitudes e também em modo pulsado. Este sistema usa a temperatura da superfície como um sinal para o modulo de controlo que ativa o sistema de degelo e pode ser fabricado por impressão de circuitos. Embora este sistema recorra a atuadores a plasma DBD para realização de degelo, ele não utiliza o atuador a plasma DBD como um sensor detetor de gelo. Além disso, a área coberta pelo atuador é limitada e, uma vez que contém apenas um elétrodo exposto por atuador, não contém qualquer tipo de mecanismo que permita o controlo da acumulação de gelo na zona que não é eficazmente aquecida pelo atuador.

As patentes EP 2365219 A2 [211] e US 8038397 B2 [212], descrevem um sistema para degelo de pás de turbinas de ar que inclui um atuador a plasma eletricamente alimentado aplicado numa área desejada da pá da turbina de ar. O atuador a plasma encontra-se ligado à fonte de alimentação que inclui um controlador em forma de onda, configurado para controlar o nível de tensão de entrada, largura de pulso, frequência, ciclo de trabalho e forma de onda. O sistema aqui descrito pode ser fabricado em forma de fita, a qual pode ser aplicada em diferentes superfícies. Embora no sistema anteriormente mencionado sejam utilizados atuadores a plasma DBD para realização do degelo, este tipo de sistema não inclui um sensor detetor de gelo. Por outro lado, a área abrangida por atuador é limitada e, uma vez que apenas contém um elétrodo exposto por atuador, não contém qualquer tipo de mecanismo para controlo da acumulação de gelo na zona que não é eficazmente aquecida pelo atuador.

O documento CA 2908979 A1 [213] refere-se a uma ponta separadora de uma turbomáquina axial com um sistema de degelo. O dispositivo nela descrita apresenta duas camadas anulares de material dielétrico que forma parcialmente a superfície de separação, um elétrodo que forma o bordo a montante, um elétrodo que forma a parede exterior da ponta separadora, um elétrodo que forma a concha exterior que apoia as pás e um elétrodo que delimita a escoamento primário. O dispositivo gera plasmas que se opõem à presença de gelo nas partições da ponta separadora fazendo uso de uma fonte de alimentação que fornece um sinal de tensão alternada sinusoidal ou quadrada com períodos de poucos nanossegundos. Embora o sistema acima referido faça uso de atuadores a plasma DBD para realização do degelo, este sistema não inclui um sensor detetor de gelo, a área coberta por atuador é limitada e, uma vez que apenas apresenta um elétrodo exposto por atuador, não contém qualquer tipo de mecanismo que permita controlar a acumulação de gelo na zona que não é eficazmente aquecida pelo atuador.

A patente WO 2015024601 A1 [214] divulga um sistema para controlo da camada limite de um escoamento fluido sobre a superfície de um corpo. O sistema compreende um atuador a plasma de pulsos de gama nanossegundo com barreira dielétrica/resistiva de descarga e uma ponta de medição de pressão aplicada na superfície, a qual permite a medição de caraterísticas do escoamento e posterior emissão de sinais para um controlador que ativa o sistema. Através desta invenção foram resolvidos problemas de baixo rendimento dos atuadores a plasma NS-DBD e forneceu-se um dispositivo, sistema e método que permite realizar diferentes tarefas no âmbito de controlo ativo de escoamentos. Para esse efeito, a barreira dielétrica foi considerada como podendo ser resistiva ou dielétrica, sendo que a utilização de uma barreira resistiva, ao invés de uma barreira dielétrica, possibilita a manipulação do efeito térmico, o que por sua vez amplia o campo de aplicações. Embora o sistema acima referido faça uso de atuadores a plasma DBD para realização do degelo, este sistema não inclui um sensor detetor de gelo, a área coberta por atuador é limitada e, uma vez que apenas apresenta um elétrodo exposto por atuador, não contém qualquer tipo de mecanismo que permita controlar a acumulação de gelo na zona que não é eficazmente aquecida pelo atuador.

O documento US 7744039 B2 [215] divulga um sistema e um método para controlo de escoamento a partir de pulsos elétricos, que compreende múltiplos atuadores a plasma e um controlador que pode ser acoplado a pelo menos um dos elétrodos. São usados sinais de alta tensão alternada para controlar o escoamento adjacente e são fornecidos pulsos de alta tensão de curta duração para proteger da acumulação de gelo. Embora o sistema acima referido faça uso de atuadores a plasma DBD para realização do degelo, também neste caso, o sistema apresentado não inclui um sensor detetor de gelo, a área coberta por atuador é limitada e, uma vez que apenas apresenta um elétrodo exposto por atuador, não contém qualquer tipo de mecanismo que permita controlar a acumulação de gelo na zona que não é eficazmente aquecida pelo atuador.

O documento CN 102991666 A [216] divulga uma placa laminada para revestimento de aeronaves que apresenta funções de aumento de sustentação, redução da resistência, controlo de escoamento e prevenção de formação de gelo. O revestimento laminado para aeronaves compreende um atuador a plasma DBD, assimetricamente distribuído, que se encontra ligado a uma fonte de alimentação capaz de excitar o atuador com alta tensão alternada ou alta tensão de pulsos de gama nanossegundo. A função de prevenção de formação de gelo é realizada por intermédio do aquecimento do ar devido ao funcionamento do atuador e também pela função de expansão de pulsos de onda. Embora o sistema acima referido faça uso de atuadores a plasma DBD para realização do degelo, este sistema não inclui um sensor detetor de gelo, a área coberta por atuador é limitada e, uma vez que apenas apresenta um elétrodo exposto por atuador, não contém qualquer tipo de mecanismo que permita controlar a acumulação de gelo na zona que não é eficazmente aquecida pelo atuador.

O documento CN 104890881 A [217] divulga um dispositivo de plasma de barreira dielétrica de descarga e um método de degelo fácil de usar em revestimentos de aeronaves e que permite realizar um degelo rápido e eficiente do seu revestimento. Este dispositivo compreende uma fonte de alimentação de atuadores a plasma e um atuador a plasma, sendo que este último inclui um elétrodo exposto ligado ao polo positivo da fonte de alimentação, um elétrodo coberto ligado ao polo negativo e uma camada isolante. Embora o sistema acima referido faça uso de atuadores a plasma DBD para realização do degelo, este sistema não inclui um sensor detetor de gelo, a área coberta por atuador é limitada e, uma vez que apenas apresenta um elétrodo exposto por atuador, não contém qualquer tipo de mecanismo que permita controlar a acumulação de gelo na zona que não é eficazmente aquecida pelo atuador.

Como iremos ver no capítulo 5, durante o presente estudo desenvolveu-se um conceito de sistema de deteção e prevenção de formação de gelo que foi alvo de submissão de uma patente internacional, nº WO2017IB55805 20170925, que apresenta diversos mecanismos que permitem ultrapassar as debilidades dos sistemas aqui apresentados e que, para além disso, prevê o funcionamento do atuador a plasma também como um sensor, funcionalidade esta totalmente inovadora que nunca foi prevista pela literatura atual.

Capítulo 3

Instalação experimental e metodologia

Durante o presente trabalho foram idealizadas e preparadas diversas instalações experimentais tendo em vista a análise do desempenho de atuadores a plasma em diferentes vertentes. As figuras 3.1, 3.2, 3.3 e 3.4 esquematizam as diferentes instalações experimentais desenvolvidas e utilizadas ao longo dos diferentes ensaios. Tal como estas figuras demonstram, todos as instalações experimentais contam com um sistema de alimentação dos atuadores a plasma e também com um sistema de monitorização dos sinais de entrada do atuador. Estes dois sistemas permitem controlar o funcionamento dos atuadores e caracterizá-los eletricamente, algo que é necessário em qualquer tipo de ensaio experimental com atuadores a plasma.
Os diferentes sistemas de alimentação de atuadores a plasma utilizados são explicados em detalhe na secção 3.1, enquanto que o equipamento usado na monitorização dos sinais de entrada e na caracterização dos parâmetros elétricos dos atuadores, são explicados detalhadamente na secção 3.2. Durante o presente trabalho foram realizados diversos ensaios experimentais tendo em vista o estudo das capacidades dos atuadores tanto para aplicações no campo de controlo de escoamentos, como para aplicações no campo da transferência de calor. Nesse sentido foram realizados os seguintes ensaios experimentais:

- Caracterização dos parâmetros elétricos de atuadores a plasma DBD.
- Visualização do escoamento induzido por atuadores a plasma DBD recorrendo a técnicas de visualização com laser e partículas marcadoras e a técnicas de visualização *Schlieren*.
- Quantificação das velocidades de escoamento induzido através de técnicas de velocimetria PIV e técnica de tubo de Pitot.
- Ensaios em túnel de vento para análise da aplicabilidade de atuadores a plasma em controlo de esteira de veículos.
- Utilização de técnica não-intrusiva baseada em princípios calorimétricos para quantificação da potência térmica gerada por atuadores a plasma.
- Medição das temperaturas de superfície de atuadores a plasma através de técnicas de termografia por infravermelhos.

Após a caracterização dos parâmetros elétricos dos atuadores a plasma, o presente trabalho focou-se no estudo do comportamento do escoamento induzido por estes dispositivos. Esta análise inicial permite compreender o funcionamento dos atuadores e a maneira como estes dispositivos manipulam o meio adjacente, o que é de extrema importância para posteriormente se projetar a utilização destes dispositivos nas diversas aplicações. O escoamento induzido por atuadores a plasma foi caracterizado com recurso a métodos experimentais qualitativos e também com recurso a métodos experimentais quantitativos. Relativamente à caracterização qualitativa foram realizadas visualizações de escoamento induzido recorrendo a laser e partículas marcadoras, sendo que para esse efeito utilizou-se a instalação experimental representada na figura 3.1. O comportamento do escoamento induzido por atuadores a plasma foi também

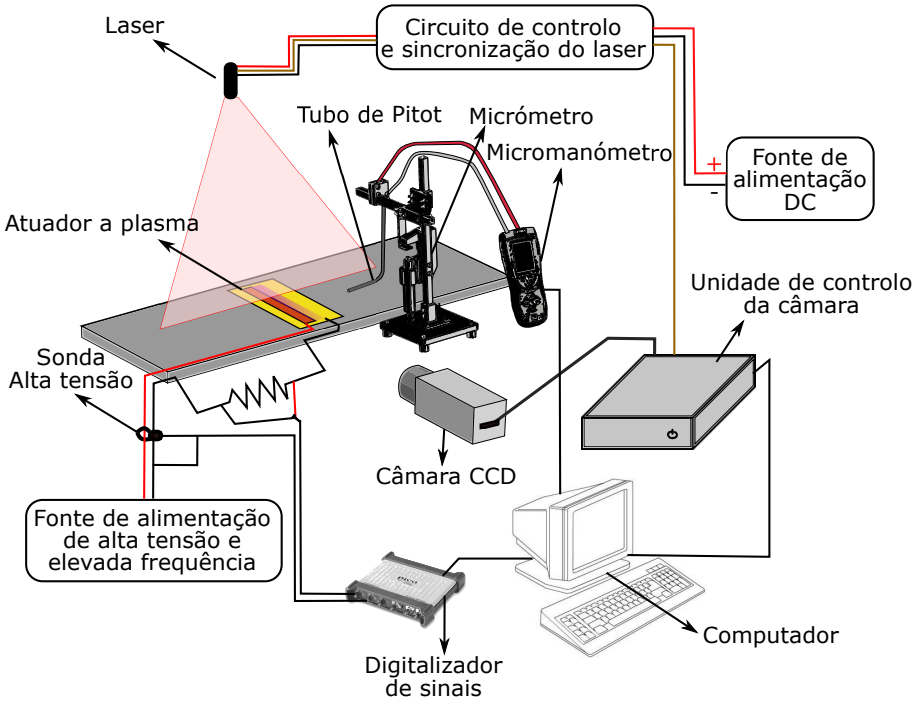


Figura 3.1: Instalação experimental para visualização de escoamento e quantificação de velocidades.

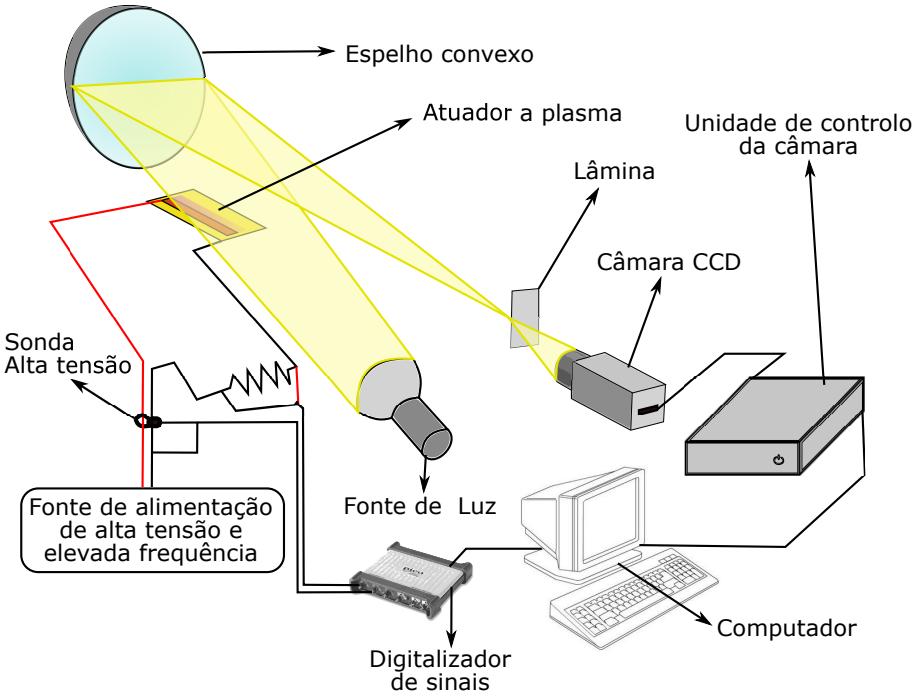


Figura 3.2: Instalação experimental para visualização *Schlieren*.

analisado qualitativamente através do uso de técnicas de visualização *Schlieren*, sendo que para esse efeito foi utilizada a instalação experimental representada na figura 3.2. Ambas as instalações, bem como os métodos utilizados na análise qualitativa do escoamento, são explicados de forma detalhada na subsecção 3.3.1.

A quantificação de velocidades do escoamento induzido foi realizada com recurso a técnicas de velocimetria por imagem de partículas (PIV) e com recurso à técnica de tubo de Pitot. Para a realização das medições PIV utilizou-se uma câmara de captura de imagens de alta velocidade

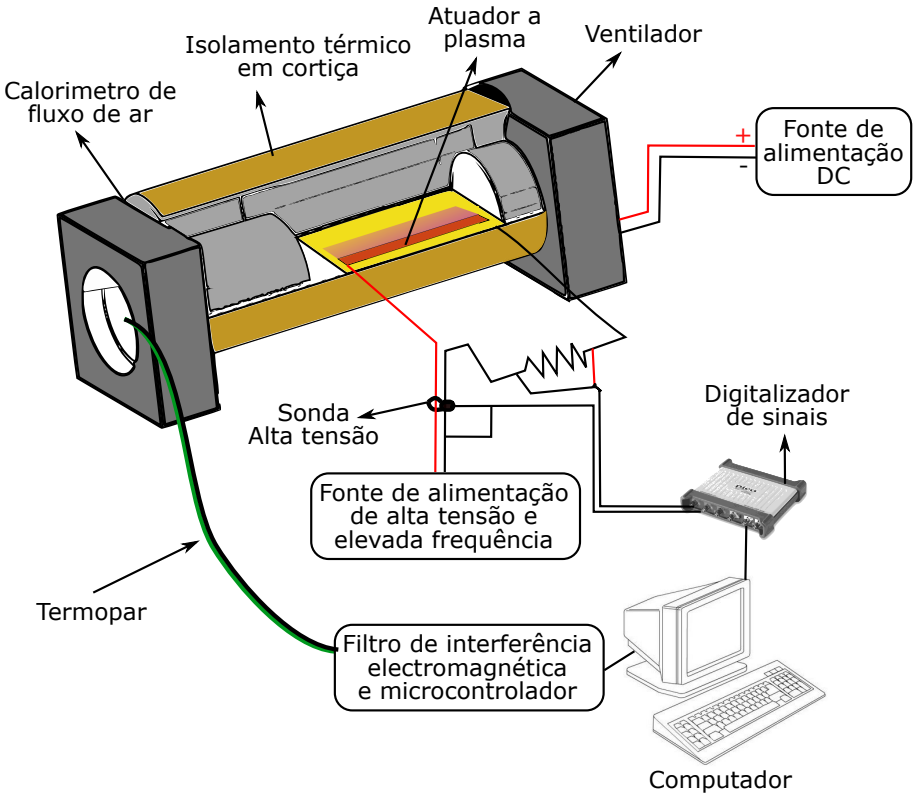


Figura 3.3: Instalação experimental para quantificação de potência térmica gerada.

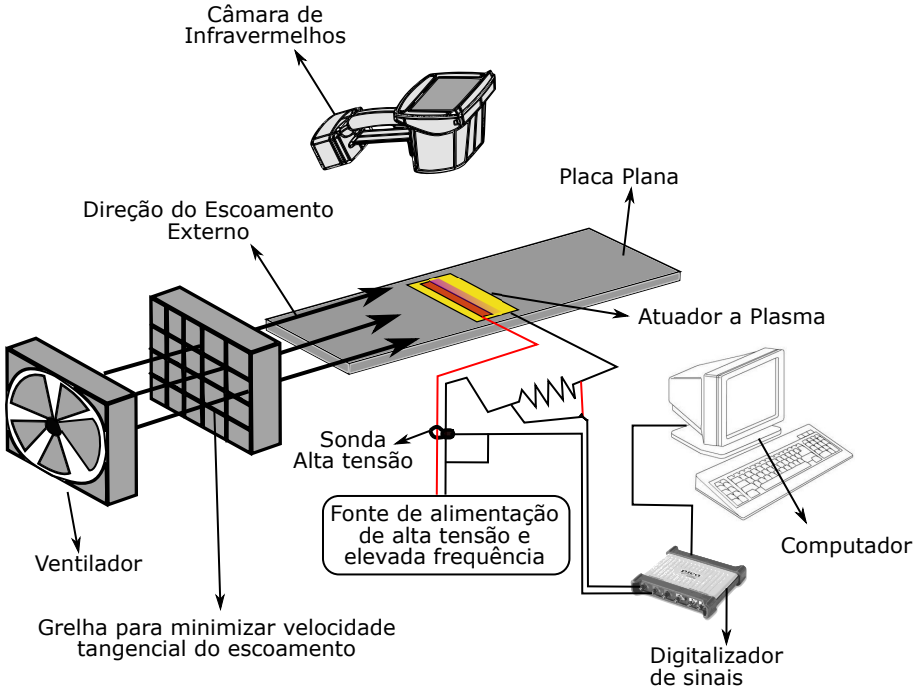


Figura 3.4: Instalação experimental para quantificação do campo de temperaturas da superfície.

e um laser que define a área de medição. O laser e a câmara foram sincronizados através de um circuito de controlo entre a unidade de controlo da câmara e o laser, tal como demonstra a figura 3.1. No que diz respeito à medição de velocidades com tubo de Pitot, utilizou-se um micro-manómetro diferencial que calcula automaticamente a amplitude da velocidade, e um micrómetro para estabelecer com precisão o deslocamento do tubo de Pitot. Para a execução

destas duas técnicas de quantificação de velocidades utilizou-se o esquema experimental demonstrado na figura 3.1. Os equipamentos e métodos usados nestas duas técnicas são explicados em detalhe na subsecção 3.3.2.

No que diz respeito aos ensaios em túnel de vento, as técnicas experimentais usadas consistiram em visualização do escoamento com laser e partículas marcadoras, e quantificação de velocidades com tubo de Pitot representados pela instalação experimental da figura 3.1. Os equipamentos e métodos utilizados nestes ensaios são detalhadamente explicados na secção 3.4 do presente capítulo.

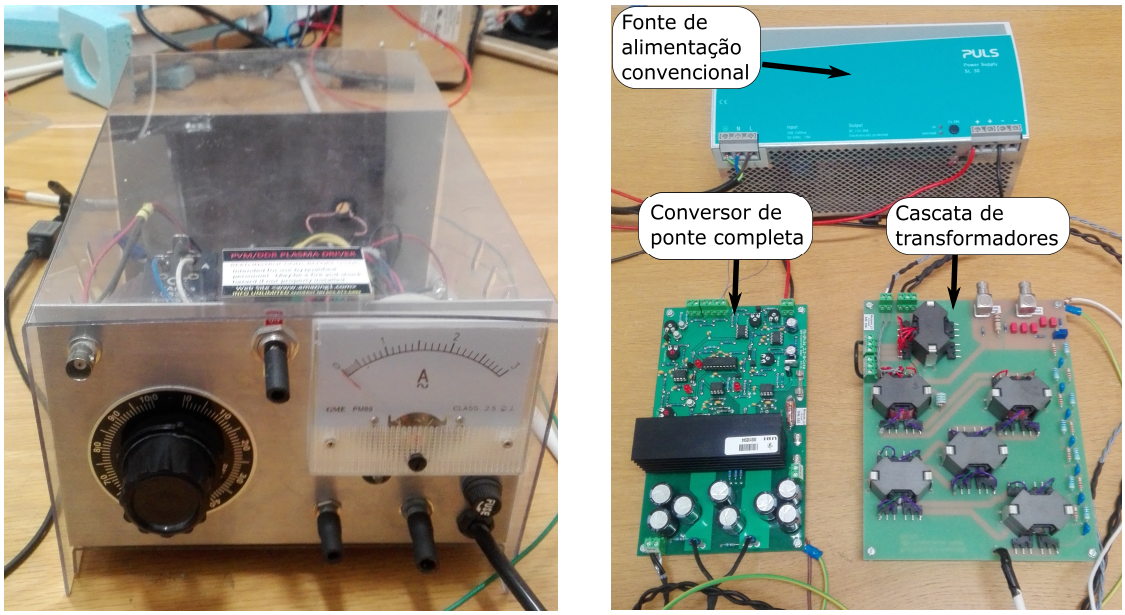
A quantificação da potência térmica gerada por atuadores a plasma DBD foi obtida com recurso a uma técnica não-intrusiva baseada em princípios calorimétricos, que foi desenvolvida e introduzida pela primeira vez na literatura no decorrer do presente trabalho, e cuja instalação experimental se encontra esquematizada na figura 3.3. Todo o desenvolvimento desta técnica bem como a validação e equipamentos utilizados são detalhadamente expostos ao longo da secção 3.5 deste capítulo.

Por fim, os últimos ensaios experimentais referiram-se à análise das temperaturas de superfície dos atuadores a plasma cuja instalação experimental é esquematizada na figura 3.4. Estes ensaios foram realizados para condições de ar quiescente e para condições de escoamento externo imposto. Como tal, utilizou-se uma câmara térmica de infravermelhos e um ventilador para gerar o escoamento externo. Por sua vez, os equipamentos e métodos utilizados nestes ensaios são expostos em detalhe na secção 3.6.

3.1 Alimentação dos atuadores a plasma DBD

Como já foi descrito anteriormente, para o funcionamento de atuadores a plasma é necessária a aplicação de um sinal de alimentação com características muito especificas. É necessária a aplicação de um sinal de corrente alternada, com amplitudes de alta tensão na ordem dos kilo-Volt e elevada frequência na ordem dos kilo-Hertz. Na nossa instalação este sinal foi produzido recorrendo a uma fonte de alimentação de alta tensão e elevada frequência, modelo $PVM\ 500$, produzida pela Information Unlimited, Inc. Esta fonte de alimentação permite gerar tensões até $20kV$ AC pico-a-pico com frequências compreendidas entre $20\ kHz$ e $50\ kHz$, nas quais a potência pode ir até $200W$. Uma vez que esta fonte de alimentação apenas permite gerar sinais com frequências superiores a $20kHz$, para frequências inferiores foi utilizada uma segunda fonte de alimentação modelo $Minipuls\ 2.2$. Estes dois geradores de sinais de alta tensão com elevadas frequências podem ser vistos na figura 3.5.

Esta fonte de alimentação consiste na junção de duas placas eletrónicas, sendo que a primeira consiste num conversor de ponte completa e a segunda numa cascata de transformadores. Estas duas placas foram alimentadas por uma fonte de alimentação modelo $Puls\ SL\ 30$ que permite fornecer tensões de 24 ou $28\ V\ DC$ com correntes até $30\ A$, permitindo assim fornecer uma potência até $720\ W$. Este conjunto permite assim gerar elevadas tensões alternadas com frequências na gama de $5 - 20\ kHz$ com amplitudes de pico até $10\ kV$. Informações adicionais sobre as características técnicas destes dois geradores de alta tensão podem ser consultadas no apêndice A.



(a) $PVM\ 500$. (b) $Minipuls\ 2.2$ alimentada pela $Puls\ SL30$.

Figura 3.5: Geradores de alta tensão e elevada frequência utilizados para alimentação de atuadores a plasma.

3.2 Caracterização elétrica de atuadores a plasma DBD

A caracterização dos parâmetros elétricos dos atuadores a plasma é de elevada importância para qualquer tipo de estudo, uma vez que estes parâmetros permitem descrever o tipo de dispositivo que estamos a analisar. No entanto, devido às características do sinal de alimentação destes dispositivos, torna-se impossível quantificar as diferentes grandezas elétricas a partir do uso de material de laboratório convencional. Assim, no presente trabalho, para obtenção das formas de onda de tensão e corrente de entrada recorreu-se a uma técnica já descrita no capítulo 2, subsecção 2.3.1, designada de método da corrente elétrica. Para medição da tensão de alimentação dos atuadores utilizou-se um ponta de medição de alta tensão, modelo "*Secondary Ignition Pickup*", que permitiu realizar as medições sem a necessidade de uma ligação direta ao sinal de alta tensão. A forma de onda da corrente foi obtida pelo método de corrente elétrica, sendo que uma resistência de filme metálico foi colocada em série com o condensador e a diferença de potencial nos terminais da resistência foi medida a partir de uma ponta de medição convencional. Deste modo, a tensão nos terminais da resistência é suficientemente baixa podendo ser medida com equipamentos convencionais de laboratório. A partir da diferença de potencial medida nos terminais da resistência, V_r, podemos calcular a corrente que atravessa a resistência a partir da lei de Ohm ($I_r = V_r/R$). Por sua vez, como a resistência se encontra em série com o atuador sabemos que a corrente que atravessa o atuador será igual à corrente que atravessa a resistência ($I_a = I_r$) e, assim sendo, temos a corrente no atuador. Nos nossos testes experimentais utilizámos uma resistência de filme metálico com $100\ \Omega$ de impedância e 1% de incerteza. Como tal, a impedância da resistência é muito baixa quando comparada com a impedância do atuador, o que garante que esta não afeta o funcionamento do atuador a plasma. Este tipo de resistência foi escolhido uma vez que a sua impedância permanece constante mesmo perante variações de temperatura. Esta resistência apresenta um coeficiente de temperatura de $50\ ppm$, o que significa que a impedância desta resistência apenas varia $0,00005\Omega/^{O}C$, variação

esta que pode ser completamente desprezável na quantificação do consumo de potência.
Os sinais são gravados a partir de um digitalizador PicoScope modelo $5443A$. PicoScope é um equipamento que torna um computador normal num osciloscópio digital. Este equipamento é vulgarmente usado em diagnóstico automóvel para deteção de falhas em sensores, atuadores e circuitos eletrónicos, e permite a medição das formas de onda de tensão e corrente que alimentam os atuadores a plasma. De modo a completar a caracterização elétrica de atuadores a plasma DBD, é também importante calcular as curvas de *Lissajous*, pois através destas curvas podemos extrair parâmetros como a tensão de *"breakdown"*, capacidade a frio e capacidade eficaz. Para este propósito utiliza-se o método da carga elétrica, também já anteriormente explicado na secção 2.3.1. Neste método coloca-se um condensador em série com o atuador sendo que a diferença de potencial nos terminais do condensador será suficientemente reduzida para medição através de equipamentos de laboratório convencionais. O condensador usado foi um condensador de cerâmica modelo $E222M$ com $2,2nF$ de capacidade e uma tensão nominal de $2kV$. Este condensador foi escolhido uma vez que tem um valor elevado de capacidade comparativamente à capacidade do atuador sem descarga de plasma. Deste modo, garante-se que a adição deste elemento não interfere com o funcionamento do atuador.
A partir da tensão nos terminais do condensador podemos calcular a carga elétrica e desenhar as curvas de *Lissajous* que mostram a evolução da carga do atuador durante o ciclo de tensão AC. A figura 3.5 esquematiza um curva de *Lissajous* de um atuador a plasma e os respetivos parâmetros que podem ser extraídos da sua análise.

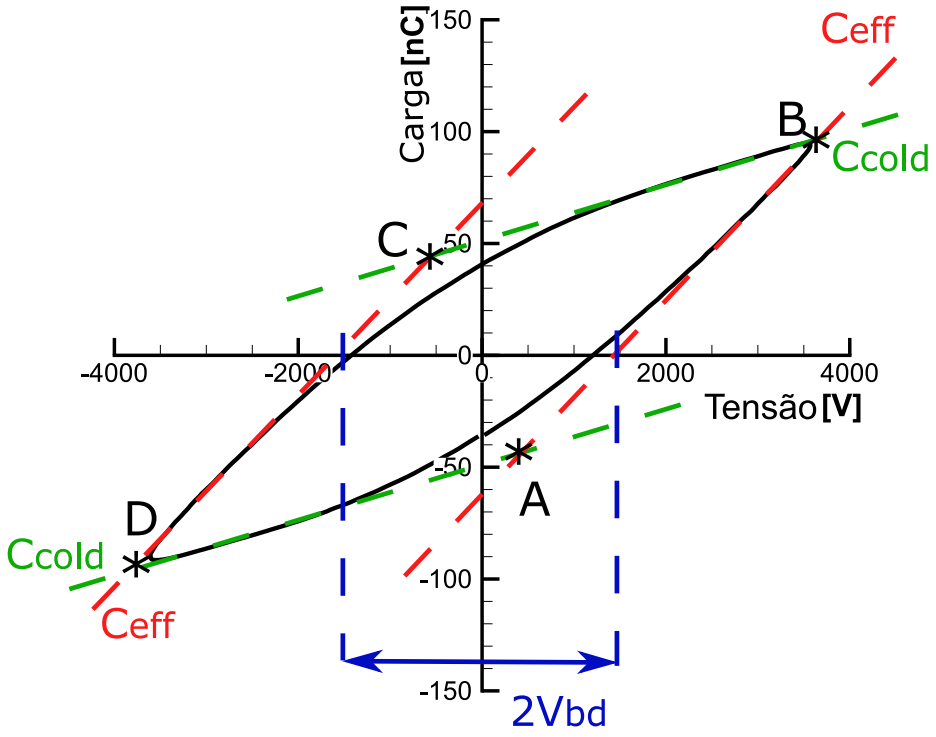


Figura 3.6: Esquema de curva de *Lissajous* para um atuador a plasma de tipo DBD.

Como mostrado na figura 3.6 as curvas de *Lissajous* revelam um paralelogramo que é definido pelos pontos ABCD. Tal como explicado em Mei et al. [218], os segmentos de linha BC e AD

correspondem à fase em que a descarga se extingue e, como tal, o declive destes segmentos de reta fornece o valor da capacidade a frio do atuador. Por outro lado, os segmentos de reta AB e CD correspondem ao período em que ocorre a descarga e, como tal, o declive destes segmentos de reta fornece o valor da capacidade eficaz do atuador. Outro parâmetro que se pode extrair da análise das curvas de *Lissajous* é a tensão de *breakdown*, sendo que a distância entre os dois pontos na qual o paralelogramo intersecta o eixo das abcissas é igual ao dobro da tensão de *breakdown*.

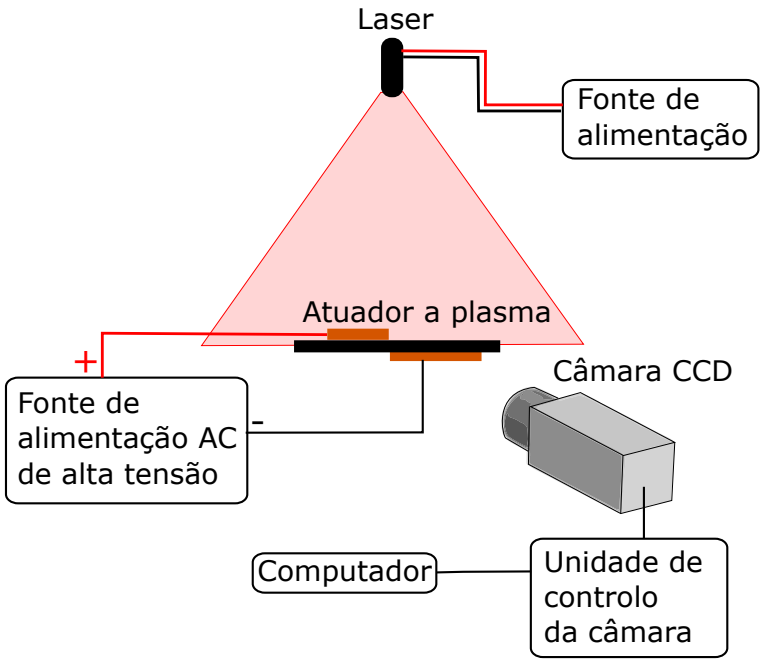
3.3 Análise do escoamento induzido por atuadores a plasma.

A análise do escoamento induzido por atuadores a plasma foi realizada com recurso a técnicas experimentais qualitativas e quantitativas. No que diz respeito à análise qualitativa foi realizada visualização de escoamento com recurso a laser e uso de partículas marcadoras de escoamento, e também com recurso a um sistema *Schlieren*. Relativamente à análise quantitativa do escoamento induzido pelos atuadores recorreu-se a técnicas de medição PIV e tubo de Pitot.

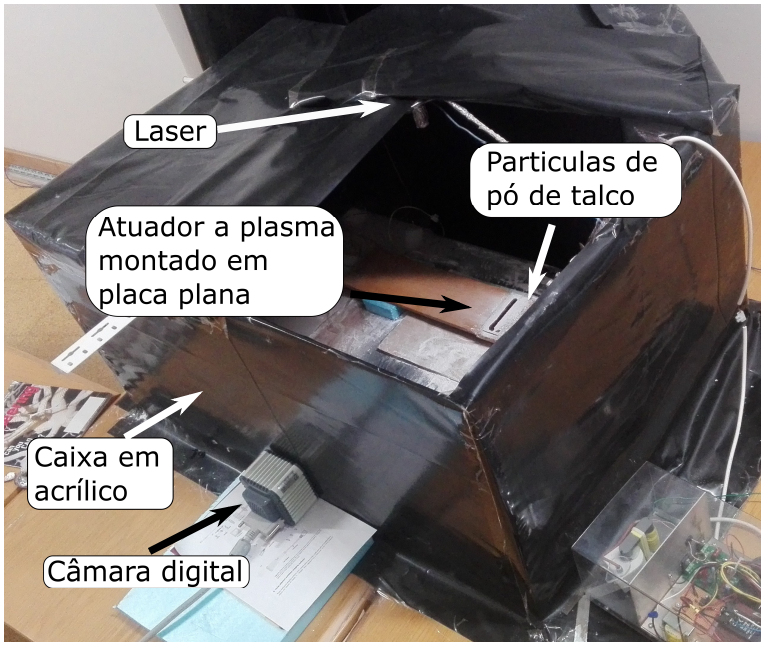
3.3.1 Métodos qualitativos utilizados para a análise do escoamento induzido.

A visualização do escoamento induzido por atuadores a plasma foi, numa primeira instância, realizada com recurso a um laser que ilumina a área de visualização do escoamento, e uma câmara digital de elevada velocidade de captura de imagens. Tal como se pode ver na figura 3.7, os testes experimentais foram realizados dentro de uma caixa de acrílico fechada que, por um lado, permite criar um ambiente interior totalmente escuro e favorável à visualização do escoamento e, por outro lado, elimina a possível existência de perturbações externas no escoamento. A área de visualização do escoamento foi então iluminada com um laser modelo $1\ L2S-SL-660-130-S-A-60\ SteamLineLaserSystem$ que pode funcionar tanto em modo contínuo como em modo pulsado. Este laser foi alimentado por uma fonte de alimentação modelo $BKPrecision1660$, com uma tensão de $5\ V$ e uma corrente de $250\ mA$. Assim, o laser gera uma folha de luz com um comprimento de onda de $660\ nm$ e uma potência de $130\ mW$. As imagens foram capturadas com recurso a uma câmara digital modelo $CCD\ C10600-10B\ Orca-R2$ que permite capturar imagens com alta velocidade (16.2 fps) e com elevada resolução ($1344 \times 1024\ px$). A câmara encontra-se conectada a uma unidade de controlo que por sua vez estabelece ligação com o computador através de uma interface $IEEE1394b$. Nos testes de visualização dos instantes iniciais de funcionamento do atuador, a aquisição de imagens foi feita com recurso a uma função de leitura rápida que permite adquirir imagens com muito maior rapidez ($28.4\ fps$), apesar de que com uma resolução inferior ($672 \times 572\ px$). A marcação do escoamento foi feita com recurso a partículas de pó de talco, pois são partículas brancas que apresentam um diâmetro de aproximadamente $30\ \mu m$, o que lhes permite fazer uma excelente reflexão da luz incidente. Para além disso, as partículas de talco têm propriedades dielétricas pelo que não afetam o funcionamento dos atuadores a plasma e, uma vez que estas partículas são bastante pequenas e leves, seguem a trajetória do escoamento com a mesma velocidade deste sem alterar as suas propriedades.

O escoamento induzido pelos atuadores a plasma foi também analisado com recurso a técnicas de visualização *Schlieren*. Os testes experimentais efetuados com o sistema *Schlieren* foram realizados num ambiente escurecido de modo a prevenir a interferência de outras fontes de luz.



(a) Esquema da instalação experimental.



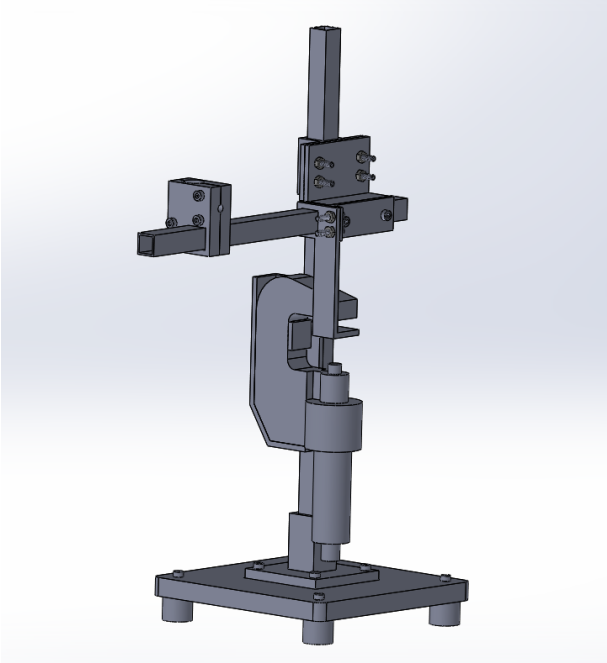
(b) Equipamento experimental.

Figura 3.7: Montagem experimental usada para visualização do escoamento induzido por atuadores a plasma DBD.

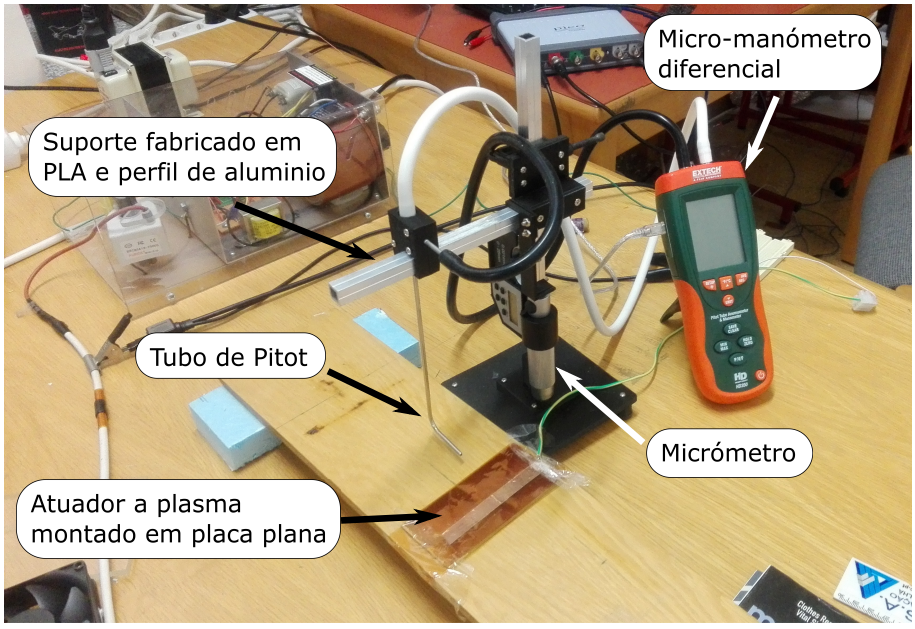
Neste sistema foi utilizada um lâmpada LED como fonte de luz. Esta lâmpada LED foi coberta por uma superfície opaca com um pequeno furo central, de modo a bloquear a passagem dos raios de luz, e obrigando a que esta seja feita unicamente pelo pequeno furo com um diâmetro de aproximadamente $0,5\ mm$. Assim, a passagem de raios de luz é feita pelo pequeno furo, raios estes que irão divergir desde o mesmo até ao espelho, atravessando entretanto o objeto de fase. Neste sistema foi usado um espelho convexo de telescópio com um diâmetro de $15,5\ cm$ e uma distância focal de $0,75\ m$. O bloqueio dos raios refratados pelo espelho foi feito com recurso a uma lâmina colocada a $1,5\ m$ do espelho, ou seja, no seu ponto focal.

3.3.2 Métodos quantitativos utilizados para a análise do escoamento induzido.

De modo a quantificar as velocidades do escoamento induzido por atuadores a plasma DBD, recorreu-se à técnica de tubo de Pitot e à técnica de velocimetria por imagens de partículas (PIV). Na medição de velocidades pela técnica do tubo de Pitot, utilizou-se um tubo de Pitot em aço inoxidável, modelo $Dwyer\ 167-6$, com um diâmetro interno de $1,19\ mm$ e um diâmetro externo de $3,18\ mm$. De modo a fazer-se o varrimento de velocidades com elevada precisão, foi projetado e construído um suporte para o tubo de Pitot, tal como demonstrado na figura 3.8.



(a) Vista $3D$ do suporte projetado.



(b) Montagem experimental com suporte fabricado.

Figura 3.8: Montagem experimental usada para obtenção de perfis de velocidade com tubo de Pitot.

Este suporte foi construído com recurso a um perfil quadrado em alumínio de $12\ mm \times 12\ mm$ e

diversas peças fabricadas em PLA através de impressão $3D$. Os desenhos de execução bem como as diferentes fases da respetiva produção deste suporte podem ser consultados no apêndice B. O suporte contem uma haste na qual se insere o tubo de Pitot e cuja altura é ajustável. O suporte contém ainda um micrómetro externo digital, modelo $RS\ 70-1229$ que permite medir o deslocamento da haste na direção vertical com elevada precisão. O micrómetro usado permite medir até um deslocamento máximo de $25\ mm$ com uma resolução de $0,001$ e uma precisão de $\pm 0,002\ mm$. As respetivas pressões estática e de estagnação do tubo de Pitot foram medidas com recurso a um micro-manómetro de pressão diferencial, modelo $Extech\ HD\ 350$, que automaticamente realiza o cálculo da velocidade do escoamento e efetua a transmissão de dados para o computador. O micro-manómetro de pressão diferencial utilizado permite medir velocidades de escoamento com uma resolução de $0,01\ m/s$ e uma precisão de $1\%\ FS$.

Em adição aos resultados obtidos pela técnica do tubo de Pitot, foram também conduzidas medições de velocidades a partir de técnicas PIV. Comparativamente à técnica do tubo de Pitot, a complexidade desta técnica é muito superior, mas em compensação permite obter um campo completo de velocidades ao invés de apenas perfis de velocidade. O sistema PIV é composto pelo subsistema de geração de luz laser, pela câmara digital de captura de imagens a alta velocidade, e pelos softwares de aquisição e de cálculo do campo de velocidades do escoamento. A aquisição de imagens foi realizada com a mesma câmara CCD que já havia sido usada para a visualização do escoamento, bem como o laser. Os testes experimentais foram realizados num ambiente totalmente escuro, de modo a garantir que a folha de luz laser era a única fonte de iluminação. Inicialmente foi sempre capturada uma imagem de calibração, na qual é obtida uma imagem com uma escala milimétrica colocada na zona onde será formado o plano de luz, ou seja, à mesma distancia da câmara que o plano de luz. Esta imagem, permitir-nos-à posteriormente estabelecer uma relação entre a escala em pixeis das imagens adquiridas pela câmara e a escala dimensional do espaço real.

A aquisição dos pares de imagens para análise PIV foi realizado pelo modo PIV da câmara CCD que permite capturar pares de imagens com um intervalo de tempo entre a exposição destas de apenas $2\ \mu s$. Neste modo de funcionamento a câmara pode fazer exposições de imagens com apenas $50\ \mu s$. Tal como se pode ver pelo esquema da figura 3.9, se estabelecermos uma exposição de $50\ \mu s$ a câmara realiza a captura da primeira imagem durante $50\ \mu s$, e seguidamente inicia a leitura, ou seja, o processamento da informação para o computador. Após $2\ \mu s$ do fim da exposição da imagem 1, a câmara inicia a exposição da imagem 2, fazendo em simultâneo a leitura da imagem 1, processo que demora cerca de $60\ ms$. Acontece que a câmara só pode finalizar a exposição da imagem 2 após terminar a leitura da imagem 1 e, visto que esta demora cerca de $60\ ms$, a câmara ao invés de finalizar a exposição da imagem 2 após $50\ \mu s$, alonga a exposição até ao fim da leitura da imagem 1, o que na prática confere uma exposição da imagem 2 de cerca de $60\ ms$. Após a exposição da segunda imagem a câmara necessita de cerca de $60\ ms$ para realizar a leitura e, só após a realização da leitura da segunda imagem é que a câmara estará novamente apta para aquisição de novo par de imagens.

O problema é que a captura de imagens com $60\ ms$ de exposição não é suficientemente rápida para análise PIV do escoamento induzido por atuadores a plasma DBD. Com este intervalo de tempo entre imagens o deslocamento das partículas entre imagens é superior a 30%, sendo que dependendo da tensão aplicada ao atuador, as partículas presentes na imagem 1 não são as mesmas captadas pela imagem 2 e, como tal, os erros da análise PIV seriam muito significativos. De modo a obter uma segunda imagem com um tempo de exposição muito inferior, por exemplo $50\ \mu s$, o laser deve operar em modo pulsado. Para esse efeito, e de modo a sincronizar os pulsos de laser com a captura das imagens, foi utilizado o circuito elétrico representado na figura 3.10.

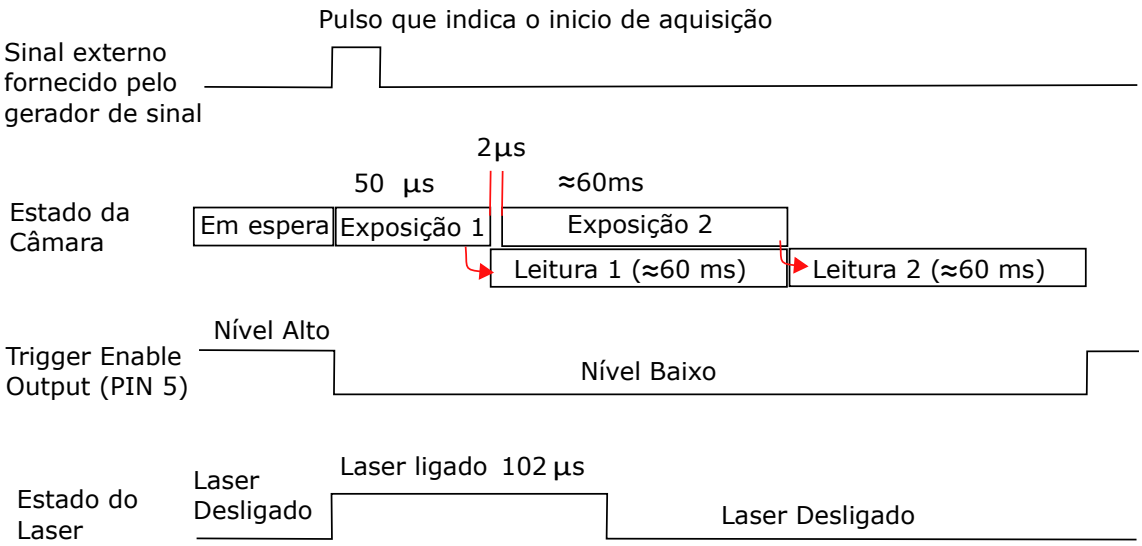


Figura 3.9: Esquema de funcionamento do laser em modo pulsado sincronizadamente com a câmara.

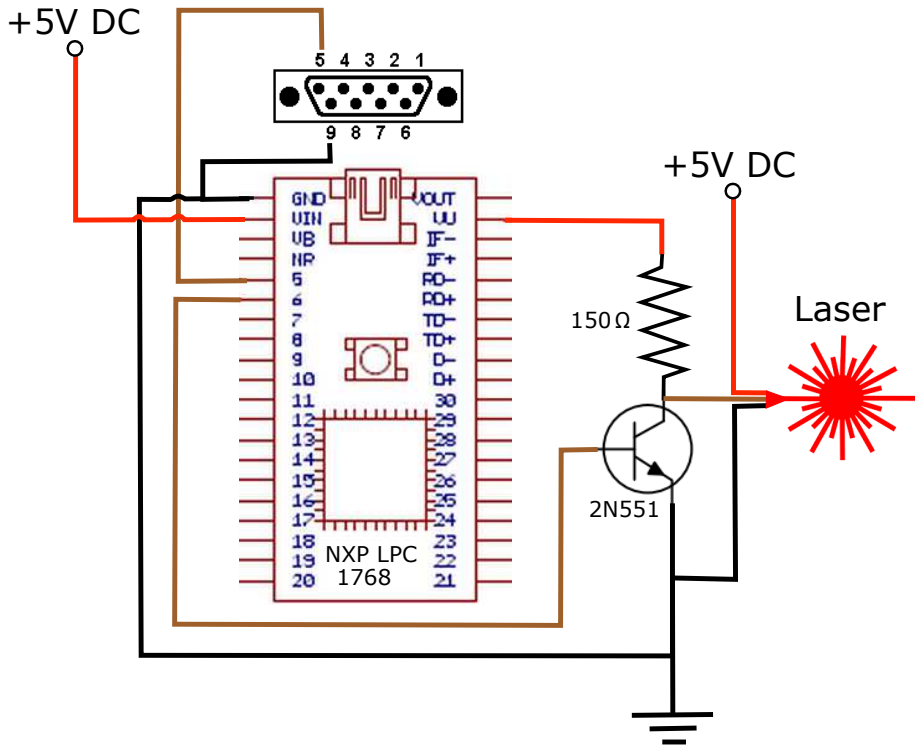


Figura 3.10: Esquema de ligações entre unidade de controlo da câmara micro-controlador $mbed\ NXP\ LPC\ 1768$ e laser.

De modo a sincronizar o laser com a aquisição de imagens, foi gerado um sinal TTL a partir de um gerador de sinais modelo $BK\ Precision\ 3011B$, que é introduzido na unidade de controlo e que indica à câmara quando iniciar a aquisição de um novo para de imagens. Utilizando este controlo externo, a unidade de controlo da câmara CCD disponibiliza então um sinal TTL *"Trigger Enable Output"*, que se encontra sempre a nível alto passando para nível baixo assim que a câmara inicia a exposição de um par de imagens. Este sinal é enviado para um micro-controlador $mbed\ NXP\ LPC\ 1768$ que juntamente com uma resistência de $150\ \Omega$ e um transístor $2N5551$ funcionam como circuito de controlo do laser. Assim, sempre que a câmara inicia a exposição da primeira imagem o laser é ativado para funcionar em máxima potência. Para o

caso de uma exposição de $50\ \mu s$, o laser é ativado durante $102\ \mu s$ que correspondem aos $50\ \mu s$ da exposição da imagem 1, $2\ \mu s$ de intervalo de tempo entre o fim da exposição da imagem 1 e inicio da exposição da imagem 2, e $50\ \mu s$ para a exposição da imagem 2. Uma vez que o laser é a única fonte de iluminação da área de medição, e uma vez que este é desligado $50\ \mu s$ após o inicio da exposição da segunda imagem, a câmara continua a exposição até terminar a leitura da primeira imagem, no entanto o CCD deixa de adquirir informação quando o laser é desligado. Deste modo, a exposição da segunda imagem é realizada durante apenas $50\ \mu s$. Na explicação deste conceito de funcionamento referimo-nos a exposições de $50\ \mu s$, no entanto esta exposição pode ser variável, sendo apenas necessário estabelecer o tempo de exposição no *software* de controlo da câmara e ajustar o programa do micro-controlador que realiza o controlo do laser. Aliás, para medição das velocidades de escoamento induzido por atuadores a plasma não há necessidade de uso de tempos de exposição tão reduzidos, sendo que tempos de exposição ligeiramente maiores permitem a obtenção de imagens com melhor qualidade.

No caso dos atuadores a plasma há uma dificuldade adicional na implementação deste método, pois a descarga de plasma origina uma emissão de luz violeta. Assim, no caso dos atuadores a plasma a luz laser não é a única fonte de luz presente na área de medição. Para ultrapassar este problema recorremos ao uso de um filtro de luz passa banda que apenas permite passar a luz do laser que é refletida pelas partículas, filtrando a luz emitida pelo plasma. A caracterização do espectro de luz emitido pela formação de plasma foi um aspeto de elevado interesse para a escolha do filtro de luz a utilizar na câmara CCD. Este aspeto já foi analisado em diversos estudos como os de Geuns et al. [219], Geuns [205] e Biganzoli et al. [207]. Nestes estudos experimentais os autores recorreram a técnicas de medição ótica da emissão espetroscópica (*Optical Emission Spectroscopy* – OES). OES é uma técnica não intrusiva que se baseia na luz emitida pelo plasma, e permite revelar a luz emitida durante a transição dos átomos, moléculas, iões e radicais, de níveis eletrónicos mais altos de energia para níveis mais baixos. Uma desvantagem desta técnica é que para a sua realização exige uma determinada quantidade de luz, caso contrário, não permite obter qualquer informação. Nos referidos estudos os autores constataram que a parte do espectro que apresenta maior intensidade luminosa é originada pela transição do azoto sendo este processo designado de sistema positivo secundário (*Second Positive System* – SPS). A emissão SPS é originada a partir do nível de energia da molécula de azoto $N_2(C)$ (cujo tempo de vida se encontra na ordem dos nano-segundos) e que é principalmente habitado por azoto no seu estado fundamental através de excitação direta pelo impacto dos eletrões. Para além desta transição do azoto há ainda outro processo de transição designado por primeiro sistema negativo (*First Negative System* – FNS), o qual revela a presença de iões N_2^+. Nestes estudos os autores verificaram que a emissão de luz mais significativa ocorre pelo processo de sistema positivo secundário que se encontra compreendida entre os $250\ nm$ e os $500\ nm$. Com base nestes estudos e uma vez que o laser por nós usado apresenta um comprimento de onda de $660\ nm$, foi usado um filtro passa banda que apenas permite a passagem de luz com comprimentos de onda entre $600\ nm$ e $699\ nm$. Este filtro de luz permite-nos então efetuar medições PIV com o laser a funcionar em modo pulsado.

Após a aquisição do par de imagens, estas são tratadas e analisadas através do *software open-source* PIVlab. Este *software* funciona como uma *toolbox* do *Matlab* mas apresenta um ambiente de trabalho próprio e independente do ambiente de trabalho do *Matlab*. Suporta formatos de imagem do tipo *.bmp .jpg* e *.tiff*. Antes da análise PIV propriamente dita, este programa permite realizar um pré-processamento de imagens, de modo a otimizar os pares de imagens que pretendemos analisar. Após o processamento é então realizada a análise do deslocamento de partículas que pode ser feita através de um algoritmo DCC (*direct cross correlation*) ou FFT

window deformation. Feita a análise do deslocamento de partículas é então usada a imagem de calibração (capturada previamente) para estabelecer uma relação entre os pixeis das imagens e a escala métrica. Com esta relação e com o intervalo de tempo entre os pares de imagens, as velocidades obtidas pelo *software*, que se encontram em pixeis/frame, são então convertidas para metros por segundo. Finalmente faz-se o pós-processamento, na qual se estabelecem as gamas de velocidades em que se encontra a grande maioria dos vetores, permitindo eliminar os vetores que apresentam resultados completamente díspares dos restantes. Após este processo, a análise PIV encontra-se concluída podendo agora extrair-se dos resultados obtidos outros parâmetros como linhas de corrente, vorticidade ou perfis de velocidade.

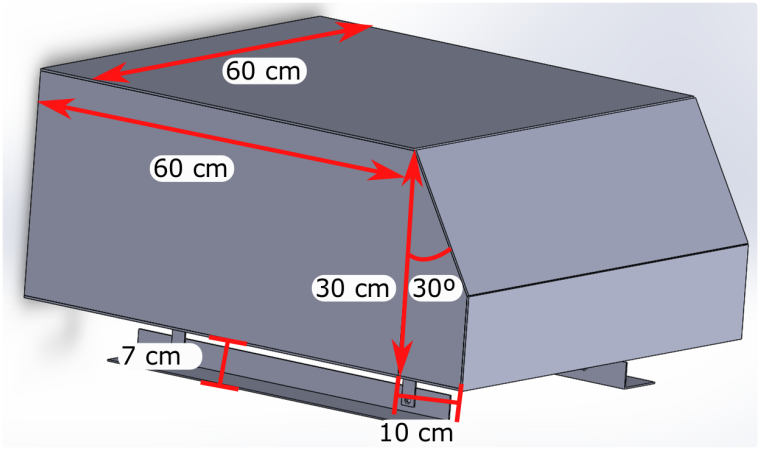
3.4 Ensaios em túnel de vento sobre controlo de escoamento em traseiras de veículos.

De modo a avaliar a capacidade de atuadores a plasma para controlo de escoamento em situações de aplicabilidade real, foram construídos diversos modelos de traseiras de veículos para realização de testes em túnel de vento. As dimensões dos modelos tiveram em consideração a dimensão da secção de trabalho do túnel de vento. Em geral os modelos não devem de perturbar a secção de trabalho em mais de 10%, de modo a não introduzir os efeitos das paredes. No entanto, no que diz respeito ao corpo *Ahmed* pretendia-se realizar uma análise bidimensional, para tal era preciso estender a largura deste modelo de modo a que a análise não fosse perturbada pelos efeitos tridimensionais do escoamento gerados nos cantos do modelo. Por outro lado, no que diz respeito ao corpo *backward-facing step*, pretendia-se analisar os efeitos tridimensionais gerados nos cantos do modelo e, para uma relação de bloqueio do túnel inferior a 10% o modelo BFS seria demasiado pequeno, impedindo a captação dos efeitos tridimensionais gerados no canto deste. Para além disso, há que garantir o número de Reynolds para assegurar a semelhança dinâmica do escoamento. Pelo que, ao reduzirmos muito a escala do modelo, para não perturbar tanto o escoamento no túnel, teríamos de trabalhar com velocidades de escoamento no túnel mais elevadas. Por outro lado, sabe-se que os níveis de velocidade induzidos pelo DBD são relativamente baixos (inferiores a $5\ m/s$). Considerando estas várias restrições optou-se por penalizar um pouco o bloqueio do túnel (até porque relativamente ao corpo *Ahmed* é apenas de interesse a secção média $2D$) de forma a garantir que os atuadores ainda induziam uma quantidade de movimento suficiente durante o ensaio, em relação ao escoamento de aproximação gerado pelo túnel.

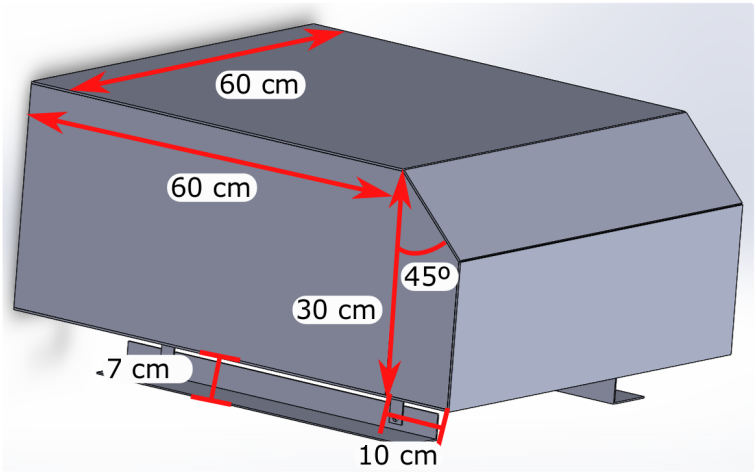
Foi feito um modelo para teste de traseiras em formato de *Ahmed body* que permite acoplar três traseiras diferentes, para três ângulos de inclinação diferentes (30^0, 40^0 e 60^0). As dimensões destes modelos encontram-se representadas na figura 3.11.

Os modelos foram construídos em placas de aglomerado de madeira MDF de $3\ mm$ de espessura. Foram ainda usados perfis de madeira de $14 \times 18\ mm$ e $27 \times 14\ mm$ para as estruturas interiores. A base que permite segurar os modelos ao túnel de vento foi feita com perfis de alumínio em"L". Para além destes três modelos de traseiras foi construído mais um, que permite simular a traseira de camiões, sendo que estas se assemelham a um paralelepípedo sem qualquer tipo de inclinação. Este caso de estudo é comummente designado na literatura de *"backward-facing step"*. As dimensões deste último modelo podem ser observadas na figura 3.12.

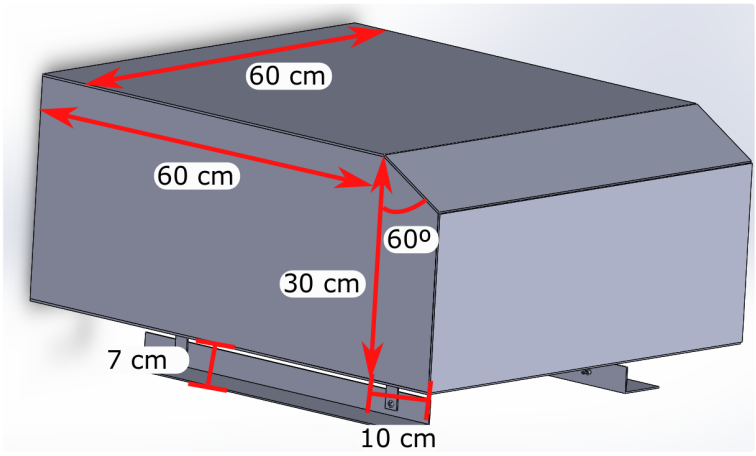
Tal como os modelos do tipo *Ahmed body*, o modelo *backward step* foi também contruído com perfis de madeira e placas de aglomerado MDF. De igual forma, a base foi também feita em



(a) Modelo com inclinação traseira de 30^0



(b) Modelo com inclinação traseira de 45^0.



(c) Modelo com inclinação traseira de 60^0.

Figura 3.11: Modelos em formato *Ahmed body* testados em túnel de vento.

perfis de alumínio em "L". Os desenhos de execução bem como diversas fotografias do processo de construção dos modelos podem ser encontradas no apêndice C. Estes modelos foram testados num túnel de vento com uma secção interior de $80 \times 80\ cm$. Este túnel de vento permite gerar velocidades de escoamento até $30\ m/s$ e é controlado através de um potenciómetro que permite estabelecer as rotações por minuto do ventilador. O túnel de vento contém um sistema instalado

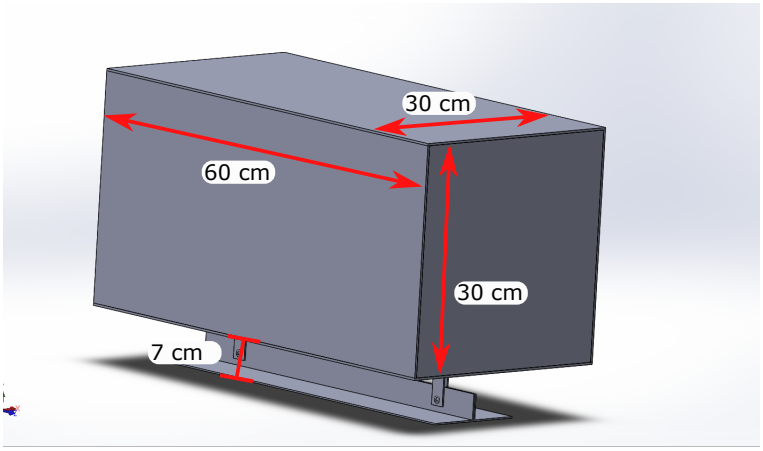
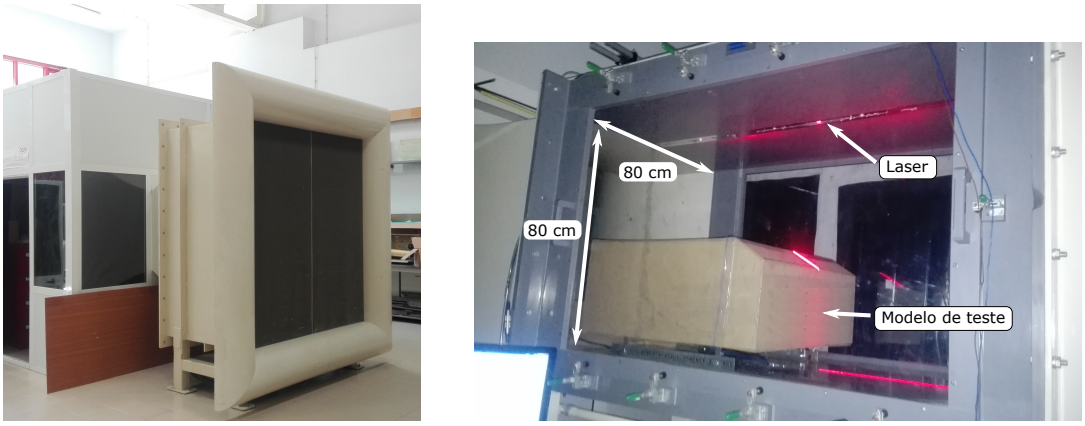


Figura 3.12: Modelo em formato *"backward step"* testado no túnel de vento.

que através do software LabView permite medir em tempo real a velocidade do escoamento gerado no túnel. O túnel de vento, bem como parte da instalação experimental usada nestes testes experimentais, pode ser observado na figura 3.13 .



(a) Vista exterior.

(b) Vista da área de testes com laser já instalado.

Figura 3.13: Túnel de vento utilizado para testes de controlo de escoamento com atuadores a plasma DBD.

Nos ensaios experimentais realizados em túnel de vento foram realizados testes de visualização de escoamento e testes de medição de perfis de velocidade. A visualização de escoamento foi realizada com recurso a uma câmara CCD para captura de imagens com elevada velocidade e um laser que ilumina a zona de visualização (equipamento já descrito na subsecção 3.3.1). A sala do túnel de vento foi totalmente coberta por plásticos pretos de modo a torná-la totalmente escura. Ainda assim, as visualizações sofreram algumas perturbações de luz exterior que penetra pela saída de escoamento do túnel de vento, luz esta que, por razões óbvias, é impossível de eliminar. Para marcação do escoamento foi utilizada uma máquina geradora de fumo modelo $Crenova\ FM-02$ com $400\ W$ de potência. Foi utilizado um liquido para gerar fumo de cor branca, referência $JB\ Systems\ 04810$. Decidiu-se utilizar um fumo de cor branca porque as partículas deste tipo de fumos otimizam a reflexão da luz de laser incidente. Para além da visualização de escoamento, foram realizadas medições de perfis de velocidade. O aparato experimental usado para esse efeito pode ser observado na figura 3.14.

Para medição dos perfis de velocidade foi utilizado um tubo de Pitot conectado a um micro-

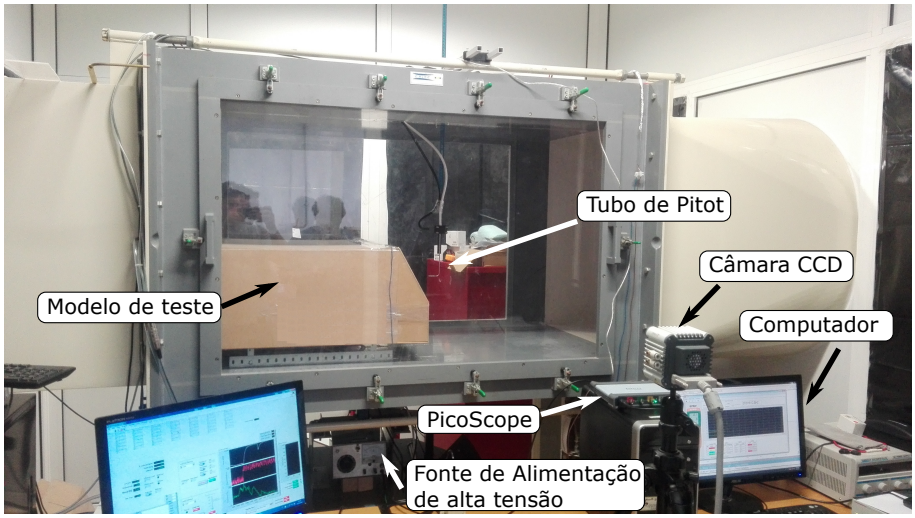


Figura 3.14: Equipamento experimental usado em testes experimentais em túnel de vento.

manómetro de pressão diferencial (equipamento já descrito na subsecção 3.3.2) que por sua vez calcula a velocidade do escoamento e realiza o envio de informação para o computador. O tubo de Pitot foi acoplado a um perfil de aço com uma fita métrica embutida. Foi construído um suporte em perfis de alumínio e peças imprimidas em PLA, que foi colocado no topo do túnel de vento. O perfil acoplado ao tubo de Pitot encaixa neste suporte, sendo que o suporte permite mover este perfil na direção vertical e fixá-lo em qualquer ponto. Com este esquema, o tubo de Pitot pode ser movido ao longo da sua vertical, e o ponto especifico em que este é colocado é medido com exatidão através da fita métrica embutida no perfil.

3.5 Desenvolvimento de técnica experimental não-intrusiva para quantificação da potência dissipada em calor por atuadores a plasma.

Tal como verificado na revisão bibliográfica, existe uma relativa falta de conhecimento sobre o comportamento e propriedades térmicas de atuadores a plasma DBD, sendo que alguns autores chegaram mesmo a afirmar que as técnicas experimentais aplicáveis a atuadores a plasma para análise das suas características térmicas se resumiam a técnicas de medição por infra-vermelhos e espectroscopia. Perante esta constatação, procurou-se, ao longo deste trabalho, desenvolver uma nova técnica experimental não-intrusiva que permita analisar o comportamento térmico de atuadores a plasma. Apesar de poucos, já havia à data estudos que quantificavam as temperaturas na superfície do atuador mas, mais importante que isso, seria quantificar a potência libertada sob a forma de calor, pois apenas comparando essa com a potência ativa poderíamos ter uma noção do rendimento térmico dos atuadores.

Uma vez que o objetivo passava por conseguir quantificar a potência térmica libertada durante a operação dos atuadores a plasma, a ideia inicial passou por recorrer a técnicas de calorimetria, até porque este é o ramo da física que estuda as trocas de energia sob a forma de calor entre corpos ou sistemas. Um dos calorímetros mais comummente usados é o calorímetro de água, no qual a água se encontra termicamente isolada do meio adjacente por intermédio do calorímetro, e o corpo cujas trocas térmicas pretendem ser medidas é submerso na água. Deste modo a

energia calorifica libertada pelo corpo submerso é transferida para a água, então as temperaturas inicial e final da água são medidas e, com isso, calcula-se a variação da temperatura (Δt) que permite obter o calor libertado através da equação fundamental da calorimetria,

$$Q = m.C_p.\Delta T. \quad (3.1)$$

Onde Q é a energia calorifica transferida para neste caso a água, m é a massa de água, C_p o coeficiente de calor especifico da água a pressão constante e ΔT a variação de temperatura da água. Como é óbvio, os atuadores a plasma não podem ser submersos em água, e dadas as características do sinal elétrico de alimentação é arriscada a utilização de processos calorimétricos baseados na transferência de calor para água. Então, numa tentativa inicial, tentou-se reproduzir esta mesma técnica, mas utilizando o ar como meio adjacente recetor da energia calorífica. Para esse efeito construiu-se um calorímetro de ar com o intuito de colocar o atuador dentro do calorímetro, estando o ambiente interior do calorímetro termicamente isolado do ambiente exterior, e medindo-se a variação de temperatura do ar provocada pelo funcionamento do atuador a plasma. Considerando que as trocas de energia entre o calorímetro e o meio exterior são praticamente nulas, sabemos que apenas ocorrem transferências de energia calorifica entre o atuador e o ar contido dentro do calorímetro e, como tal, o aumento de temperatura do ar irá refletir a energia térmica libertada pelo atuador durante o seu funcionamento. No entanto, uma vez que pretendemos aquecer o ar que se encontra no interior do calorímetro, sabemos que este vai dilatar e, uma vez que o objetivo do calorímetro é funcionar como um sistema isolado, ou seja, que não permita trocas nem de energia nem de matéria, sabemos que irá haver um ligeiro aumento de pressão no interior do calorímetro. Assim sendo, neste processo de transferência de calor não podemos considerar um processo isobárico. Contudo, podemos considerar um processo isocórico, pois teoricamente o volume de ar colocado no interior do calorímetro será obrigatoriamente constante durante todo o processo de transferência de calor. Deste modo, na equação fundamental da calorimetria o coeficiente de calor especifico a pressão constante (C_p) é substituído pelo coeficiente de calor especifico a volume constante (C_v), ficando,

$$Q = m.C_v.\Delta T. \quad (3.2)$$

Onde m é a massa de ar, C_v é o calor especifico do ar a volume constante e ΔT é a variação de temperatura do ar contido no interior do calorímetro. A massa de ar pode ser facilmente obtida pela massa volúmica e pelo volume ($m = \rho_{ar}.V_o$), e deste modo temos que a potência calorifica libertada pelo atuador a plasma será dada por,

$$P_L = \frac{\rho_{ar} V_o C_v \Delta T}{\Delta t}. \quad (3.3)$$

Assim, tendo em vista a utilização destes princípios, construiu-se um calorímetro de ar para análise da potência calorifica libertada por atuadores a plasma. Uma das principais precauções na construção deste calorímetro foi o isolamento térmico do ar interior. Segundo a lei de Fourier para a condução de calor numa parede plana temos que,

$$\dot{q} = \frac{\kappa.A}{L}.\Delta T \quad (3.4)$$

Na qual $\dot{q}$ é o fluxo de calor libertado pela parede plana, κ é a condutividade térmica do material da parede, A é a área da superfície da parede plana, L é a espessura da parede e ΔT a diferença de temperatura entre a superfície interior e a superfície exterior da parede. Quando a parede é constituída por mais que um material isolante, sabemos que cada material oferece uma determinada resistência R à passagem do fluxo térmico, sendo que esta resistência é dada por,

$$R = \frac{L}{\kappa.A}. \quad (3.5)$$

Então, temos que o fluxo térmico é dado por,

$$\dot{q} = \frac{(\Delta T)_{total}}{R_t}. \quad (3.6)$$

No qual R_t é obtido por,

$$R_t = \sum_{i=1}^{n} R_i = R_1 + R_2 + R_3 \ldots + R_n. \quad (3.7)$$

O calorímetro de ar foi então desenvolvido tendo em conta esta análise teórica apresentada, de modo a que o fluxo térmico nas suas paredes fosse o mais reduzido possível. Assim, o calorímetro foi construído com paredes constituídas por uma espessura de $3\,cm$ de *roofmate*, seguida de uma espessura de $4\,cm$ de espuma de poliuretano, seguida de mais $3\,cm$ de *roofmate*. Estes materiais foram escolhidos pois apresentam condutividades térmicas bastante reduzidas e como tal são bons isolantes térmicos ($\kappa_{roofmate} = 0,033\,W/mK$ e $\kappa_{poliuretano} = 0,04\,W/mK$). Num primeiro teste, e de modo a avaliar a capacidade deste calorímetro, foi utilizada uma resistência elétrica, de aproximadamente $46,5\ \Omega$, que converte em calor a totalidade da potência elétrica aplicada. Assim, comparando a potência térmica obtida pelo método calorimétrico com a potência elétrica aplicada à resistência podemos verificar se este processo experimental é realmente fiável ou não. Dentro do calorímetro foi também usado um pequeno ventilador, modelo: $Sunon\ ME40101V1-000U-A99$, que permite aumentar a transferência de calor da resistência para o ar adjacente de modo a que a temperatura dentro do calorímetro seja aproximadamente igual em todos os pontos. A monitorização da temperatura no interior do calorímetro foi realizada com recurso a dois termopares tipo K. Os termopares foram colocados em dois pontos distintos dentro do calorímetro, tal como se pode verificar na figura 3.15, o que permite verificar se a temperatura no calorímetro é aproximadamente igual ao longo de todo o volume de ar.

Uma vez que o ventilador se encontra em funcionamento dentro do calorímetro, antes de se proceder aos testes de medição de potência dissipada em calor, fez-se um ensaio experimental para verificar se o funcionamento do ventilador conduzia ou não a um aumento de temperatura. Assim, primeiramente adquiriu-se a temperatura interior com o ventilador e com a resistência desligados e posteriormente ligou-se o ventilador mantendo-se a resistência desligada. Uma vez

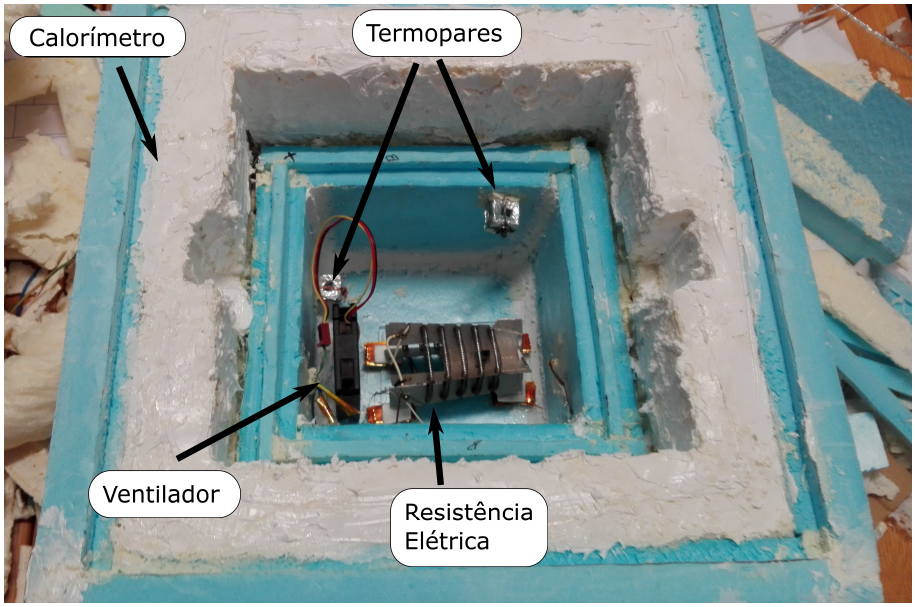
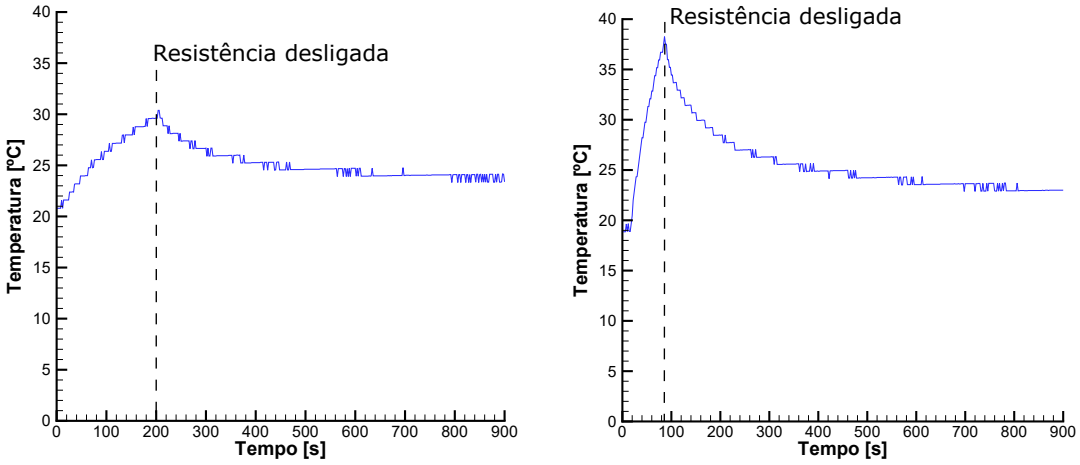


Figura 3.15: Calorímetro de ar desenvolvido tendo em vista o cálculo do calor transferido pelos atuadores para o ar adjacente.

que estamos a fornecer uma determinada potência ao ventilador para este operar no interior do calorímetro, sabemos que uma pequena parte dessa potência será também dissipada sob a forma de calor. Como tal, é importante garantir que esta potência é suficientemente baixa a ponto de poder ser desprezável. Neste teste experimental, a temperatura manteve-se constante após o ventilador ser ligado e durante todo o tempo de operação, o que nos permite concluir que as perdas de potência do ventilador sob a forma de calor podem ser desprezadas pois não afetam as medições. Posteriormente, testou-se então o calorímetro com a resistência e ventilador em funcionamento no seu interior. Foram realizados dois testes, um com a uma tensão de $7,5\ V$ aplicada aos terminais da resistência e o segundo com uma tensão de $15\ V$. A evolução da temperatura no interior do calorímetro pode ser observada na figura 3.16. No primeiro teste a resistência esteve ligada durante aproximadamente $210\ s$ enquanto que no segundo, uma vez que a temperatura no interior aumenta muito mais rapidamente, a resistência esteve ligada durante aproximadamente $80\ s$. A aquisição dos valores de temperatura foi realizada de dois em dois segundos.

Tal como se verifica na figura 3.16, os resultados obtidos com este método não foram os melhores. Verifica-se que, efetivamente, a temperatura no interior aumenta enquanto a resistência está ligada, no entanto, quando esta é desligada o decaimento de temperatura deveria ser muito lento, o que não se verifica. Deste modo, este método calorimétrico não é válido, pois o decaimento de temperatura é abrupto, o que leva a crer que há perdas de calor significativas para o exterior e, como tal, a evolução da temperatura do ar interior não reflete a potência calorifica transferida gerada pela resistência. Acreditando que o principal problema desta técnica experimental residia na ineficácia de isolamento térmico do calorímetro foi feita uma nova tentativa, com um novo calorímetro, considerando um esquema de funcionamento diferente. Como sabemos, o fluxo térmico entre as paredes do calorímetro ocorre devido à diferença de temperaturas entre os dois lados da parede que separa o ambiente interior do ambiente exterior, e o fluxo de calor será maior quanto maior for esta diferença de temperaturas. Como tal, tentámos então construir um calorímetro no qual a diferença de temperaturas seria muito baixa, de modo a que o fluxo de calor fosse quase nulo. Neste sentido, construiu-se um novo calorímetro que consistiu



(a) Teste com resistência a $7,5\ V$.

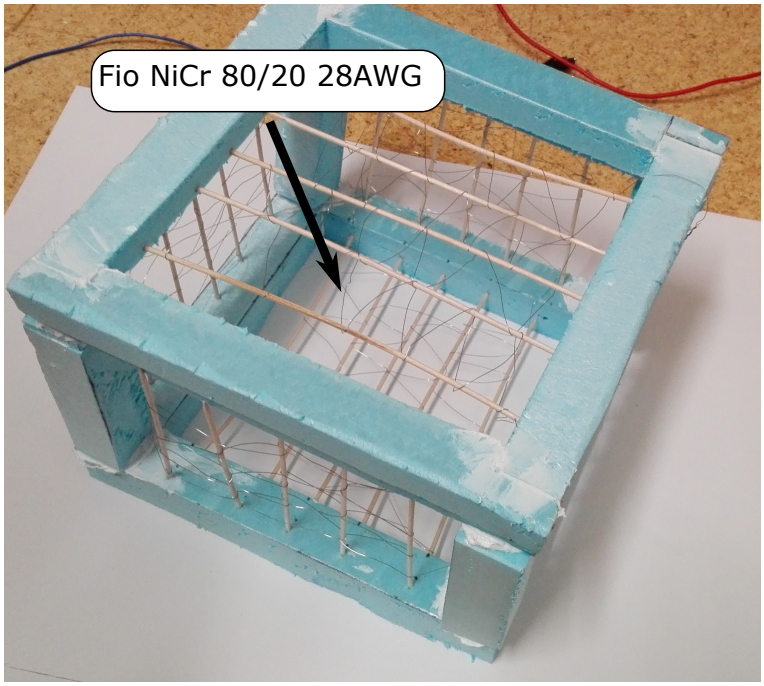
(b) Teste com resistência a $15\ V$.

Figura 3.16: Evolução da temperatura no interior do calorímetro.

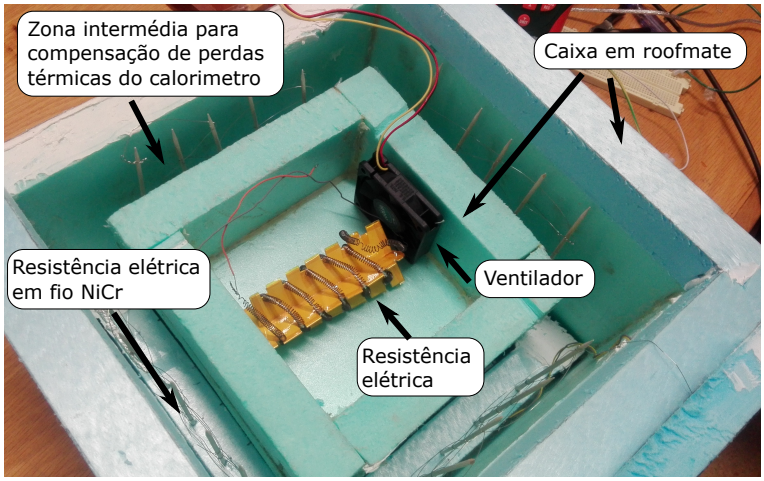
em duas caixas feitas em *roofmate* (uma caixa maior com as dimensões $25 \times 25 \times 18\ cm$), uma caixa mais pequena com as dimensões $13 \times 13 \times 6\ cm$, e uma estrutura intermédia que suporta um fio Níquel-Crómio (80% Níquel e 20% Crómio) 28AWG ($0,32\ mm$ de diâmetro) igualmente distribuído ao longo da estrutura. Esta estrutura foi colocada na zona intermédia entre as duas caixas, tal como demonstra a figura 3.17.

O fio de Níquel-Crómio foi escolhido pois este, quando lhe é aplicada uma tensão aos terminais, permite gerar calor por efeito de Joule. Assim, é aplicada uma determinada tensão aos terminais do fio de níquel de modo a gerar calor na zona intermédia com o intuito de que a temperatura do ar nesta zona seja muito próxima da temperatura do ar interior, para que o fluxo de calor entre o ambiente interior e a zona intermédia seja quase nulo. Claro está que a temperatura na zona intermédia nunca pode ser superior à temperatura na zona interior, caso contrário o fluxo de calor inverterá o sentido. Foram utilizados dois termopares tipo K, um foi colocado na zona interior e outro na zona intermédia para monitorização da temperatura nas duas zonas. No gráfico apresentado na figura 3.18 podemos ver os resultados obtidos num teste com uma resistência térmica em funcionamento na zona interior do calorímetro.

Neste teste foi aplicada uma tensão de $4\ V$ aos terminais da resistência colocada na zona interior, e uma tensão que se foi variando manualmente aos terminais da resistência da zona intermédia, de modo a que a temperatura nesta zona nunca ultrapassasse a temperatura na zona interior, e garantindo uma diferença de temperaturas nunca superior a $4\ ^0C$. Com este método podemos ver que as perdas térmicas são totalmente eliminadas e quando é desligada a resistência no interior a temperatura nesta zona mantém-se constante. Mesmo após desligarmos também a resistência na zona intermédia, a temperatura na zona interior mantém-se constante sendo que apenas começa a baixar para diferenças de temperatura superiores a $6\ ^0C$. Procedeu-se então a um cálculo da potência térmica dissipada no interior do calorímetro, valores estes que foram comparados com a potência elétrica aplicada à resistência. Foram realizados diversos testes para diferentes valores de tensão aplicados aos terminais da resistência, no entanto, os resultados obtidos estiveram sempre muito longe da potência elétrica aplicada. Uma vez que a totalidade da potência elétrica aplicada à resistência é dissipada em calor por efeito de Joule, perante os resultados obtidos concluiu-se que este método experimental não permite determinar a potência térmica dissipada com fiabilidade. Uma vez que eliminámos ao máximo as perdas de calor pela parede do calorímetro, concluímos que o problema desta técnica experimental



(a) Estrutura intermédia para redução de perdas de calor.



(b) Calorímetro com os respetivos equipamentos para teste

Figura 3.17: Calorímetro com redução de perdas térmicas.

reside na utilização de ar como meio que recebe o fluxo de calor pois, comparativamente à água, que é o meio geralmente usado nesta técnica, o ar tem uma capacidade calorifica muito inferior, o que conduz à obtenção de erros significativos. Assim sendo, tentou-se desenvolver um calorímetro no qual se utiliza água como meio que recebe o calor dissipado pelo dispositivo. A figura 3.19 mostra este novo aparato.

Este calorímetro consistiu num reaproveitamento do primeiro calorímetro de ar construído. Como se verifica na figura 3.19, este calorímetro apresenta duas zonas, uma primeira zona em que o meio circundante é ar, e na qual é colocado o dispositivo que se pretende analisar, e uma segunda zona que é totalmente preenchida por água. Na zona de ar foi colocada uma resistência elétrica que irá gerar calor por efeito de Joule, e um ventilador que irá aumentar a transferência de calor para o meio circundante, que neste caso é ar. Esta zona encontra-se separada da zona adjacente por uma parede de cobre (um bom condutor térmico) aglomerada

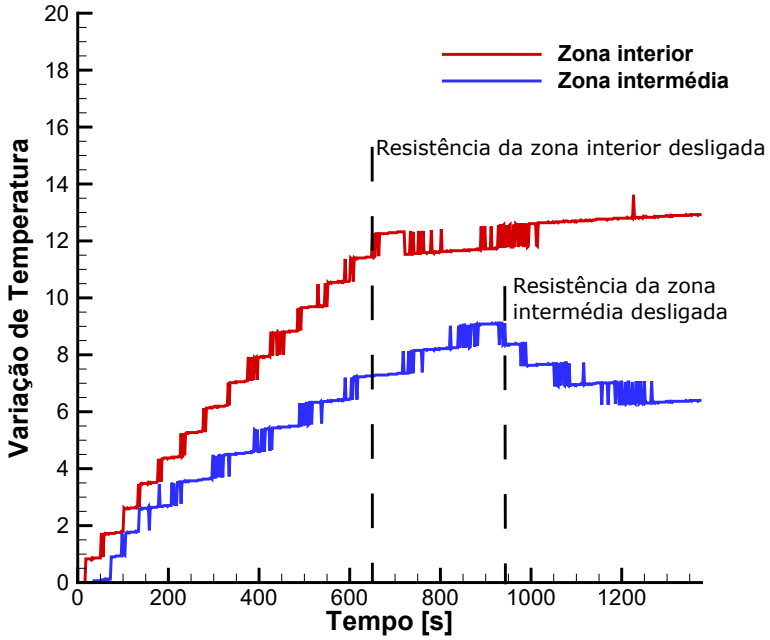


Figura 3.18: Evolução da temperatura na zona interior e na zona intermédia do calorímetro.

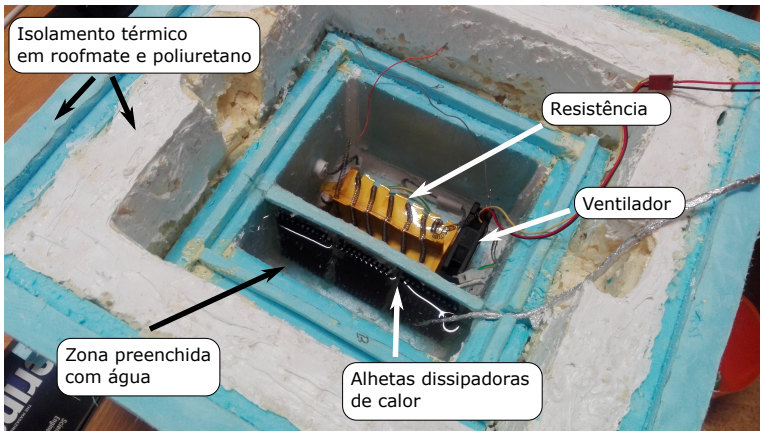


Figura 3.19: Calorímetro de água para medição de potência térmica dissipada por atuadores a plasma.

a um conjunto de alhetas de transferência de calor que permitem otimizar a dissipação de calor para a água. Assim, o calor é gerado na primeira zona e transferido para o ar adjacente presente neste meio. A água que é usada para preencher a segunda zona encontra-se a uma temperatura inferior à temperatura ambiente e, preferencialmente, durante o ensaio não deve ultrapassar a temperatura ambiente. Quando uma determinada tensão é aplicada a resistência elétrica começa a gerar calor e, uma vez que esta zona apresenta dimensões reduzidas ($15 \times 15 \times 4\ cm$), o calor dissipado pela resistência é rapidamente transferido por todo o volume de ar desta zona devido ao elevado coeficiente de transferência de calor por convecção forçada originado pelo funcionamento do ventilador. Esta zona encontra-se termicamente isolada do exterior, e apresenta condições favoráveis à transferência de calor para a zona preenchida com água. Uma vez que a água se encontra a temperaturas mais baixas que a temperatura ambiente, o calor gerado na zona de ar é rapidamente transferido para a zona de água. Assim, a temperatura na zona de ar não aumenta consideravelmente e, como tal, a energia térmica é transferida na forma de calor para a zona de água, sendo que possíveis transferências de energia térmica para o exterior são praticamente nulas. Foi colocado um agitador dentro da zona de água de

modo a garantir que esta terá um temperatura aproximadamente homogénea. Sabemos então que energia calorifica transferida para a água será aproximadamente igual à energia calorifica libertada pela resistência elétrica.

Considerando a lei fundamental da calorimetria, sabemos que para um processo isobárico a energia calorifica transferida para um corpo é dada pela equação,

$$Q = m.C_p.\Delta T. \quad (3.8)$$

Na qual m é a massa do corpo, C_p é o calor especifico a pressão constante, e ΔT é a variação de temperatura. A massa de água pode ser obtida através da massa volúmica e do volume de água utilizado ($m = \rho.V_o$), e dado que a potência térmica transferida para a água resume-se à energia calorifica transferida por segundo temos que,

$$P_T = \frac{\rho_{agua}.V_o.C_p.\Delta T}{\Delta t}. \quad (3.9)$$

Foi então realizada uma validação deste método calorimétrico recorrendo à resistência elétrica, e comparando a potência térmica obtida pelo método calorimétrico e a potência elétrica aplicada à resistência. Os resultados obtidos podem ser observados no gráfico da figura 3.20. Os testes foram realizados para um período de funcionamento de $600\ s$.

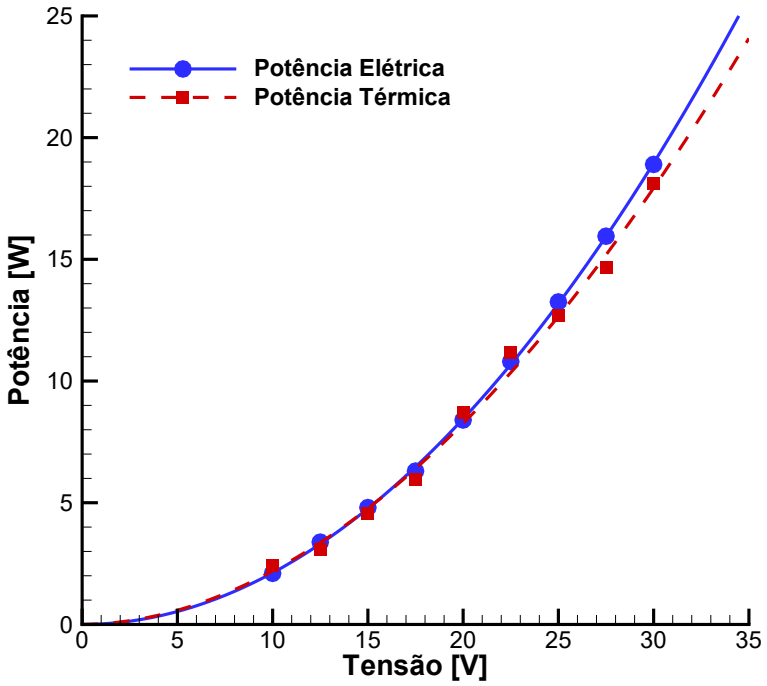


Figura 3.20: Validação com resistência elétrica do método do calorímetro de água.

Tal como demonstra o gráfico da figura 3.20, os resultados obtidos pelo método experimental calorimétrico estão de acordo com a potência elétrica aplicada. Considerando os valores de potência elétrica aplicada à resistência elétrica como valores esperados, o erro relativo da medição é dado por,

$$\delta_R = \frac{|x - x_i|}{x} \times 100\%. \quad (3.10)$$

No qual x representa o valor esperado e x_i representa o valor obtido experimentalmente. O erro relativo foi calculado para cada um dos ensaios e pode ser verificado na tabela 3.1.

Tabela 3.1: Erro relativo obtido com método do calorímetro de água.

Tensão Aplicada [V]	Corrente [A]	Potência Aplicada [W]	Potência Obtida [W]	Erro Relativo [%]
10	0.21	2.10	2.41	14.62%
12.5	0.27	3.38	3.09	8.56%
15	0.32	4.80	4.57	4.86%
17.5	0.36	6.30	5.97	5.19%
20	0.42	8.40	8.69	3.44%
22.5	0.48	10.80	11.19	3.62%
25	0.53	13.25	12.68	4.31%
27.5	0.58	15.95	14.65	8.15%
30	0.63	18.90	18.11	4.20%

Excluindo o ensaio realizado para uma tensão aplicada aos terminais da resistência de $10\ V$, todos os ensaios apresentam erros relativos inferiores a 10%, o que nos permite concluir que este método experimental é relativamente fiável. Além disso, é compreensível que o ensaio de $10\ V$ apresente um erro maior uma vez que, quanto menor a potência elétrica aplicada, menor a variação de temperatura, logo maior a influência do erro associado à medição experimental da temperatura. Após a validação procedeu-se então à aquisição de dados com atuadores a plasma, sendo este o objetivo do desenvolvimento desta técnica experimental. Foi então testado um atuador a plasma com $0,3\ mm$ de espessura de Kapton. A tabela 3.2 resume os resultados obtidos para diferentes níveis de tensão aplicada e mesma frequência ($24\ kHz$).

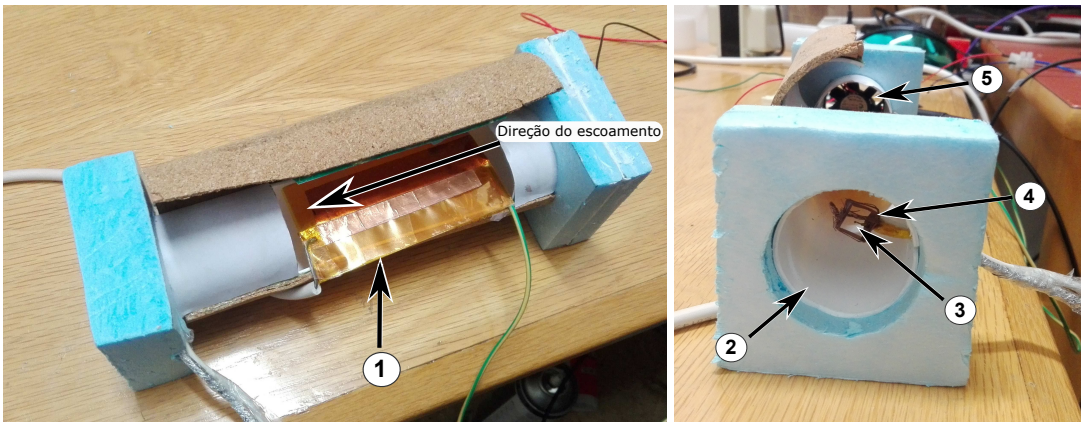
Tabela 3.2: Resultados obtidos para atuador de Kapton com $0,3\ mm$ de espessura.

Tensão Aplicada [kVpp]	Potência Aplicada [W]	Variação de temperatura	Potência Obtida [W]
5	3.43	1.09	4.10
6	6.77	2.11	7.94
7	12.13	3.62	13.61

Infelizmente, como se verifica na tabela 3.2 esta técnica quando utilizada com atuadores a plasma não apresenta os resultados esperados. Apesar de se ter demonstrado eficaz, e de ter sido validada para uma resistência elétrica, para atuadores a plasma obtivemos valores de potência térmica dissipada superiores aos valores de potência aplicada, o que é claramente impossível. Os ensaios foram repetidos no entanto sempre com insucesso, obtendo repetidamente valores de potência térmica dissipada superiores aos valores de potência elétrica aplicada. Em principio, o insucesso deste método experimental, quando aplicado a atuadores a plasma, deve-se ao elevado campo elétrico originado na zona de formação do plasma, que por sua vez vai carregar eletricamente as partículas de água e alterar as propriedades desta.

Posteriormente, avançou-se então para uma nova tentativa, na qual se abandonou a ideia de utilização de água como meio recetor de calor, e voltou-se à ideia de utilizar ar como meio recetor de calor. No entanto, desta vez procurou-se quantificar o calor transferido para o ar num processo isobárico ao invés de num processo isocórico. Para esse efeito desenvolveu-se um novo dispositivo que, basicamente, consiste num canal com um pequeno ventilador na entrada para

produção de um escoamento de ar. Este dispositivo pode ser visto na figura 3.21, os desenhos de execução e respetiva construção podem também ser verificados no apêndice D.



(a) Vista de topo. (b) Vista frontal.

Figura 3.21: Calorímetro de fluxo de ar para quantificação da potência térmica gerada por atuadores a plasma. 1- Atuador a plasma DBD, 2- Saída do fluxo de ar, 3-Termopar, 4- Gaiola de cobre para eliminação de interferência eletromagnética 5- Ventilador na entrada do calorímetro para geração do fluxo de ar.

Para a realização de testes experimentais o atuador é colocado dentro do canal através da abertura lateral que é fechada durante a realização dos testes. O tubo é totalmente revestido por uma camada de cortiça de elevada qualidade com $3\ mm$ de espessura e que apresenta uma condutividade térmica muito baixa ($\kappa = 0,04\ W/mK$), de modo a prevenir possíveis perdas de calor pelas paredes do calorímetro. O canal do calorímetro tem um diâmetro de $4,3\ cm$ e um comprimento de $21\ cm$. Na entrada do calorímetro encontra-se um pequeno ventilador, marca "Sunon" modelo:$ME40101V1 - 000U - A99$ com dimensões $40 \times 40 \times 10\ mm$. Este ventilador funciona a 12 Volt DC e produz um fluxo de ar constante de $13,6\ m^3/h$. Como tal, temos uma velocidade de escoamento de ar de $2,6\ m/s$ (valor de velocidade este que foi confirmado através de medição com um anemómetro). Assim sendo, temos para estes testes um número de Reynolds igual a 7397, o que significa que a quantificação da transferência de calor é feita em condições de escoamento turbulento. Estas condições são essenciais pois originam um elevado coeficiente de transferência de calor, o que faz com que o processo de transferência de calor do atuador para o escoamento adjacente seja muito rápido. Durante os testes, a temperatura do fluxo de ar é medida na saída do calorímetro (a cerca de $6\ cm$ de distância do atuador) através de um termopar, tipo K, com $2\ m$ de comprimento de cabo, um alcance de temperaturas de -40^0C a 1200^0C, e um tempo de resposta de $0,1\ s$. O termopar é conectado a um *"thermo-booster pack"*, que se encontra acoplado a um micro-controlador *TI Launchpad* modelo *MSP EXP430G2*. Por sua vez, o micro-controlador encontra-se conectado ao computador a partir do qual é realizada a aquisição de dados do termopar a partir de um programa de Matlab. O código utilizado neste programa pode ser visto no apêndice E.

Para realização dos testes experimentais o ventilador é ligado antes do atuador a plasma ser colocado em funcionamento. É considerado um período de estabilização de $10\ s$ para assegurar a estabilização da temperatura do escoamento de ar. Depois, a temperatura é medida durante $30\ s$ (temperatura inicial) e de seguida o atuador a plasma é colocado em funcionamento. A temperatura do escoamento à saída do calorímetro é continuamente monitorizada e, assim que se verifica a sua estabilização, é gravada durante $30\ s$ (temperatura final). Considerando a lei fundamental da calorimetria, sabemos que para um processo isobárico a energia calorifica

transferida para um corpo é dada pela equação,

$$Q = m.C_p.\Delta T. \quad (3.11)$$

Na qual m é a massa do corpo, C_p é o calor especifico a pressão constante, e ΔT é a variação de temperatura. No nosso caso especifico, a energia térmica libertada pelo atuador será transferida para o escoamento de ar, como tal, aplicando a lei fundamental da calorimetria e substituindo a massa pelo caudal mássico do escoamento ($\dot{m}$), obtemos a energia calorifica transferida por segundo que é na verdade a potência térmica gerada pelo atuador. O caudal mássico do escoamento de ar pode ser calculado pela massa volúmica do ar e pelo caudal de ar ($\dot{m} = \rho_{ar}.\phi$) e deste modo temos que a potência térmica libertada pelo atuador é dada por:

$$P_T = \rho_{ar}.\phi.C_p.\Delta T. \quad (3.12)$$

É importante ter em conta que o funcionamento dos atuadores a plasma DBD leva a modificações da composição do ar, aliás, como explicado no capítulo 2, antes das superfícies de barreira dielétrica de descarga começarem a ser utilizadas para controlo ativo de escoamento, já eram utilizadas para geração de ozono. Assim sendo, temos que ter em conta que a superfície de descarga interage diretamente com o ar adjacente e, tal como explicado em Kogelschatz [43], a reação química que descreve esta interação é dada por,

$$O + O_2 + M \longrightarrow O_3 + M. \quad (3.13)$$

Na equação M representa um terceiro termo nas colisões podendo ser O_2, O_3, O ou N_2. Como tal, verificamos que em adição à formação de ozono há também uma variedade de espécies de óxido de azoto que podem ser geradas, tais como NO, NO_2, NO_3 e N_2O_5. No caso particular de atuadores a plasma DBD a formação destas espécies de óxido de azoto (NO_x) é geralmente muito baixa e o seu papel pode ser desprezável, tal como descrito no trabalho de Rabat et al. [220]. Assim sendo, desprezando a formação de óxidos de azoto durante o funcionamento do atuador, temos que a principal alteração que ocorre na composição do ar circundante passa pela formação de ozono e aumento da sua concentração na composição do ar. A síntese de ozono através de superfícies de descarga DBD resulta em maiores concentrações de ozono e melhores rendimentos quando realizada com oxigénio puro. Quando realizada com ar, como é o nosso caso, a produção de ozono não atinge níveis tão relevantes [221, 222]. A produção de ozono a partir de ar é cerca de três ou quatro vezes inferior à produção de ozono a partir de oxigénio. Por outro lado a produção a partir de superfícies de descarga DBD também é muito reduzida quando comparada com ozonizadores baseados em DBD's [220]. De modo a analisarmos o impacto da formação de ozono na composição do ar, recorremos ao estudo conduzido por Rabat et al. [220]. Neste estudo os autores apresentaram valores para a concentração de ozono produzida por três configurações diferentes de atuadores a plasma DBD. Uma destas configurações apresenta elétrodos com um comprimento de $80\ mm$ sem espaçamento entre eles, características estas bastante semelhantes às dos atuadores a plasma testados no nosso estudo. Para ar seco, os autores obtiveram um aumento de concentração máximo de ozono de $494\ ppmv$ para uma tensão aplicada de $9,5kV$ e uma frequência de $1\ kHz$, o que significa que cerca de $0,0494\%$ do volume de ar é constituído por ozono. Em condições normais a concentração de ozono no ar seco é cerca

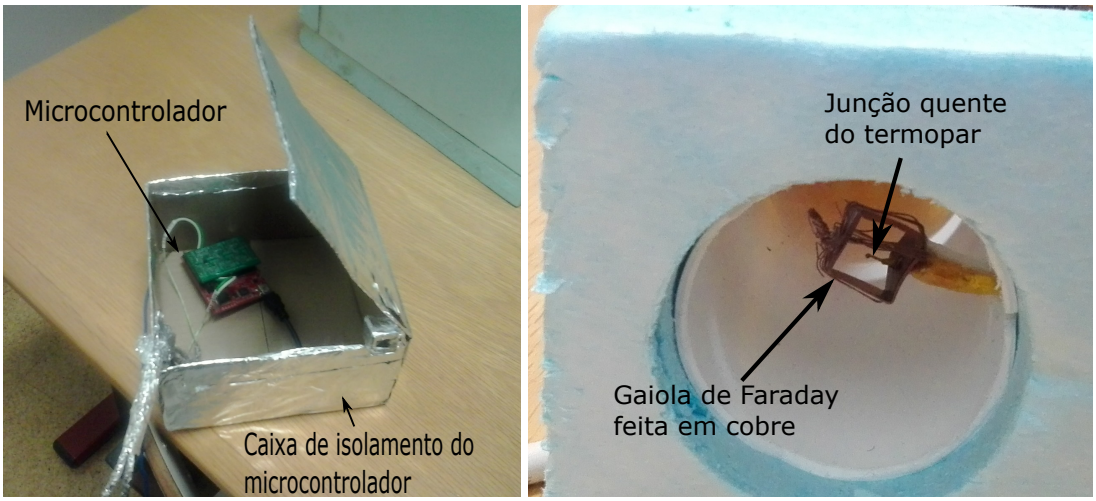
de $1 \times 10^{-6}\%$, como tal temos que a interação da descarga de plasma com ar adjacente resulta num aumento da concentração do ozono em $0,0494\%$ em detrimento de uma ligeira redução da concentração de oxigénio. No cálculo da potência calorifica libertada durante o funcionamento dos atuadores a plasma utilizamos o calor especifico do ar seco, que por sua vez presume que o ar seco é constituído por $78,08\%$ de Azoto, $20,95\%$ de oxigénio e a restante percentagem, inferior a 1%, é constituída por outros gases na qual se inclui o ozono. Assim sendo, concluímos que ainda com o aumento de aproximadamente $0,05\%$ na concentração de ozono, esta concentração não excede a concentração de 1% que é considerada no calor especifico para outros gases. Assim sendo, podemos concluir que as alterações da composição do ar resultantes da sua interação com a descarga de plasma não têm impacto no calor especifico do ar e, como tal, podem ser desprezadas no cálculo da potência calorifica gerada pelo funcionamento dos atuadores.

3.5.1 Mitigação da interferência eletromagnética

O elevado campo elétrico que se origina na região da formação de plasma durante o funcionamento dos atuadores gera elevada interferência eletromagnética, o que dificulta a utilização de dispositivos eletrónicos, afetando significativamente o funcionamento destes. Como tal, é fundamental isolar, a nível eletromagnético, estes dispositivos que se pretendem utilizar, pois só assim é possível o seu funcionamento adequado. Este é um problema recorrente em qualquer estudo relativo a atuadores a plasma, o qual tem sido reportado em diversos estudos, e que sem dúvida alguma tem atrasado os progressos científicos a nível do estudo destes dispositivos. Aliás, estudos como o de Tirumala et al. [73] chegaram mesmo a reportar a impossibilidade de utilização de termopares para medições em atuadores a plasma. Obviamente, para esta técnica experimental poder ser executada, este aspeto teve de ser ultrapassado, possibilitando a medição da temperatura do ar com recurso a um termopar conectado a um sistema de aquisição eletrónico. Os cabos do termopar foram completamente revestidos por folha de alumínio que foi conectada a um plano terra. Assim, o aluminio funciona como um isolamento eletromagnético pois, uma vez que este é um bom condutor elétrico, as correntes parasitas são conduzidas pelo alumínio para o terra. A junção quente do termopar foi inserida numa pequena gaiola de cobre que atua como uma gaiola de Faraday, possibilitando o contacto direto da junção quente com o escoamento de ar, mas providenciando um isolamento eletromagnético do meio circundante. O micro-controlador que recepciona a informação enviada pelo termopar, e permite a aquisição de dados através do computador, foi também colocado numa caixa revestida por folha de alumínio conectada ao terra de modo a impedir que possíveis correntes parasitas afetem o normal funcionamento deste dispositivo. A figura 3.22 mostra o isolamento utilizado para prevenir o mau funcionamento dos dispositivos devido à interferência eletromagnética gerada pelo funcionamento do atuador a plasma.

Ainda assim verificou-se que este isolamento, apesar de permitir a medição da temperatura, não era completamente eficaz, verificando-se por vezes algumas anomalias durante a medição. A figura 3.23 mostra uma medição realizada com o equipamento nesta fase do processo de mitigação da interferência eletromagnética.

Este gráfico mostra-nos que após o isolamento do termopar e do micro-controlador a aquisição de dados de temperatura já é possível, ainda assim por vezes o sistema é afetado pela interferência eletromagnética, sendo que este efeito é claramente visível nos resultados adquiridos, tal como demonstra a figura 3.23. Assim, de modo a eliminar por completo estas interferências que afetam a precisão dos resultados, foi ainda utilizado um filtro de frequência que consiste num circuito RC passa-baixo. Sabemos que para este filtro a frequência de *"cut-off"* é dada por,



(a) Isolamento do micro-controlador. (b) Isolamento da junção quente.

Figura 3.22: Isolamento do sistema de aquisição de dados de modo a eliminar a interferência eletromagnética gerada pelo funcionamento atuador a plasma.

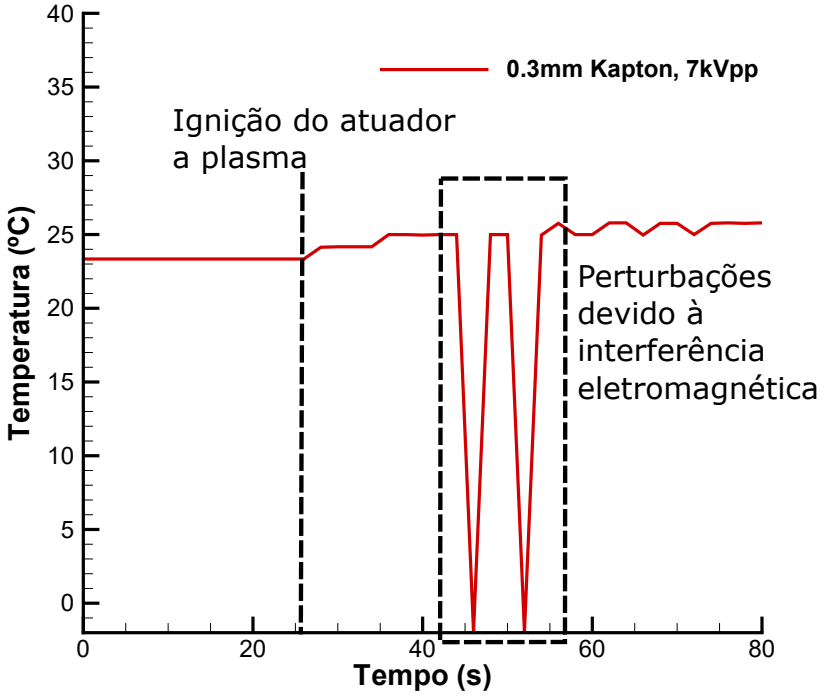
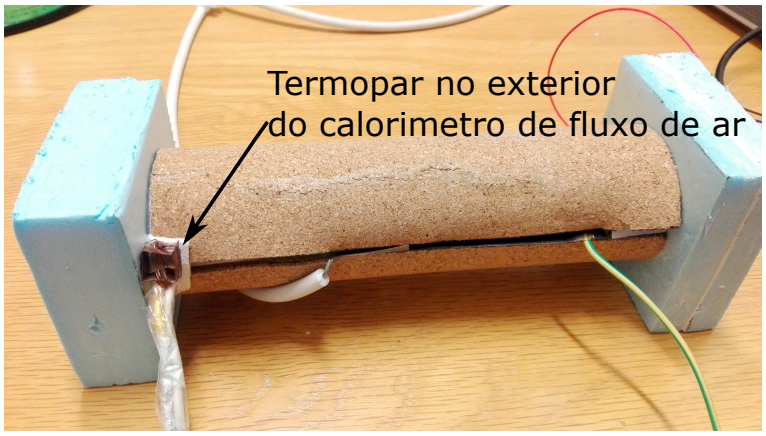


Figura 3.23: Gráfico da medição da temperatura do ar obtido após o isolamento do termopar e do micro-controlador.

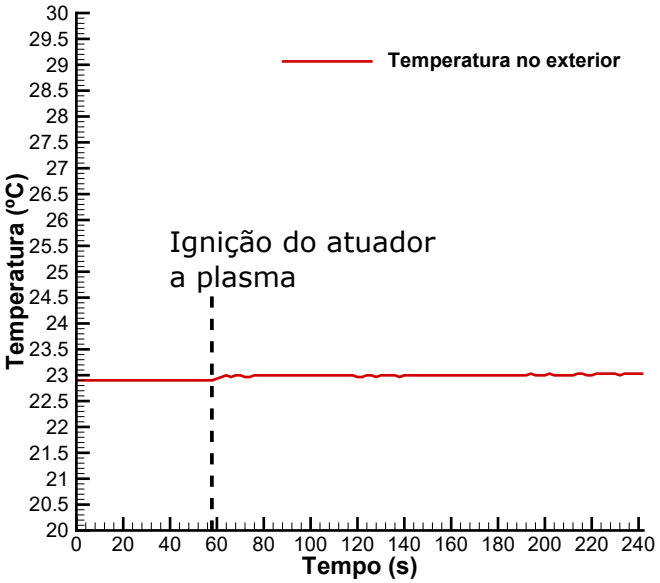
$$f_c = \frac{1}{2\pi RC}. \quad (3.14)$$

A resistência do termopar foi medida tendo-se obtido um valor de $25\ \Omega$. Então, para uma frequência de *"cut-off"* de $20\ kHz$ teríamos de usar um condensador de $0,32\ \mu F$. Com base

neste cálculo, decidimos utilizar um condensador de $10\ \mu F$ que, efetivamente, nos permitiu eliminar por completo as interferências na medição. De modo a garantir que a medição não sofria interferências significativas, devido ao funcionamento do atuador a plasma, foi realizado um teste de verificação no qual o termopar foi colocado a uma distância do atuador igual aquela em que se pretende realizar as medições, mas na parte exterior do calorímetro de fluxo de ar. Assim, garantimos que as condições de interferência eletromagnética que possam afetar o termopar são semelhantes às dos testes que se pretendem realizar, no entanto, como o termopar se encontra no exterior do calorímetro a temperatura do ar circundante não deve variar. Deste modo, sabemos que se verificarmos variações na temperatura adquirida, após a ignição do atuador a plasma, significa que a medição está a ser afetada por interferências eletromagnéticas. A figura 3.24 mostra o posicionamento do termopar nesta verificação experimental bem como o resultado da medição obtido.



(a) Posicionamento do termopar no exterior do calorímetro.



(b) Medição da temperatura obtida.

Figura 3.24: Verificação da interferência eletromagnética na medição após isolamento e aplicação de filtro.

Como podemos verificar, após a ignição do atuador a plasma, a medição da temperatura mantém-

se praticamente constante e sem alterações significativas. Apenas muito pequenas oscilações são verificadas, sendo que estas ligeiras oscilações estão compreendidas numa amplitude de $\pm 0,1^0 C$ e, como tal, podem ser desprezadas. Assim sendo, podemos concluir que o equipamento de medição e aquisição de temperatura se encontra completamente isolado da interferência eletromagnética e esta não terá qualquer influência nos resultados obtidos.

3.5.2 Verificação da precisão do método experimental.

De modo a poder utilizar-se esta técnica experimental para quantificação da potência calorifica gerada pelos atuadores a plasma, com a garantia de que esta técnica permite obter valores precisos, foi realizada uma verificação experimental que permitiu estimar a precisão deste método. Esta verificação foi realizada utilizando uma resistência elétrica com $10\ cm$ de comprimento. A resistência elétrica foi colocada dentro do calorímetro, na mesma posição em que se pretendem colocar os atuadores a plasma, e a potência calorifica gerada pela resistência elétrica foi quantificada pelo método experimental calorimétrico. A figura 3.25 mostra a resistência elétrica usada, colocada dentro do calorímetro de fluxo de ar para verificação da precisão do método experimental.

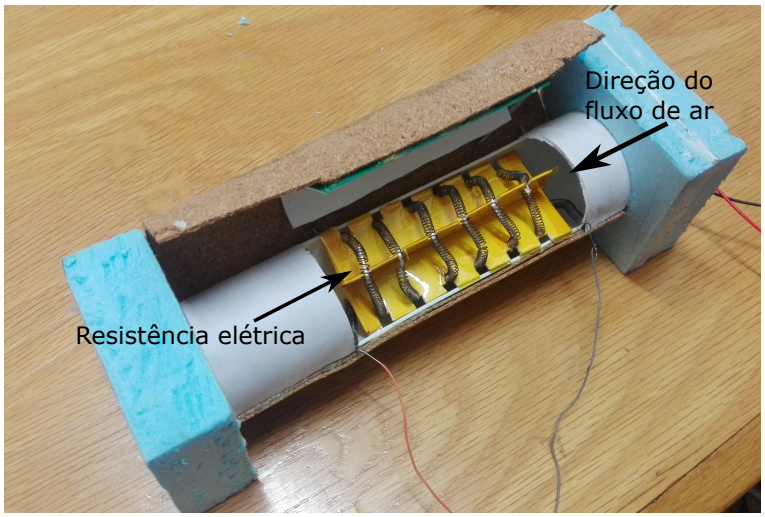


Figura 3.25: Resistência elétrica dentro do calorímetro de fluxo de ar para verificação da precisão deste método.

Uma vez que neste tipo de resistências a potência de entrada é completamente dissipada por efeito de Joule, sabemos que a potência aplicada será igual à potência térmica dissipada pela resistência. Assim a potência aplicada foi obtida pela medição da corrente e da tensão aplicadas à resistência, e comparada com a potência térmica obtida pelo método calorimétrico. Esta verificação foi feita para diferentes níveis de tensão. Inicialmente esta verificação realizou-se para apenas um ensaio para cada nível de tensão, o que proporcionou pouca precisão experimental, no entanto, verificou-se que realizando 5 ensaios para cada nível de tensão, e utilizando uma média destes ensaios, reduz-se significativamente o erro da medição. O gráfico apresentado na figura 3.26 mostra a comparação entre a potência aplicada e a potência térmica calculada. Esta potência térmica foi obtida através da média de 5 medições.
Tal como podemos observar pela análise do gráfico da figura 3.26, os valores de potência obtidos através do método experimental calorimétrico aproximam-se bastante dos valores de potência calorifica esperados, o que nos permite concluir que este método permite averiguar a potência calorifica libertada pelos atuadores a plasma de maneira bastante precisa. Os respetivos erros

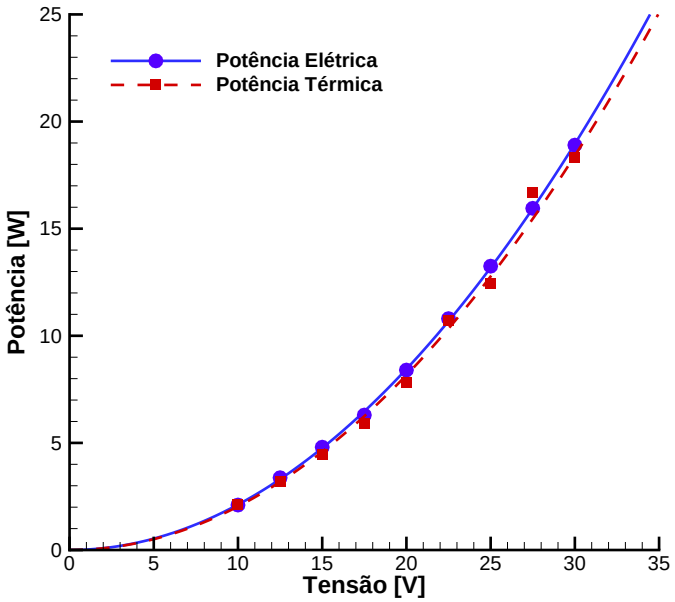


Figura 3.26: Validação do método do calorímetro de fluxo de ar.

relativos obtidos para cada um dos casos de teste apresentados neste gráfico foram calculados e encontram-se expostos na tabela 3.3

Tabela 3.3: Erro relativo obtido pelo método do calorímetro de fluxo ar.

Tensão Aplicada [V]	Corrente [A]	Potência Aplicada [W]	Potência Obtida [W]	Erro Relativo [%]
10	0.21	2.10	2.14	1.79%
12.5	0.27	3.38	3.20	5.29%
15	0.32	4.80	4.46	7.14%
17.5	0.36	6.30	5.88	6.60%
20	0.42	8.40	7.81	7.01%
22.5	0.48	10.80	10.69	1.00%
25	0.53	13.25	12.43	6.18%
27.5	0.58	15.95	16.68	4.55%
30	0.63	18.90	18.34	2.98%

Tal como se pode verificar pela análise da tabela 3.3, para os testes realizados os erros relativos obtidos são reduzidos, encontrando-se todos eles abaixo de 10%. Assim sendo, podemos concluir que esta técnica experimental não intrusiva é viável para quantificação da potência térmica gerada por atuadores a plasma, apresentando um erro experimental inferior a 10%, que por sua vez indica uma boa precisão de resultados.

3.6 Medição das temperaturas na superfície de atuadores a plasma através de técnicas de infravermelhos.

Para completar a análise do comportamento térmico de atuadores a plasma foram ainda realizadas medições de temperaturas por intermédio de técnicas de infravermelhos. Existem na literatura alguns estudos referentes a esta matéria, no entanto, verificou-se uma relativa falta

de informação no que diz respeito a atuadores a plasma feitos de Kapton. Para além disso, não haviam sido feitos estudos até à data que analisassem as temperaturas da superfície de atuadores a plasma DBD sob influência de um escoamento externo, condições estas que se aproximam das condições reais de aplicação de atuadores a plasma. No presente estudo, foram então realizados testes experimentais com atuadores implementados em placa plana, em condições de ar quiescente e sob influência de um escoamento externo. Os atuadores a plasma foram montados numa placa plana de dimensões $12 \times 64\ cm$, tal como demonstra na figura 3.27 a uma distância de $10\ cm$ da zona frontal da placa.

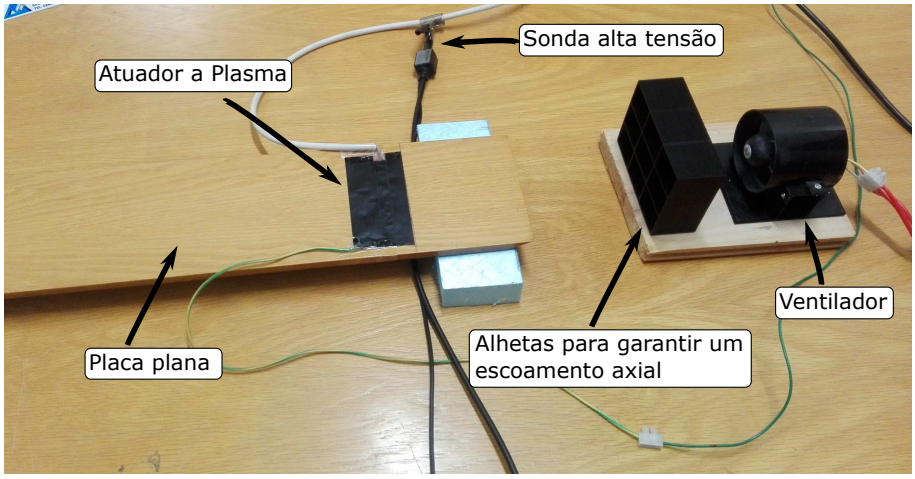


Figura 3.27: Equipamento utilizado na análise das temperaturas de superfície de atuadores a plasma.

Foi usado um ventilador axial modelo $HET\ EDF\ 6904$ acoplado a um motor de corrente contínua sem escovas modelo $Typhoon\ EDF$ de $4\ W$, para gerar o escoamento externo sob o atuador. O motor de corrente contínua foi controlado com recurso a um ESP (controlador eletrónico de velocidade) modelo $80A - Eco - 6S\ ESC$ que, por sua vez, foi conectado a um gerador PWM modelo $PWM\ Hobbyking\ LED\ Servo\ Tester$. O ventilador axial apresenta uma potência de $400\ W$ e consegue atingir velocidades angulares até $30\,000$ rpm. O ventilador foi alimentado através de uma fonte de alimentação modelo $Puls\ SL\ 30$ capaz de fornecer uma tensão de $24\ V$ ou de $28\ V\ DC$ com correntes até $30\ A$. A velocidade do ventilador foi estabelecida através do gerador de pulsos PWM, sendo que a velocidade de funcionamento do ventilador aumenta com o aumento da largura de pulso PWM. Uma vez que o escoamento produzido pelo ventilador axial não é completamente axial (devido à rotação das pás do ventilador), uma malha com alhetas foi colocada entre o ventilador e a placa plana de modo a reduzir ao máximo a componente de velocidade tangencial do escoamento, tornando-o o mais axial possível. As medições de infravermelhos foram realizadas com recurso a uma câmara térmica de infravermelhos modelo $FLIR\ i7$. Esta câmara de infravermelhos apresenta uma incerteza de medição de 2% o que nos permite obter resultados precisos. Os atuadores a plasma foram pintados com uma tinta preta de emissividade conhecida de modo a assegurar a viabilidade das medições. Uma vez que o plasma é um material não homogéneo, com emissividade desconhecida, os atuadores a plasma foram colocados em funcionamento durante $180\ s$ e as medições foram realizadas imediatamente após a formação de plasma ser desligada.

Capítulo 4

Caracterização mecânica e elétrica de atuadores a plasma e aplicabilidade em controlo de escoamentos.

Como já vimos as principais aplicações de atuadores a plasma focam-se no controlo de escoamentos. No entanto, estes dispositivos têm revelado alguma debilidade no que diz respeito à sua durabilidade e às amplitudes de velocidades induzidas. Como tal, no presente capítulo apresentamos testes experimentais relativos à análise mecânica e elétrica de atuadores a plasma com diferentes espessuras e diferentes materiais dielétricos, tendo em vista uma posterior otimização destes dispositivos. É também apresentada uma configuração inovadora de atuador a plasma, baseada na geometria DBD, que permite melhorar o rendimento destes dispositivos sem prejudicar a sua durabilidade. Finalizamos com a utilização destes dispositivos em casos reais de aplicação, em particular no controlo de escoamento em traseiras de veículos.

4.1 Características elétricas dos atuadores a plasma

O consumo de potência dos atuadores a plasma foi realizado recorrendo ao método da corrente elétrica, que já foi previamente explicado no capítulo 2. Foi também utilizado o método da carga elétrica para obter as curvas de *Lissajous* e complementar a análise dos parâmetros elétricos dos atuadores. De modo a obter resultados mais precisos, a potência foi calculada para 12 ciclos de tensão AC. Na figura 4.1 demonstramos as formas de onda obtidas experimentalmente para um atuador a plasma com uma camada dielétrica de $0,6\ mm$, feita de Kapton, e para um funcionamento com uma tensão aplicada de $7\ kVpp$ e uma frequência de $24\ kHz$. Estas formas de onda foram adquiridas com uma taxa de amostragem de $125\ MS/s$ e uma resolução vertical de 14 bits, o que confere uma incerteza de medição inferior a 2%.
Durante o presente trabalho, estudaram-se atuadores fabricados em Kapton com diferentes espessuras de camada dielétrica, e também atuadores com diferentes materiais dielétricos, tendo se verificado que o comportamento das formas de onda de tensão, corrente e potência não é afetado pela espessura nem pelo tipo de material dielétrico usado. Assim, concluímos que o comportamento das formas de onda apresentado na figura 4.1 se verifica para qualquer tipo de atuador a plasma do tipo ac-DBD. Como podemos verificar, a forma de onda da tensão aplicada apresenta uma forma sinusoidal, enquanto que a forma de onda da corrente apresenta um comportamento sinusoidal mas com uma série de picos de elevada amplitude. Esta série de picos é resultado de cada micro-descarga que leva a uma rápida mudança da impedância elétrica do atuador. Assim sendo, estas séries de picos, que surgem na forma de onda da corrente, podem ser observadas 2 vezes por cada ciclo AC, e indicam o tempo exato em que cada micro-descarga ocorre. Uma vez que a potência está diretamente relacionada com a corrente, estas séries de picos de elevada amplitude podem ser também observadas na forma de onda da potência. Mas, dado que o período da forma de onda da potência é metade do período da forma de onda da corrente, na forma de onda da potência as séries de picos são observadas uma vez por cada período. Os atuadores a plasma apresentam um comportamento semelhante ao de um

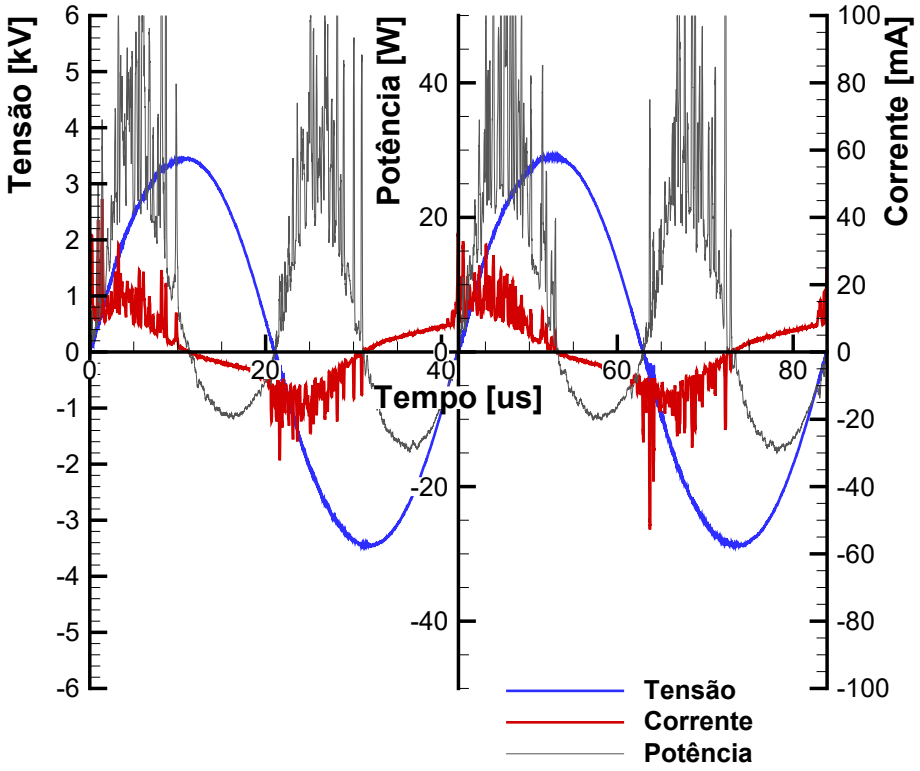


Figura 4.1: Formas de onda obtidas para um atuador de $0,6\ mm$ de espessura de Kapton a funcionar com uma tensão de $7\ kVpp$ e uma frequência de $24\ kHz$.

condensador assim, tal como se verifica na figura 4.1, a corrente e a tensão apresentam uma desfasagem de aproximadamente 90^0.

4.1.1 Características elétricas de atuadores a plasma com diferentes espessuras de camada dielétrica

A espessura da camada dielétrica dos atuadores apresenta grande influência nas características dielétricas destes e, como tal, foram testados diferentes atuadores fabricados com o mesmo material dielétrico, neste caso Katpon, mas com diferentes espessuras de camada dielétrica. Primeiramente, analisou-se a evolução do consumo de potência para diferentes níveis de tensão e mesma frequência, através do método da corrente elétrica. Os resultados obtidos para a potência consumida encontram-se representados na figura 4.2. A incerteza dos resultados apresentados para a potência consumida estimada é de $1,7\%$. Os resultados foram obtidos para a mesma frequência ($24\ kHz$).

Como podemos verificar o atuador de menor espessura dielétrica apresenta maior consumo de potência comparativamente aos outros atuadores, para o mesmo nível de tensão aplicada. Verificamos também que, para o mesmo nível de tensão, a potência consumida será menor quanto maior for a espessura da camada dielétrica. Quanto à evolução da potência consumida com a tensão aplicada, observamos que o consumo de potência aumenta de forma exponencial com o aumento da tensão de entrada, independentemente da espessura da camada dielétrica. Com o intuito de aprofundar a análise das características elétricas de atuadores a plasma com diferentes espessuras, recorreu-se ao método de medição baseado na carga elétrica (já explicado no capítulo 2), que permitiu estimar a carga e traçar as curvas de *Lissajous*, curvas estas que são apresentadas na figura 4.3.

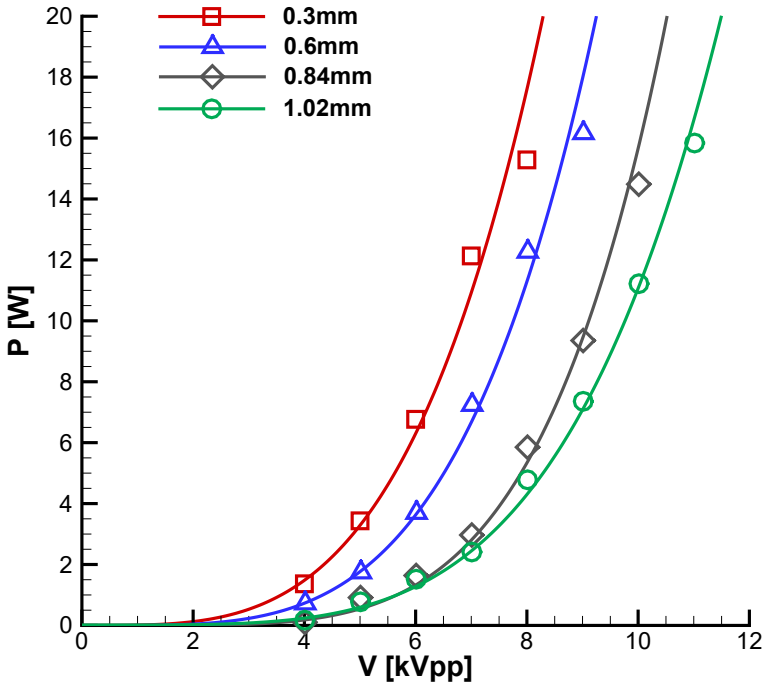
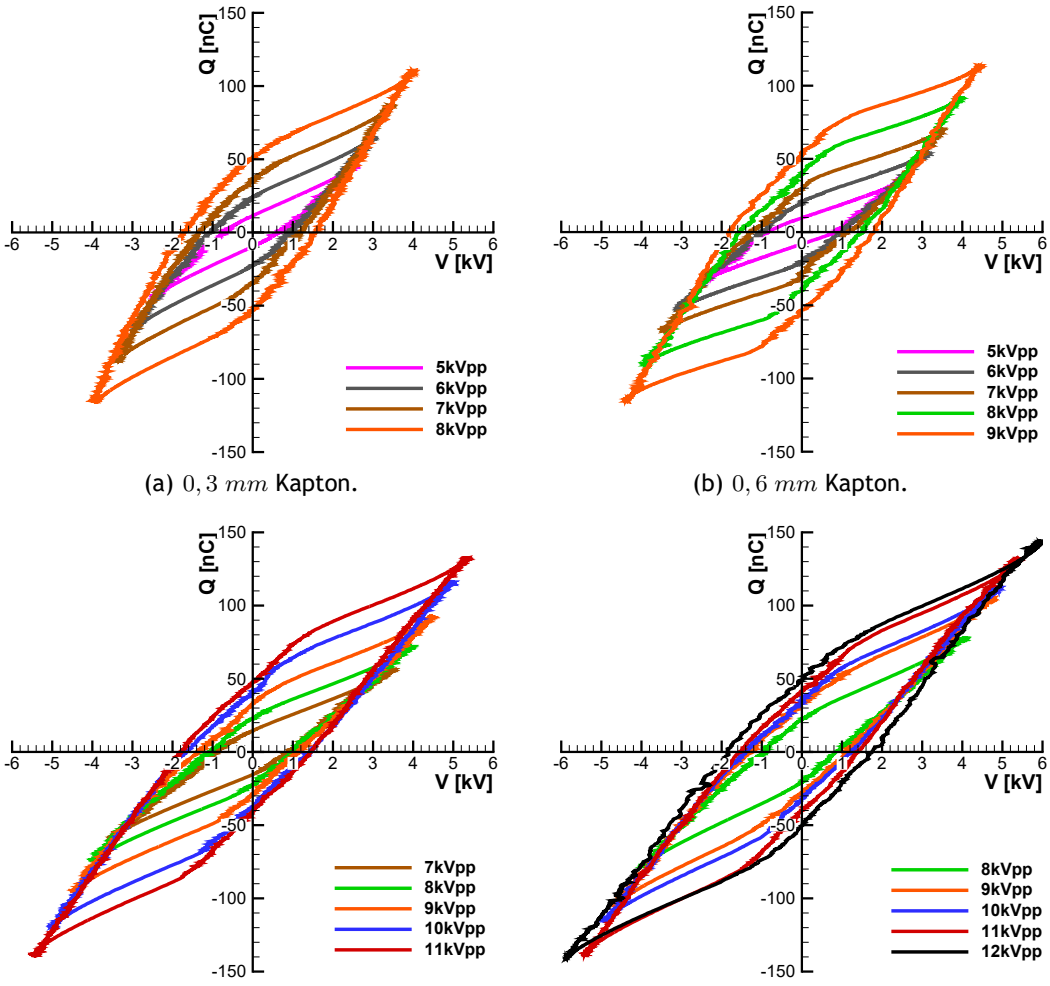


Figura 4.2: Potência consumida por atuadores de Kapton com diferentes espessuras de camada dielétrica.

As curvas de *Lissajous* mostram a evolução da carga do atuador durante o ciclo de tensão AC. A partir da análise destas curvas, e tal como explicado no capítulo 3, estimaram-se parâmetros elétricos como tensão de *breakdown*, capacidade efetiva e capacidade a frio. A tensão de *breakdown* refere-se ao valor de amplitude de tensão necessário para a ignição de plasma. Ou seja, valores de tensão aplicada inferiores à tensão de *breakdown*, não são suficientes para gerar a descarga de plasma. A partir do momento em que a tensão aplicada ultrapassa o valor de *breakdown*, passa a ocorrer descarga de plasma, ainda que esta não seja logo visível para valores muito próximos da tensão de *breakdown*. Tal já foi referido, os atuadores a plasma apresentam um comportamento semelhante ao de um condensador e, como tal, apresentam uma determinada capacidade, no entanto, este valor de capacidade varia dependendo se está ou não a ocorrer descarga de plasma. Assim sendo, a capacidade do atuador quando há descarga de plasma é designada de capacidade efetiva (C_{eff}), enquanto que o valor de capacidade do atuador sem descarga de plasma é designado de capacidade a frio (C_{cold}). Observando a figura 4.3 verificamos que os declives das curvas de *Lissajous*, que permitem o cálculo dos valores de capacidades, são bastante semelhantes independentemente do valor de tensão aplicado ao atuador. No entanto, verificamos também que os pontos de intersecção das curvas com o eixo das abcissas varia ligeiramente, apresentando um ligeiro aumento em módulo com o aumento da tensão aplicada, facto este que teoricamente não se deveria verificar e que, portanto, se encontra associado ao erro experimental. Como tal, conclui-se que os valores de capacidades obtidos por este método apresentam melhor precisão que os valores estimados para a tensão de *breakdown*. Os parâmetros elétricos extraídos das curvas de *Lissajous* podem ser consultados na tabela 4.1. Os valores apresentados nesta tabela referem-se a uma média dos valores obtidos para os diferentes níveis de tensão aplicada a cada um dos atuadores.

Perante esta análise, verificamos que a tensão de *breakdown* aumenta com o aumento da espessura da camada dielétrica, ou seja, quanto maior for a espessura da camada dielétrica maior terá de ser a amplitude da tensão aplicada ao atuador para que este realize a descarga de plasma. Verifica-se também que os valores de capacidade dos atuadores a plasma são inferiores



(a) $0,3\ mm$ Kapton. (b) $0,6\ mm$ Kapton.

(c) $0,84\ mm$ Kapton. (d) $1,02\ mm$ Kapton.

Figura 4.3: Curvas de *Lissajous* obtidas experimentalmente para atuadores de Kapton com diferentes espessuras.

Tabela 4.1: Parâmetros elétricos extraídos das curvas de *Lissajous* para atuadores a plasma com diferentes espessuras.

Atuador	Tensão de *breakdown* $[kVpp]$	Capacidade efetiva $[pF]$	Capacidade a frio $[pF]$
Kapton $0,30mm$	$2,92$	47.09	$11,98$
Kapton $0,60mm$	$3,04$	43.97	$10,61$
Kapton $0,84mm$	$3,15$	33.82	$11,98$
Kapton $1,02mm$	$3,26$	31.61	$12,01$

para atuadores com camadas dielétricas mais espessas. Este facto demonstra mais uma vez a semelhança entre um atuador a plasma e um condensador pois, sabemos que pelo comportamento típico de um condensador, a capacidade destes componentes diminui com o aumento da distância entre os elétrodos.

4.1.2 Características elétricas de atuadores a plasma fabricados com materiais dielétricos alternativos

Durante o presente estudo procurou-se estudar materiais dielétricos cuja utilização em atuadores a plasma ainda não havia sido reportada na literatura e que, perante as suas características dielétricas, podem ser considerados boas alternativas ao Kapton. Os materiais estudados foram borracha de Poli-Isobutileno (PIB), silicone acética e acido polilático (PLA). Inicialmente foi calculada a potência consumida por atuadores a plasma constituídos por estes materiais. A potência consumida foi obtida pelo método de corrente elétrica, para uma frequência de $24\ kHz$, e os atuadores fabricados com materiais dielétricos alternativos foram todos eles testados para uma espessura de camada dielétrica de $1\ mm$. Os resultados obtidos para a potência consumida podem ser observados na figura 4.4.

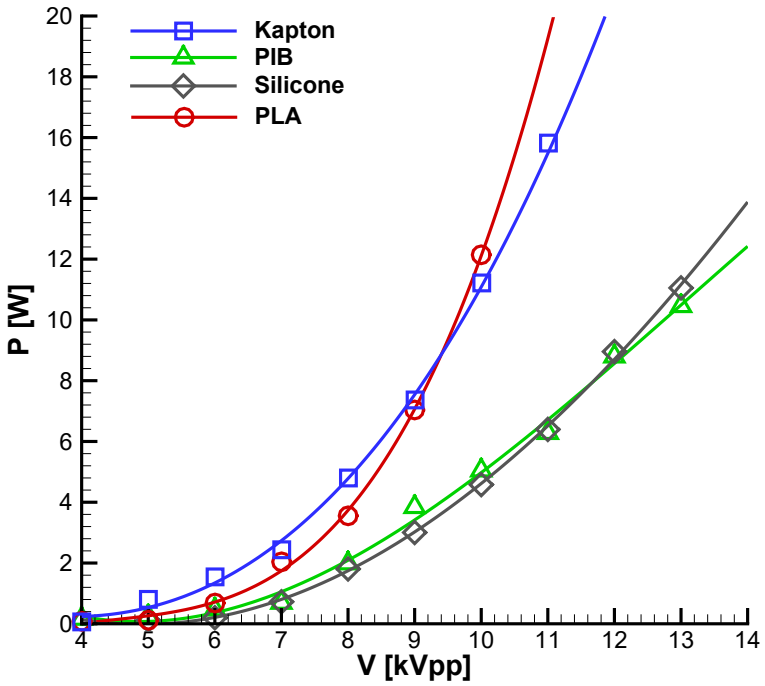
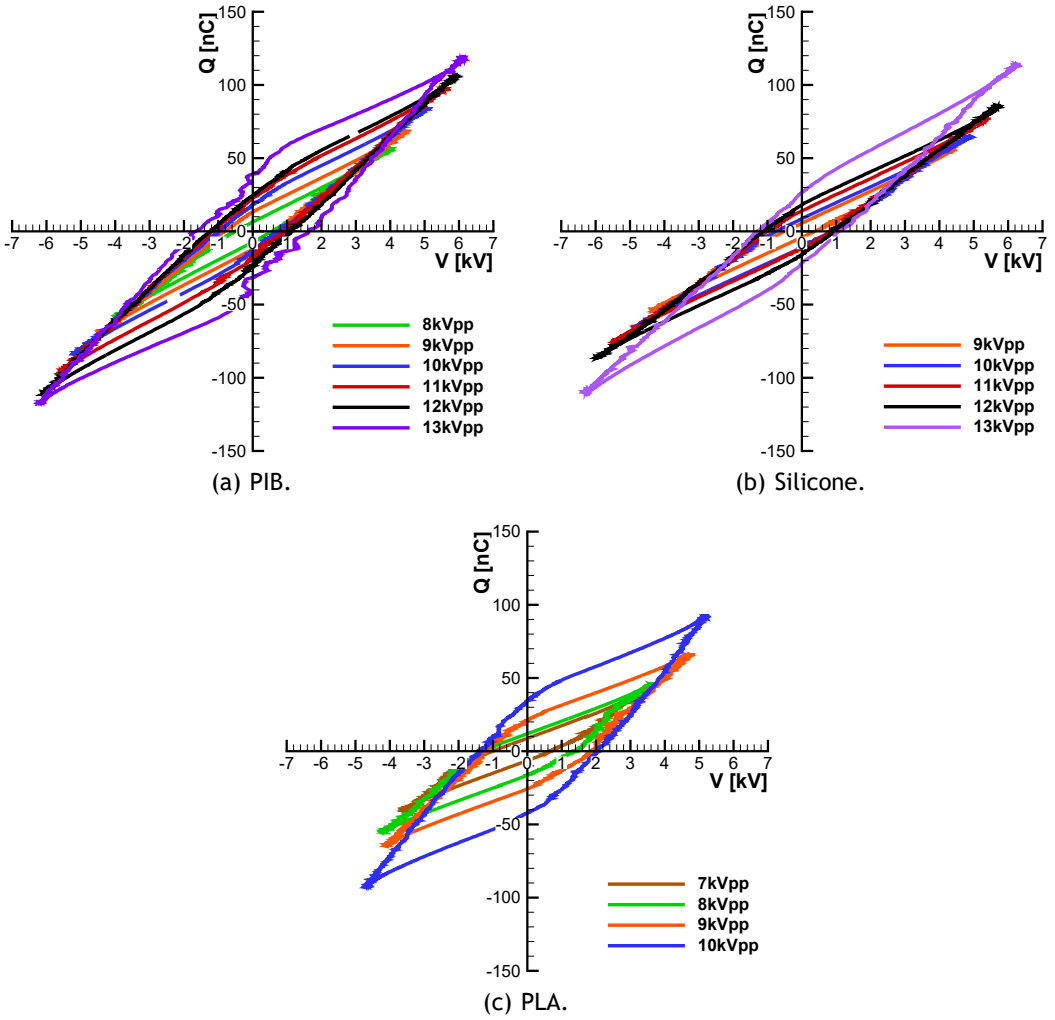


Figura 4.4: Potência consumida por atuadores fabricados com materiais dielétricos alternativos.

Na figura 4.4 foi também representada a potência consumida pelo atuador de Kapton de $1,02\ mm$ de espessura, permitindo deste modo comparar a potência consumida pelos atuadores de diferentes materiais dielétricos com a potência consumida pelo atuador de Kapton. Tal como podemos observar, independentemente do material dielétrico usado, a potência consumida irá evoluir exponencialmente com o aumento da tensão aplicada, no entanto, verifica-se que esta evolução será mais rápida ou mais lenta dependendo do material dielétrico. Verifica-se também que o atuador de PLA apresenta consumos de potência semelhantes ao atuador de Kapton e, por sua vez, o atuador de silicone apresenta consumos de potência semelhantes ao atuador de borracha PIB, sendo que estes dois atuadores apresentam consumos de potência inferiores aos atuadores de Kapton e de PLA. Estes testes experimentais permitiram-nos desde já verificar também que o atuador de PLA tem alguma dificuldade em suster níveis de tensão mais elevados, apresentando rápida degradação e tendo-se verificado diversas vezes uma rutura da camada dielétrica após um curto tempo de operação. Por outro lado, os atuadores de silicone e borracha PIB demonstraram um comportamento oposto, demonstrando capacidade para funcionar com níveis de tensão mais elevadas e demonstrando uma degradação da camada dielétrica

mais lenta. Após a análise do consumo de potência dos atuadores fabricados com diferentes materiais dielétricos, e de forma semelhante à análise realizada para atuadores com diferentes espessuras, recorreu-se ao método de carga elétrica para cálculo da carga e obtenção das curvas de *Lissajous*. As curvas de *Lissajous* obtidas por este método encontram-se representadas na figura 4.5.



(a) PIB.

(b) Silicone.

(c) PLA.

Figura 4.5: Curvas de *Lissajous* obtidas experimentalmente para atuadores fabricados com materiais dielétricos alternativos.

Tal como já havíamos verificado na subsecção 4.1.1, aqui voltou-se a observar que os declives das curvas de *Lissajous* que permitem o cálculo dos valores de capacidades são bastante semelhantes, independentemente do valor de tensão aplicado ao atuador. No entanto, o mesmo não sucede com os pontos de intersecção das curvas com o eixo das abcissas, sendo que estes apresentam um ligeiro aumento em módulo com o aumento da tensão aplicada. A partir das curvas de *Lissajous* foram então extraídos os valores de capacidade efetiva, capacidade a frio e tensão de *breakdown*, valores estes que se encontram na tabela 4.2.

Dos valores apresentados na tabela 4.2, constata-se que a tensão de *breakdown* varia com o tipo de material dielétrico, sendo que, dos dielétricos testados, o PLA e a borracha PIB apresentaram tensões de *breakdown* superiores ao Kapton, enquanto que o atuador fabricado com silicone acética apresentou um valor de tensão de *breakdown* inferior. No que diz respeito às capacidades dos atuadores, verificou-se que estas também variam com o tipo de material dielé-

Tabela 4.2: Parâmetros elétricos extraídos das curvas de *Lissajous* para atuadores a plasma com diferentes materiais dielétricos.

Atuador	Tensão de *breakdown* $[kVpp]$	Capacidade efetiva $[pF]$	Capacidade a frio $[pF]$
Kapton $1,02mm$	$3,26$	$31,61$	$12,01$
PIB Rub. $1mm$	$3,43$	$26,57$	$3,79$
PLA $1mm$	3.36	$29,80$	$9,99$
Silicone $1mm$	$2,74$	$25,37$	$13,58$

trico usado, verificando-se que os valores da capacidade efetiva rondam os $25\ pF$ e os $30\ pF$, e os valores de capacidade a frio entre os $10\ pF$ e os $15\ pF$, com exceção do atuador de borracha PIB que apresenta valores de capacidade a frio relativamente mais baixos, cerca de $4\ pF$.

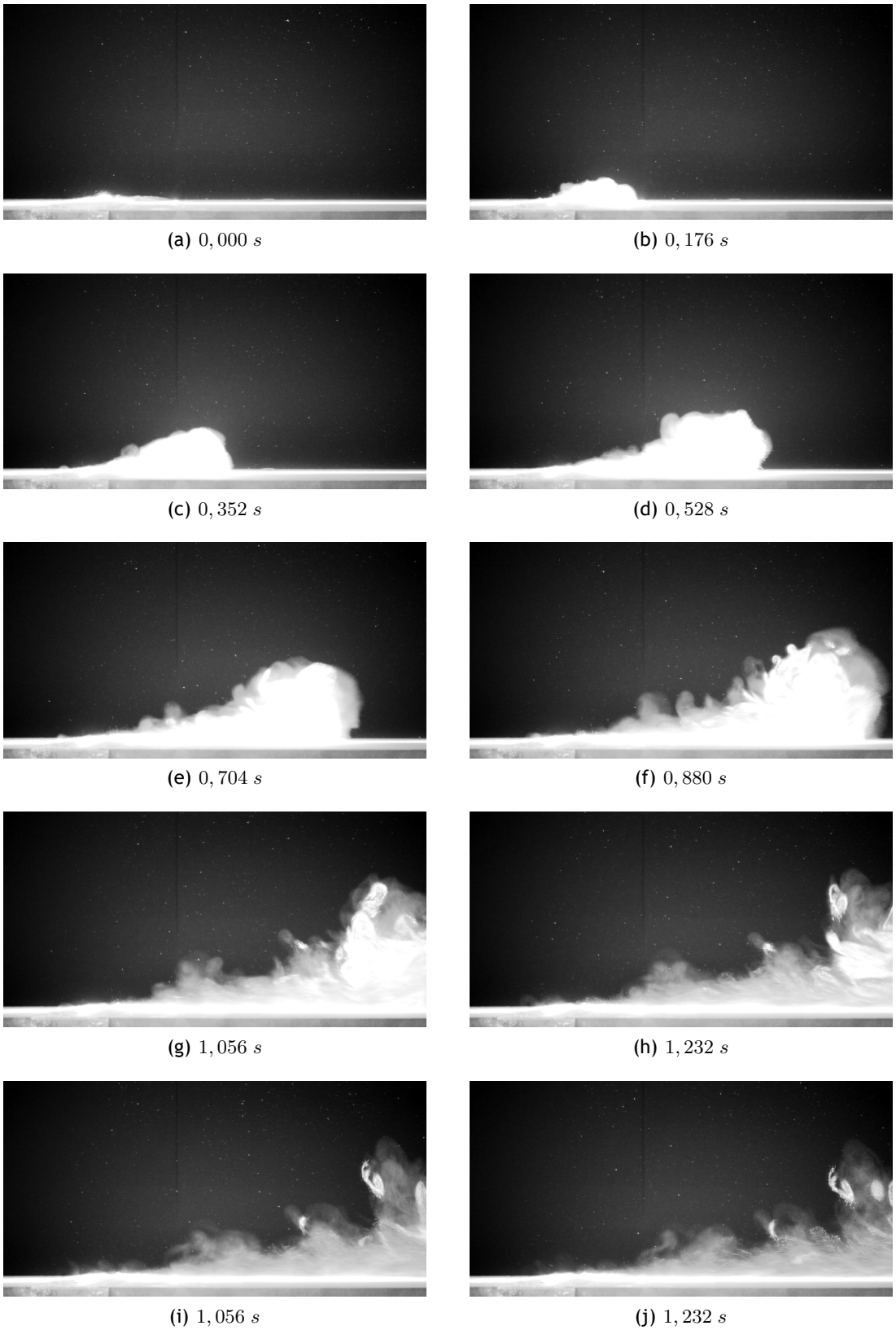
4.2 Visualização do escoamento induzido

Tal como já sabemos, os atuadores a plasma transferem quantidade de movimento para o ar adjacente induzindo um escoamento iónico, na direção tangencial à superfície em que estes dispositivos são aplicados. De modo a compreender melhor o comportamento deste jato de ar produzido pela descarga de plasma, foram utilizadas técnicas de visualização de escoamento. Primeiramente, recorreu-se à visualização do escoamento induzido, recorrendo a um laser que ilumina o escoamento, e a partículas marcadoras que permitem visualizar o comportamento deste. Posteriormente utilizaram-se técnicas de visualização *Schlieren* que permitiram observar variações de densidade, causadas pela descarga de plasma, e que não são visíveis a olho nu.

4.2.1 Visualização não-estacionária do escoamento induzido com recurso a laser e partículas marcadoras

O escoamento induzido por atuadores a plasma DBD foi então analisado desde o momento inicial em que estes dispositivos são colocados em funcionamento, até ao momento em que o escoamento entra num regime estacionário. As imagens foram capturadas recorrendo a um modo de rápida leitura da câmara, que permite capturar imagens mais rapidamente reduzindo a resolução destas. Assim, as imagens foram capturadas com um tempo de exposição de $20\ ms$, a uma velocidade de $28,4$ imagens por segundo, e uma resolução de $672 \times 572\ px$. Pequenas partículas de pó de talco foram colocadas sobre a superfície do atuador, servindo como partículas marcadoras do escoamento. Na figura 4.6, apresentam-se algumas das imagens obtidas durante o inicio de operação de uma atuador a plasma fabricado em Kapton, com $1\ mm$ de espessura de camada dielétrica, e colocado em funcionamento para uma tensão de $10\ kVpp$ e uma frequência de $24\ kHz$.

A figura 4.6 permite analisar o comportamento inicial do escoamento induzido por um atuador a plasma DBD. Tal como sabemos, assim que o atuador é ligado, e se inicia a descarga de plasma, este origina uma força mássica que atua sobre o fluido circundante ao atuador, criando um vento iónico. Tal como demonstra a figura 4.6, quando o atuador é ligado em condições de ar quiescente, este vai gerar esse vento iónico e, juntamente com a indução desse jato tangente à superfície, irá formar-se um vórtice de inicialização do atuador, vórtice este que irá crescer e



(a) $0,000\ s$ (b) $0,176\ s$

(c) $0,352\ s$ (d) $0,528\ s$

(e) $0,704\ s$ (f) $0,880\ s$

(g) $1,056\ s$ (h) $1,232\ s$

(i) $1,056\ s$ (j) $1,232\ s$

Figura 4.6: Visualização do escoamento induzido por um atuador a plasma com $1\ mm$ de espessura de Kapton colocado em funcionamento com uma tensão de $10\ kVpp$ e uma frequência de $24\ kHz$.

dissipar-se a jusante do atuador. Inicialmente, dá-se uma acumulação de vorticidade na camada de corte, que dá origem à formação de vórtices. Os pares de vórtices vizinhos unem-se ao mesmo

tempo que ”rolam” para jusante do atuador, criando um vórtice maior com uma estrutura coerente, e que é designado de vórtice de inicialização do atuador. Uma vez que a descarga de plasma se mantém, o vórtice continua o seu enrolamento ao longo da camada de corte do escoamento, aumentando de dimensão à medida que avança para jusante. Com o distanciamento do vórtice do atuador, este acaba por dissipar-se, e o jato de superfície induzido pelo atuador leva à formação de uma camada limite de escoamento induzido, na direção jusante do atuador. Este processo de inicio de formação do escoamento iónico, ocorre em todos os atuadores a plasma em funcionamento estacionário, sendo que este comportamento será diferente para atuadores a funcionar em regime não-estacionário, pois a ativação do atuador num regime pulsatório levará à criação e dissipação de vórtices em cada pulso de alimentação. De modo a obter-se mais informação sobre este vórtice de inicialização, e o seu desenvolvimento em atuadores com diferentes condições de funcionamento, foram realizados ensaios experimentais para diferentes casos de teste, nos quais se testaram atuadores para diferentes frequências, amplitudes de tensão, e ainda diferente espessura de camada dielétrica. De modo a comparar os diferentes casos de teste, foi retirada uma imagem de calibração com uma escala métrica, à mesma distância da câmara que o plano de luz formado pelo laser. Assim, esta imagem permite-nos obter uma relação entre os pixeis das imagens capturadas e a escala métrica real. Posteriormente, foram capturadas imagens com os mesmos parâmetros que as imagens apresentadas na figura 4.6, para o período de inicialização do atuador e para os diferentes casos de teste. A partir destas imagens, para cada um dos casos de teste, foi medida a distância do vórtice ao elétrodo exposto e o diâmetro do vórtice, tal como exemplifica a figura 4.7.

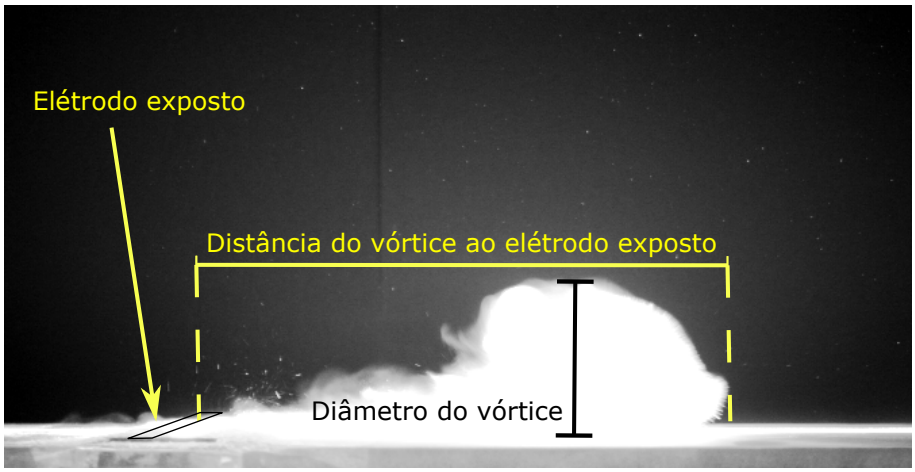


Figura 4.7: Esquema da medição da distância do vórtice e do diâmetro do vórtice.

Os atuadores foram testados para as seguintes condições de teste:

- **Caso de teste 1:** Tensão aplicada $6\ kVpp$, frequência aplicada $10\ kHz$, espessura de camada dielétrica $1\ mm$
- **Caso de teste 2:** Tensão aplicada $6\ kVpp$, frequência aplicada $24\ kHz$, espessura de camada dielétrica $1\ mm$
- **Caso de teste 3:** Tensão aplicada $10\ kVpp$, frequência aplicada $24\ kHz$, espessura de camada dielétrica $1\ mm$
- **Caso de teste 4:** Tensão aplicada $10\ kVpp$, frequência aplicada $24\ kHz$, espessura de camada dielétrica $2\ mm$

Os resultados obtidos para a distância do vórtice ao elétrodo exposto e o diâmetro do vórtice, são apresentados nas tabelas 4.3 e 4.4, respetivamente.

Tabela 4.3: Análise da distância do vórtice de inicialização nos instantes iniciais de funcionamento.

Condições de teste	Distância do Vórtice ao elétrodo exposto [cm]							
	$0,106\ s$	$0,176\ s$	$0,246\ s$	$0,317\ s$	$0,387\ s$	$0,458\ s$	$0,528\ s$	$0,599\ s$
Caso teste 1 $V = 6\ kVpp$ $f = 10\ kHz$ $d = 1\ mm$	$4,90$	$6,67$	$7,43$	$8,62$	$9,57$	$10,57$	$11,29$	$11,90$
Caso teste 2 $V = 6\ kVpp$ $f = 24\ kHz$ $d = 1\ mm$	$5,52$	$7,52$	$9,52$	$11,43$	$13,33$	$14,67$	$16,00$	$17,76$
Caso teste 3 $V = 10\ kVpp$ $f = 24\ kHz$ $d = 1\ mm$	$5,05$	$7,24$	$9,57$	$12,33$	$14,86$	$17,33$	$19,14$	$21,76$
Caso teste 4 $V = 10\ kVpp$ $f = 24\ kHz$ $d = 2\ mm$	$3,81$	$6,10$	$8,57$	$10,95$	$12,95$	$15,62$	$18,81$	$21,33$

Tabela 4.4: Análise do diâmetro do vórtice de inicialização nos instantes iniciais de funcionamento.

Condições de teste	Diâmetro do vórtice [cm]							
	$0,106\ s$	$0,176\ s$	$0,246\ s$	$0,317\ s$	$0,387\ s$	$0,458\ s$	$0,528\ s$	$0,599\ s$
Caso teste 1 $V = 6\ kVpp$ $f = 10\ kHz$ $d = 1\ mm$	$1,43$	$2,10$	$2,29$	$2,48$	$2,67$	$2,67$	$3,00$	$3,05$
Caso teste 2 $V = 6\ kVpp$ $f = 24\ kHz$ $d = 1\ mm$	$2,67$	$2,67$	$2,95$	$3,71$	$4,24$	$4,14$	$4,67$	$4,90$
Caso teste 3 $V = 10\ kVpp$ $f = 24\ kHz$ $d = 1\ mm$	$2,14$	$2,33$	$3,00$	$4,10$	$4,81$	$5,67$	$6,33$	$6,76$
Caso teste 4 $V = 10\ kVpp$ $f = 24\ kHz$ $d = 2\ mm$	$1,48$	$2,24$	$2,81$	$3,48$	$4,62$	$4,95$	$5,62$	$6,43$

Tal como se verifica, a evolução deste vórtice de inicialização e o intervalo de tempo necessário para o atuador alcançar um escoamento induzido estacionário, depende dos parâmetros elétricos do sinal de alimentação, neste caso tensão e frequência aplicadas. Para além disso, dependem também da espessura da camada dielétrica do atuador. Comparando o caso de teste 1 com o caso de teste 2, concluímos que quanto maior for a frequência aplicada mais rapidamente o vórtice de inicialização é gerado e dissipado, sendo que este também atingirá maior diâmetro. Se compararmos agora o caso de teste 2 com o caso de teste 3, verificamos que à semelhança da frequência, também quanto maior for a tensão aplicada mais rapidamente o vórtice de inicialização é gerado e dissipado, e maior será o diâmetro deste vórtice. Finalmente,

comparando o caso de teste 3 com o caso de teste 4, concluímos que o aumento da espessura da camada dielétrica do atuador retarda a formação e dissipação do vórtice de inicialização, diminuindo também o diâmetro por este apresentado. Esta análise é importante pois a rapidez de formação e dissipação deste vórtice, bem como o tamanho do seu diâmetro, estão associados à quantidade de movimento transferida para o ar adjacente. Ou seja, se este se formar de forma mais rápida e se este tomar maiores proporções, isto indica que o atuador está a transferir uma maior quantidade de movimento ao ar circundante. Assim, esta análise, apesar de qualitativa, indica que o aumento da frequência e o aumento da tensão aplicada proporcionam um aumento de quantidade de movimento transferida para o ambiente adjacente ao atuador. Por outro lado, estes resultados também indicam que atuadores a plasma com camadas dielétricas mais espessas transferem uma menor quantidade de movimento para o escoamento do que atuadores a plasma mais finos, quando excitados pelos mesmos níveis de tensão e frequência. Estes testes experimentais, sobre a inicialização de atuadores a plasma, permitem-nos ainda concluir que parâmetros como tensão aplicada, frequência e espessura da camada dielétrica influenciam o tempo necessário para inicio de funcionamento dos atuadores a plasma, no entanto, por outro lado, este tempo é sempre bastante curto, inferior a 1 segundo e, como tal, demonstra-se que estes dispositivos apresentam tempos de resposta muito rápidos.

4.2.2 Visualizações do escoamento induzido com recurso a técnicas *Schlieren*

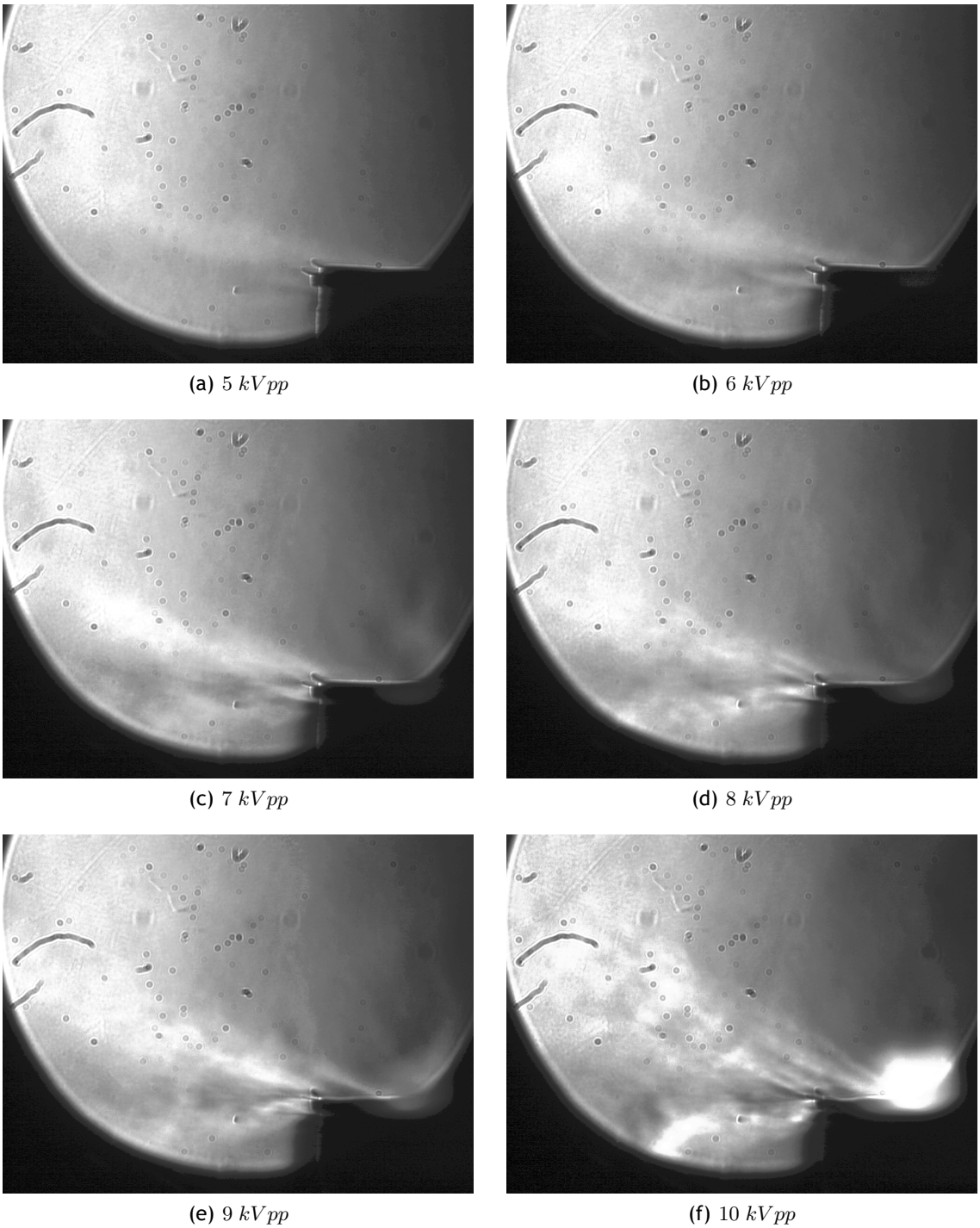
Recorrendo a técnicas de visualização *Schlieren*, as variações de densidade originadas pelo atuador a plasma no meio adjacente foram também objeto de observação. Para a captura destas imagens *Schlieren* os atuadores foram montados numa pequena placa de acrílico, em forma de degrau, de maneira que o jato é projetado para uma zona livre de qualquer tipo de fronteira, permitindo uma melhor visualização do jato produzido pela descarga de plasma. A figura 4.8 mostra uma imagem *Schlieren* capturada com o atuador ainda desligado, e que permite perceber melhor a zona em que este atua.



Figura 4.8: Exemplo de imagem *Schlieren* com atuador a plasma desligado.

Tal como demonstra a figura 4.8, a lente utilizada para a captura de imagens *Schlieren* apresenta algumas marcas e estrias relacionadas com a sua antiguidade, que não podem ser removidas, e

que afetam a qualidade das imagens capturadas. Ainda assim, estas marcas e estrias são visivelmente bem definidas, constantes, e aparecem sempre na mesma posição em todas as imagens. Quando assim é, tal como explicado em Settles [223], estas não interferem de forma significativa com os resultados obtidos. As imagens *Schlieren* foram capturadas para um atuador de Kapton, com $0,6\ mm$ de espessura, para diferentes níveis de tensão aplicada e mesma frequência, $24\ kHz$. As imagens foram capturadas com um corte de cerca de 50% do ponto focal. As imagens obtidas podem observadas na figura 4.9.



(a) $5\ kVpp$ (b) $6\ kVpp$

(c) $7\ kVpp$ (d) $8\ kVpp$

(e) $9\ kVpp$ (f) $10\ kVpp$

Figura 4.9: Visualização *Schlieren* do escoamento induzido por um atuador a plasma DBD com $0,6\ mm$ de espessura de Kapton, para uma frequência de $24\ kHz$.

As imagens presentes na figura 4.9 permitem-nos observar o escoamento produzido pelo atuador a plasma. Como vemos, para uma tensão aplicada de $5\ kVpp$, apesar do atuador estar a ser excitado com uma tensão já consideravelmente superior à tensão de *breakdown*, o escoamento por este induzido ainda é fraco e, como tal, as variações de densidade do meio ainda não são tão visíveis quanto isso. À medida que a amplitude da tensão aplicada aumenta, o jato produzido pelo atuador a plasma torna-se cada vez mais visível e melhor definido. Uma vez mais, e tal como a visualização anterior já havia indicado, estes resultados demonstram que quanto maior a tensão aplicada maior a quantidade de movimento que é transferida para o ar adjacente. Durante os testes experimentais, verificou-se que o calor libertado pelo atuador é também bastante visível pela técnica *Schlieren*, imediatamente após o atuador ser desligado. Quando o atuador é posto em funcionamento, desligado e ligado novamente, é possível observar que o calor dissipado pelo atuador é arrastado pelo escoamento induzido. Desse modo, conclui-se que as variações de densidade do meio observadas na figura 4.9 são em parte originadas pelo escoamento induzido, mas em grande parte também pelo gradiente térmico gerado na descarga de plasma, que forma uma zona de densidade diferente e é dissipado pelo escoamento.

4.3 Campo de velocidades de atuadores a plasma obtidos por velocimetria a partir de imagens de partículas (PIV)

O campo de velocidades de escoamento induzido por atuadores a plasma foi avaliado a partir de velocimetria por imagem de partículas. Foram utilizadas partículas de pó de talco como partículas marcadoras do escoamento, e as imagens foram adquiridas com o atuador a funcionar em modo pulsado. Os testes experimentais foram realizados numa caixa de acrílico, que garante condições de ar quiescente e evita possíveis perturbações externas ao escoamento. Os testes foram realizados para um atuador com uma camada dielétrica em Kapton, com $0,6\ mm$ de espessura, para uma frequência de $24\ kHz$ e dois níveis de tensão diferentes, $5\ kVpp$ e $6\ kVpp$. Os resultados obtidos para a componente $\vec{U}$ do vetor velocidade a partir de técnicas de medição PIV, para tensões aplicadas de $5\ kVpp$ e $6\ kVpp$, são apresentados nas figuras 4.10 e 4.11.

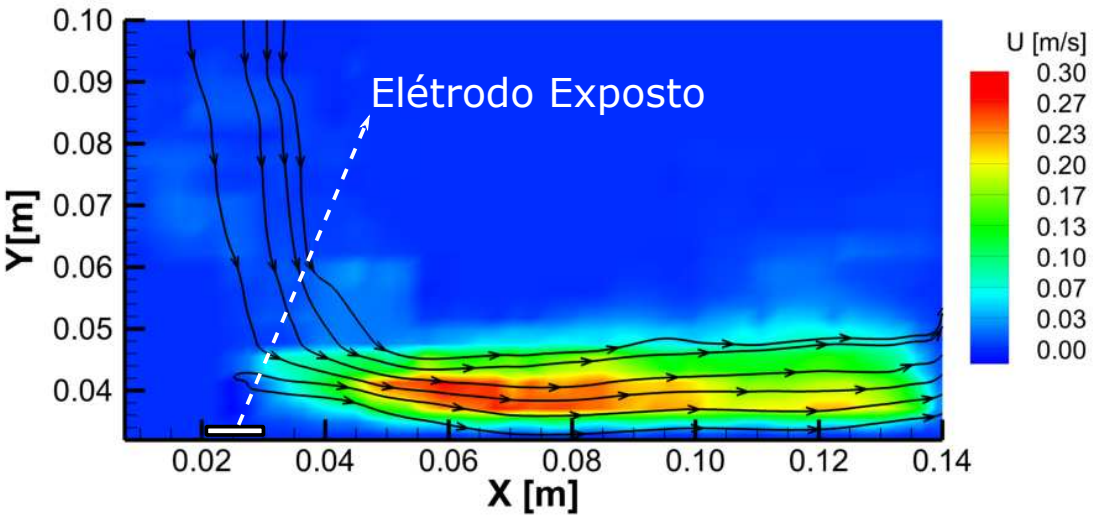


Figura 4.10: Imagem obtida por técnicas PIV para um atuador de Kapton com $0,6\ mm$, sob uma tensão aplicada de $5\ kVpp$ e uma frequência de $24\ kHz$.

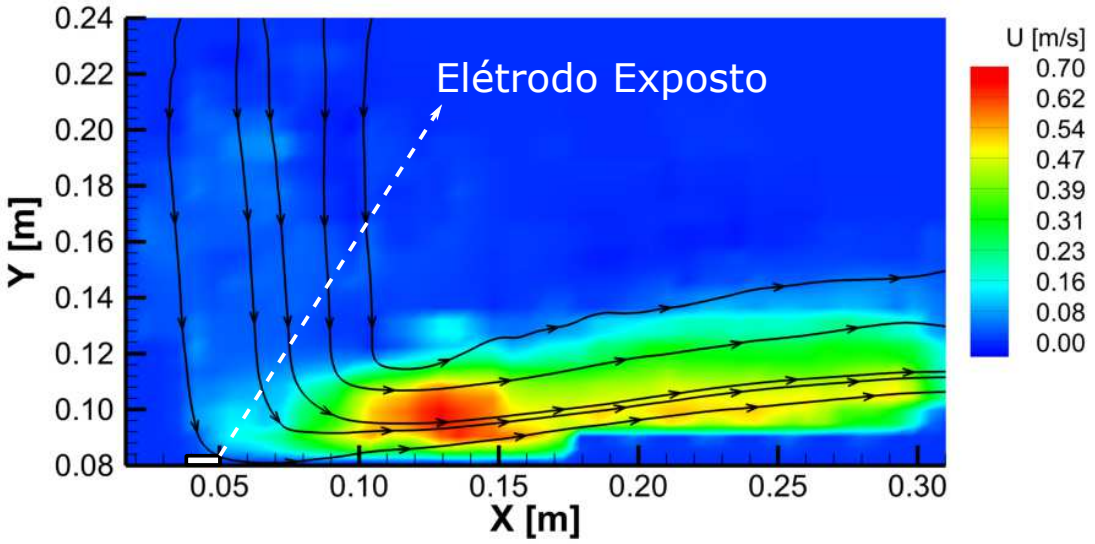


Figura 4.11: Imagem obtida por técnicas PIV para um atuador de Kapton com $0,6\ mm$, uma tensão aplicada de $6\ kVpp$ e uma frequência de $24\ kHz$.

Os resultados apresentados nas figuras 4.10 e 4.11, correspondem à média de 50 análises PIV de pares de imagens. Ambas as figuras demonstram que, devido à descarga de plasma, o ar circundante é sugado na direção da superfície em que o atuador se encontra aplicado e, posteriormente, acelerado para jusante do atuador. Verifica-se também que os módulos de velocidades mais elevadas encontram-se numa região localizada a alguns centímetros do elétrodo exposto. Na verdade não é bem assim, tal como iremos verificar nas medições feitas com tubo de Pitot. Isto acontece porque na análise PIV, uma vez que é feita por sucessivas análises a janelas de interrogação, o vetor definido para um ponto depende de todos os deslocamentos de partículas dentro dessa janela de deslocação, o que por sua vez pode levar a um ligeiro deslocamento do comportamento real do escoamento. Esta situação foi também verificada em outros estudos nos quais foram efetuadas análises PIV ao escoamento induzido por atuadores a plasma em condições de ar quiescente [224–227]. Comparando os resultados experimentais obtidos podemos concluir que com o aumento da tensão aplicada aumentamos consideravelmente as velocidades do escoamento induzido, e também a região afetada pelo funcionamento do atuador, que se torna maior. As medições PIV, tal como demonstrado aqui, apresentam uma grande vantagem em relação a outras técnicas de medição de velocidades, pois estas técnicas permitem obter campos vetorizados de velocidades, o que nos permite ter uma análise mais completa do comportamento do escoamento. No entanto, esta técnica não é de fácil implementação, e geralmente para obtenção de bons resultados é necessário fazer médias de análises de pares de imagens, pois é muito difícil capturar um par de imagens que descreva corretamente todo o campo de escoamento. Isto deve-se à dificuldade de se conseguir uma mistura homogénea de ar e partículas marcadoras, bem como à dificuldade de se realizar um "*seeding*" constante, ou seja, durante os testes experimentais obtiveram-se sempre alguns pares de imagens com maior densidade de partículas e outros com menor densidade de partículas. Como tal, a obtenção dos resultados PIV aqui apresentados, resultou da realização de diversos testes e posterior seleção dos melhores pares de imagens para análise PIV. Assim, torna-se um processo que requer muito mais tempo e mais perícia que por exemplo a técnica de tubo de Pitot (técnica também usada no decorrer do presente trabalho), pois para obtenção de 50 pares de imagens elegíveis para

análise, é necessário fazer-se a aquisição de, por exemplo, 200 pares de imagens. Por outro lado, a técnica de tubo de Pitot permite obter melhores resultados na zona junto à parede, zona essa que sofre elevada reflexão da luz laser que afeta negativamente os resultados da análise PIV. Perante estas circunstâncias, as análises de velocidades induzidas por atuadores a plasma realizadas no decorrer do presente trabalho, foram na grande maioria realizadas com recurso à técnica de tubo de Pitot, técnica esta que se demonstrou bastante eficaz e com maior facilidade de implementação.

4.4 Análise da velocidade do escoamento induzido por atuadores a plasma usando tubo de Pitot

A técnica de medição de velocidades através de tubo de Pitot, apesar da sua simplicidade, foi uma técnica que no decorrer do presente trabalho revelou grande eficácia na quantificação das velocidades induzidas por atuadores a plasma DBD. Como tal, foi frequentemente usada para traçar perfis de velocidade do escoamento induzido pelos atuadores. Os perfis de velocidade foram obtidos a partir de medições de velocidades, para diferentes pontos ao longo do eixo das ordenadas, eixo este representado na figura 4.12. Uma vez que as velocidades do escoamento induzido por atuadores a plasma são relativamente baixas (inferiores a $5\ m/s$), de modo a reduzir o erro das medições, para cada ponto foram feitas 10 medições, a partir das quais se obteve a velocidade média. Inicialmente os perfis de velocidade foram experimentalmente obtidos para diferentes posições ao longo do eixo das abcissas, considerando a lateral do elétrodo exposto como ponto de referência, tal como exemplificado na figura 4.12.

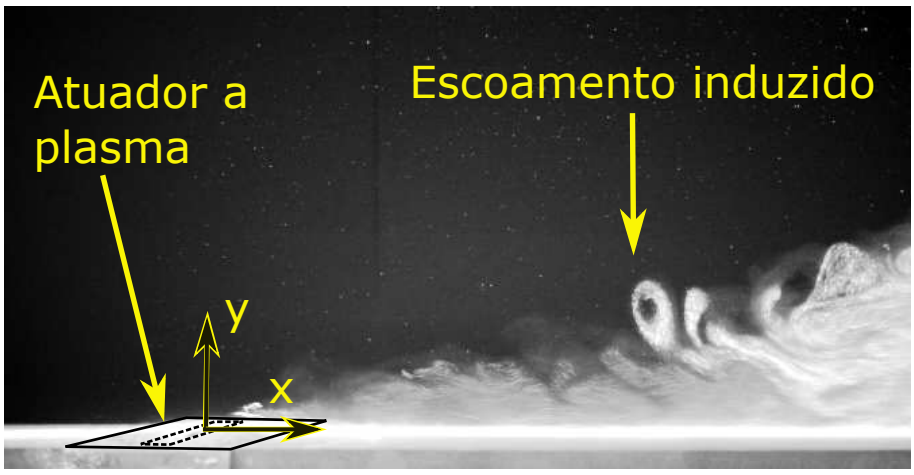


Figura 4.12: Esquema do referencial para medição de velocidades com tubo de Pitot.

Nestes testes experimentais utilizou-se um atuador a plasma fabricado em Kapton com $1,02\ mm$ de espessura, montado em placa plana, e tendo este sido testado para uma tensão aplicada de $10\ kVpp$ e uma frequência de $24\ kHz$. Os perfis de velocidade foram então obtidos a $1,5\ cm$, $2\ cm$, $2,5\ cm$ e $3\ cm$ de distância da lateral do elétrodo exposto. Não foram realizadas medições a menos de $1,5\ cm$ de distância da lateral do elétrodo exposto, pois aumentaria o risco de ocorrência de formação de arco elétrico entre o plasma e o tubo de Pitot (principalmente para níveis de tensão mais elevados nos quais a descarga de plasma é mais extensa) o que alteraria as propriedades de funcionamento do atuador a plasma. Os perfis obtidos para os diferentes pontos, segundo o eixo das abcissas, são então apresentadas na figura 4.13.

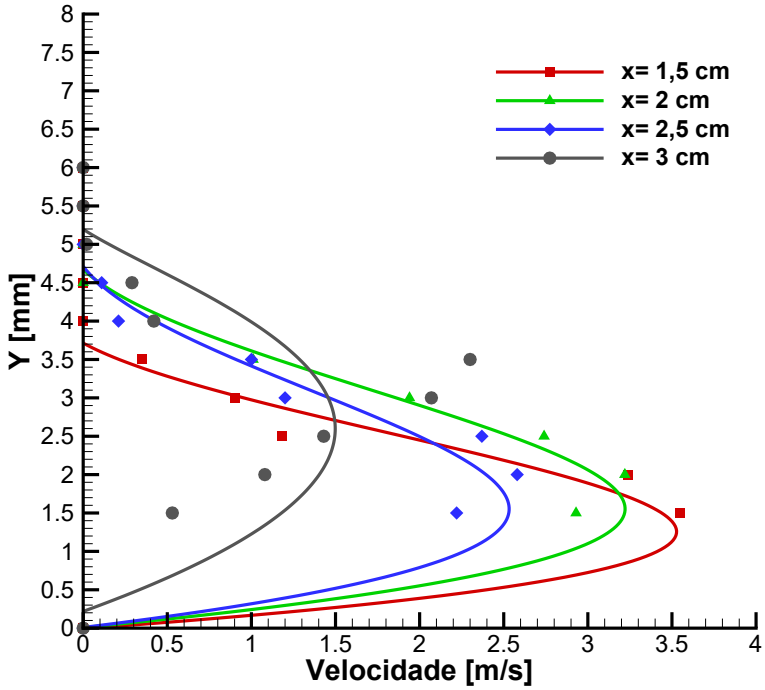


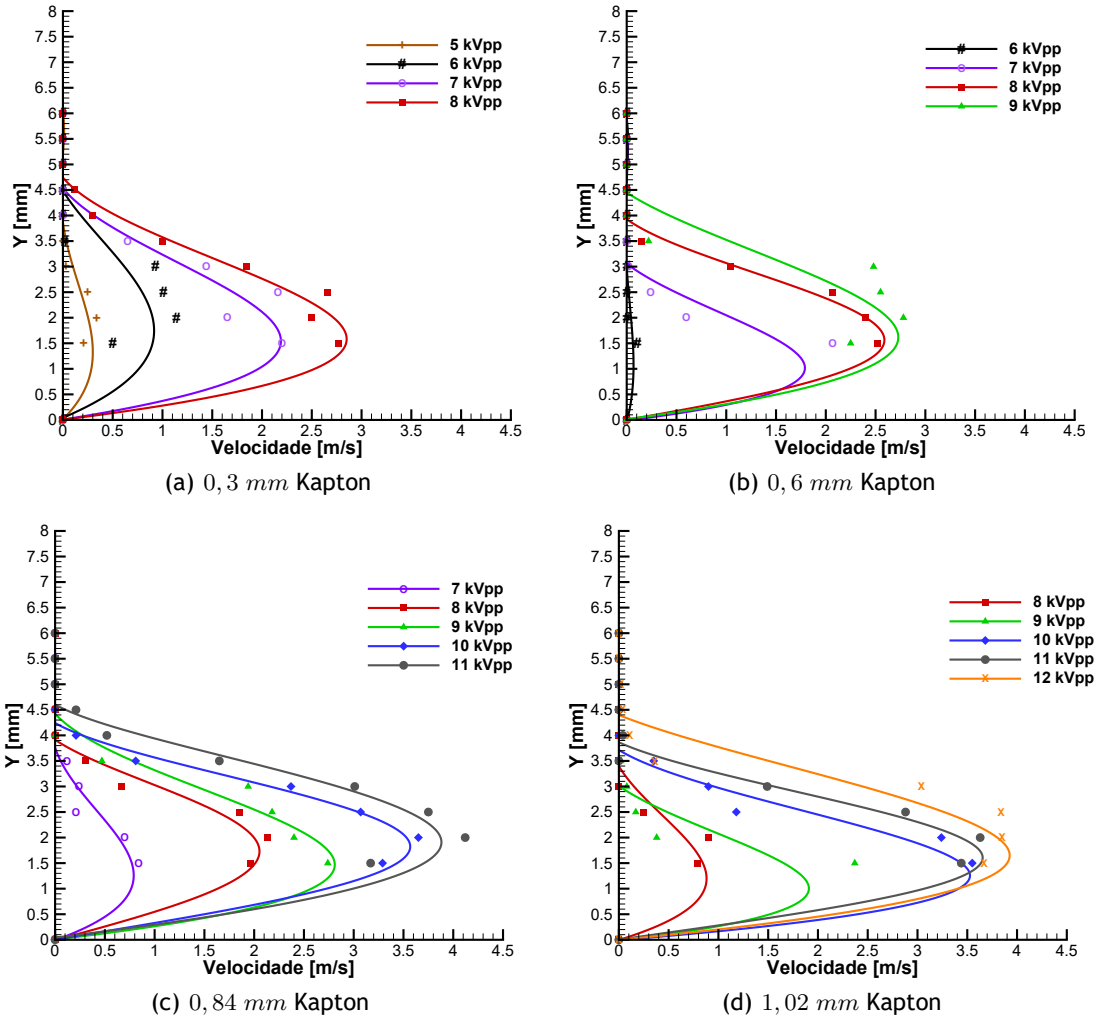
Figura 4.13: Perfis de velocidade obtidos para um atuador de $1,02\ mm$ Kapton com uma tensão aplicada de $10\ kVpp$ e uma frequência de $24\ kHz$.

Tal como se verifica na figura 4.13, as velocidades mais elevadas são encontradas a aproximadamente $1,5\ cm$ de distância e, tal como esperado, à medida que nos afastamos do elétrodo exposto a amplitude das velocidades decresce. Verifica-se também que as velocidades do escoamento induzido são encontradas até cerca de $5\ mm$ de distância, segundo o eixo das ordenadas, da superfície em que o atuador é aplicado, o que não quer dizer que o ar adjacente acima desta altura não seja acelerado, querendo dizer que acima desta altura as velocidades de escoamento não são suficientemente elevadas para serem detetadas pelo tubo de Pitot. Claro está, que isto permite concluir que a zona de escoamento seriamente afetada pela operação dos atuadores, se encontra a menos de $5\ mm$ de distância da superfície em que o atuador é aplicado.

O gráfico da figura 4.13 permite ainda concluir que à medida que nos afastamos do elétrodo exposto a altura do escoamento induzido aumenta, pois se compararmos os perfis de velocidades, verificamos que no perfil obtido para $x = 1,5\ cm$, a partir dos $4\ mm$ de distância da superfície o tubo de Pitot já não deteta velocidades de escoamento, enquanto que para $x = 3\ cm$ as velocidades do escoamento só deixam de ser detetáveis a partir dos $5\ mm$ de distância da superfície. Este comportamento já era esperado, uma vez que, olhando para o comportamento do escoamento induzido demonstrado na figura 4.12, verificamos que junto ao elétrodo exposto o escoamento é mais delgado, expandindo à medida que se afasta do atuador. Estes testes experimentais serviram também para definir a distância ao elétrodo exposto mais adequada para a medição dos perfis de velocidade. Uma vez que as amplitudes de velocidades mais elevadas são encontradas a $1,5\ cm$ de distância do elétrodo exposto, conclui-se que esta é a posição mais adequada para realização das medições, pois se as amplitudes de velocidades medidas forem maiores, o erro experimental é mais reduzido. Aliás o gráfico da figura 4.13 mostra isso mesmo, sendo que o perfil obtido para uma distância de $3\ cm$ apresenta uma forma um pouco estranha tendo sido difícil encontrar uma linha de tendência que descrevesse de forma mais aproximada o comportamento apresentado pelos pontos experimentais.

4.4.1 Influência da espessura da camada dielétrica

De modo a analisar a influência da espessura da camada dielétrica no desempenho de atuadores a plasma foram testados atuadores a plasma fabricados com camadas dielétricas de Kapton com diferentes espessuras. Assim, testaram-se atuadores com $0,3\ mm$, $0,6\ mm$, $0,84\ mm$ e $1,02\ mm$ de espessura de camada dielétrica. Os atuadores foram testados em placa plana para uma frequência de $24\ kHz$ e diferentes tensões de alimentação. Os perfis de velocidade do escoamento induzido pelos diferentes atuadores a plasma foram obtidos experimentalmente para uma distância de $1,5cm$, da lateral do elétrodo exposto. A figura 4.14 apresenta os perfis de velocidade obtidos para os atuadores a plasma em Kapton, com diferentes espessuras de camada dielétrica.



(a) $0,3\ mm$ Kapton

(b) $0,6\ mm$ Kapton

(c) $0,84\ mm$ Kapton

(d) $1,02\ mm$ Kapton

Figura 4.14: Perfis de velocidade obtidos a $1,5\ cm$ de distância, para atuadores com diferentes espessuras de camada dielétrica e para uma frequência de $24\ kHz$.

Tal como se verifica na figura 4.14, dependendo dos atuadores testados, os perfis de velocidade foram obtidos para diferentes gamas de tensão. Isto acontece pois, tal como já havíamos concluído, dependendo da espessura da camada dielétrica os atuadores a plasma apresentam diferentes valores de tensão de *breakdown* e, como tal, enquanto que um atuador com uma camada dielétrica de $0,3\ mm$ de Kapton, para uma tensão aplicada de $5\ kVpp$, já apresenta um escoamento induzido mensurável pela técnica do tubo de Pitot, o escoamento induzido pelos restantes atuadores, para este nível de tensão aplicado, é muito fraco ou mesmo inexistente.

Por outro lado, verificou-se que quanto mais fina a camada dielétrica do atuador, menores os níveis de tensão aplicada que este consegue suster sem romper, ou seja, para níveis de tensão aplicada mais elevados, os atuadores mais finos degradam-se mais rapidamente, sendo que em muitos dos testes acabam por romper, levando à formação de arco entre os elétrodos. Assim sendo, os níveis de tensão aplicada para os quais os atuadores foram testados, dependeram do nível de tensão mínimo necessário para a produção de um escoamento induzido com velocidades mensuráveis pela técnica do tubo de Pitot. Para além disso, dependeram também dos níveis de tensão máxima para os quais os atuadores podem operar durante diversos minutos, sem ocorrência de rompimento total da camada dielétrica. Como podemos verificar pelos perfis de velocidade obtidos, as velocidades de escoamento induzido de maior amplitude são encontradas até uma distância de $5\ mm$ da superfície segundo o eixo das ordenadas, o que demonstra que o escoamento induzido atua principalmente na zona junto à parede. Verifica-se que a velocidade de escoamento induzido depende da tensão aplicada, sendo que com o aumento da tensão aplicada as velocidades do escoamento induzido apresentam maiores amplitudes. Para além da amplitude das velocidades, também a região afetada pelo escoamento induzido aumenta para níveis de tensão aplicada mais elevados. Verifica-se também que as velocidades de escoamento induzido, para um determinado nível de tensão aplicada, dependem da espessura da camada dielétrica. Para uma melhor análise da influência da espessura da camada dielétrica no escoamento induzido foram representados na figura 4.15 os perfis de velocidade obtidos para os atuadores a plasma com diferentes espessuras, ao mesmo nível de tensão aplicada ($8\ kVpp$) e mesma frequência ($24\ kHz$). Decidiu-se comparar os perfis de velocidade para uma tensão aplicada de $8\ kVpp$ visto que, dos testes experimentais realizados, este é um nível de tensão comum aos quatro atuadores testados.

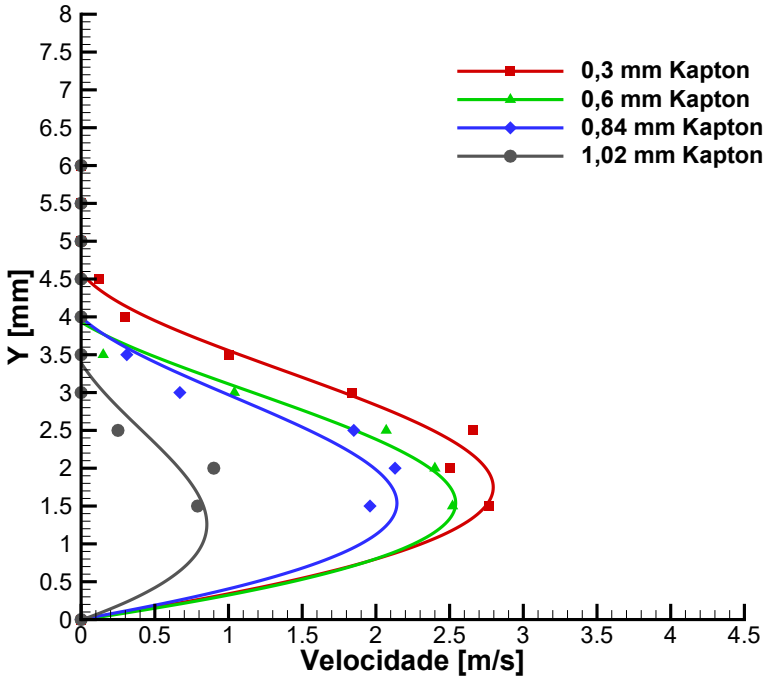


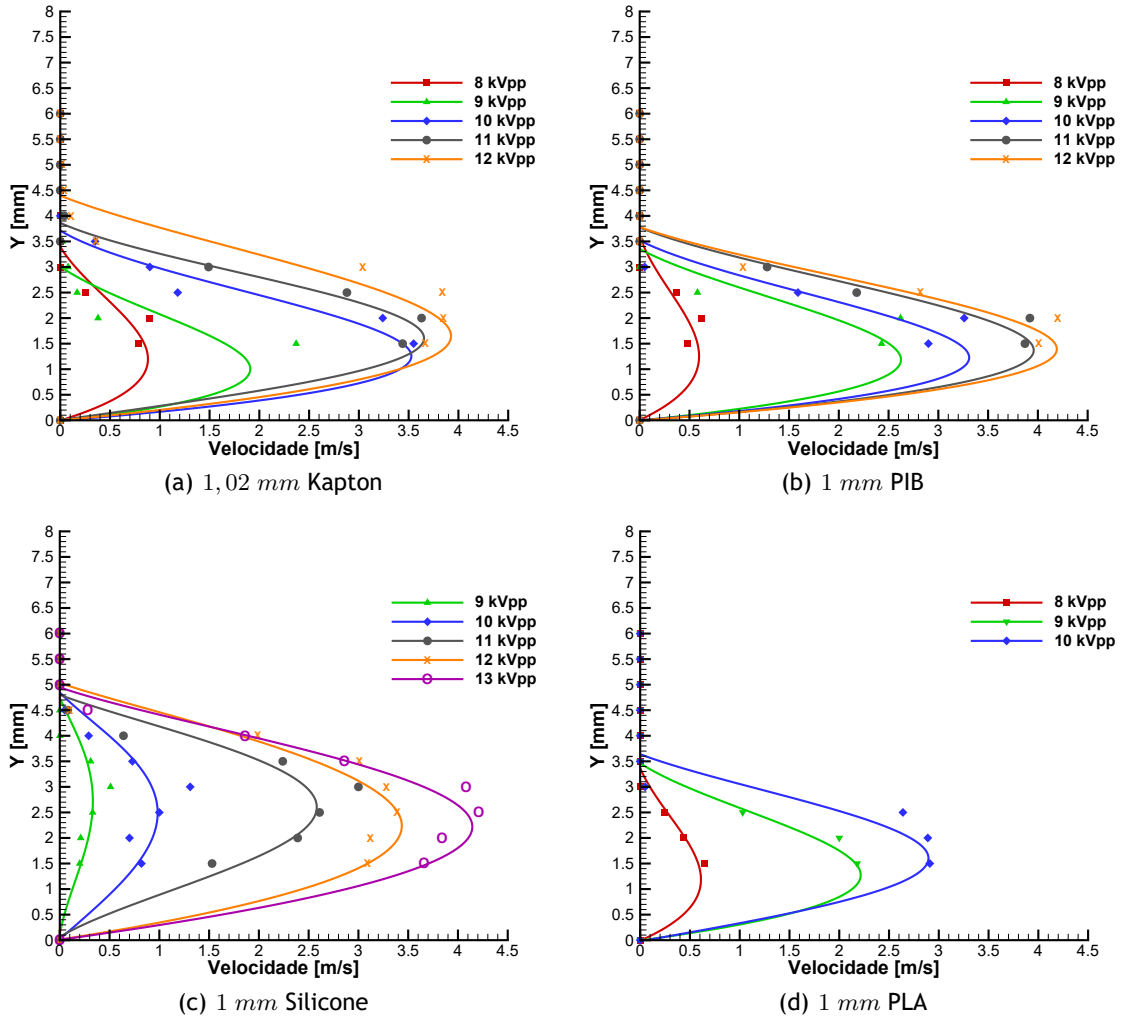
Figura 4.15: Comparação dos perfis de velocidade obtidos para atuadores a plasma com diferentes espessuras de camadas dielétricas para uma tensão aplicada de $8\ kVpp$ e $24\ kHz$.

Pelo gráfico apresentado na figura 4.15, conclui-se que, para o mesmo nível de tensão aplicado, os atuadores com camadas dielétricas mais finas permitem atingir maiores velocidades de escoamento induzido e, como tal, transferem maior quantidade de movimento para o ambiente

adjacente. No entanto, voltando novamente à figura 4.14, verifica-se que quanto maiores os níveis de tensão aplicados maiores as velocidades de escoamento induzido e, uma vez que os atuadores a plasma com camadas dielétricas mais espessas permitem um funcionamento com níveis de tensão mais elevados, estes atuadores por sua vez apresentam maior facilidade em atingir módulos de velocidade mais elevada, sem perigo iminente de rutura total da camada dielétrica.

4.4.2 Efeito da utilização de materiais dielétricos alternativos

De modo a analisar a influência do tipo de material dielétrico foram testados atuadores a plasma fabricados com camadas dielétricas de diferentes materiais dielétricos. Assim testaram-se atuadores feitos com borracha de PIB, silicone acética e PLA, todos eles com $1\ mm$ de espessura de camada dielétrica. Os atuadores foram testados em placa plana para uma frequência de $24\ kHz$ e diferentes níveis de tensão. Os resultados obtidos para estes atuadores a plasma, construídos com materiais dielétricos alternativos, foram comparados com os resultados obtidos para o atuador de Kapton de $1,02\ mm$ de espessura. Os perfis de velocidade foram obtidos a $1,5\ cm$ de distância do elétrodo exposto para uma frequência de $24\ kHz$, e são apresentados na figura 4.16.



(a) $1,02\ mm$ Kapton

(b) $1\ mm$ PIB

(c) $1\ mm$ Silicone

(d) $1\ mm$ PLA

Figura 4.16: Perfis de velocidade obtidos a $1,5\ cm$ de distância para atuadores com diferentes materiais dielétricos, para uma frequência de $24\ kHz$.

Através da figura 4.16 observa-se que as velocidades de escoamento induzido dependem das características do material dielétrico usado na construção do atuador a plasma. Tal como se havia verificado, a tensão de *breakdown* também depende do material dielétrico usado e, como tal, os atuadores foram testados para diferentes gamas de tensões aplicadas. Pelos resultados obtidos verificou-se que os atuadores a plasma fabricados em borracha de PIB e silicone permitem um funcionamento com níveis de tensão mais elevados. Para além disso, durante os testes experimentais, estes dois atuadores apresentaram também maior durabilidade, sendo que a degradação destes materiais, após diversos minutos de funcionamento, não foi visivelmente tão notória como a do atuador de Kapton. Por sua vez, o atuador fabricado em PLA apresentou um comportamento completamente oposto, sendo incapaz de suster níveis de tensão superiores a $10\ kVpp$, e apresentando uma degradação muito mais rápida que a dos restantes materiais testados. No entanto, verificou-se também que a durabilidade deste pode depender de como é fabricado, sendo que atuadores que ficaram ligeiramente mais compactos apresentaram melhores durabilidades. Tal como se pode verificar pelos perfis de velocidade apresentados na figura 4.16, as velocidades de escoamento induzido de maior amplitude são encontradas até uma distância, segundo o eixo das ordenadas, de $5\ mm$ da superfície em que o atuador se encontra aplicado, o que demonstra que o escoamento induzido atua principalmente na zona junto à parede. Verifica-se também que a amplitude das velocidades induzidas aumenta com o aumento da tensão aplicada, independentemente do material dielétrico usado. Da mesma maneira, também a área afetada pelo escoamento induzido aumenta para níveis de tensão aplicada superiores. Para uma melhor análise da influência do material dielétrico no escoamento induzido foram representados na figura 4.17 os perfis de velocidade obtidos para os atuadores a plasma, com materiais dielétricos alternativos, a funcionar com o mesmo nível de tensão aplicada ($10\ kVpp$) e mesma frequência ($24\ kHz$). Decidiu-se comparar os perfis de velocidade para uma tensão aplicada de $10\ kVpp$, visto que, dos testes experimentais realizados, este é um nível de tensão comum aos quatro atuadores testados.

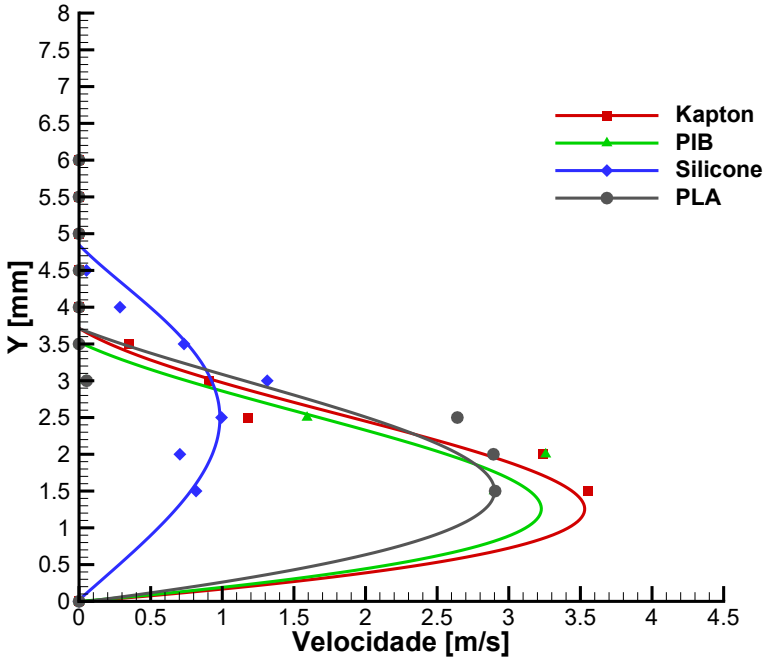


Figura 4.17: Comparação dos perfis de velocidade obtidos para atuadores a plasma com diferentes materiais dielétricos para uma tensão aplicada de $10\ kVpp$ e $24\ kHz$.

A figura 4.17 permite concluir que, para o mesmo nível de tensão aplicada, o atuador de Kapton

permite atingir maiores velocidades de escoamento induzido que os restantes atuadores testados. No entanto, comparando também com os dados presentes na figura 4.14, conclui-se que quanto maiores os níveis de tensão aplicados, maiores as velocidades de escoamento induzido e, uma vez que os atuadores borracha de PIB e de silicone acética permitem um funcionamento com níveis de tensão mais elevados, por sua vez estes atuadores também apresentam maior facilidade para atingir amplitudes de velocidades mais elevadas, sem perigo iminente de rutura total da camada dielétrica.

4.5 Análise do rendimento mecânico da atuadores a plasma do tipo DBD

A partir dos perfis de velocidade obtidos na secção anterior, e fazendo uso do modelo analítico apresentado no capítulo 2, foi então calculada a potência mecânica para os atuadores testados com diferentes espessuras de camada dielétrica e com materiais dielétricos alternativos. Através da potência mecânica obtida, e utilizando a potência elétrica aplicada aos atuadores, analisou-se também o rendimento mecânico de cada um dos atuadores.

4.5.1 Influência da espessura da camada dielétrica no rendimento mecânico de atuadores a plasma do tipo DBD

De modo a compreender a influência da espessura da camada dielétrica no desempenho dos atuadores a plasma, a potência e rendimento mecânicos foram obtidos para atuadores a plasma com $0,3\ mm$, $0,6\ mm$, $0,84\ mm$ e $1,02\ mm$ de espessura de camada dielétrica. Estes parâmetros foram obtidos para uma frequência de $24\ kHz$ e diversos níveis de tensão aplicada. Os valores obtidos são apresentados na tabela 4.5.

Tabela 4.5: Potência mecânica obtida para atuadores a plasma em Kapton com diferentes espessuras de camada dielétrica.

Material Dielétrico	Tensão Aplicada $[kVpp]$	Potência Elétrica $[W]$	Potência Mecânica $[mW]$	Rendimento Mecânico $[\%]$
$0,3\ mm$ Kapton	5	$3,43$	$0,002$	$0,0000\%$
	6	$6,77$	$0,086$	$0,0013$
	7	$12,13$	$0,707$	$0,0058$
	8	$15,28$	$1,560$	$0,0102$
$0,6\ mm$ Kapton	6	$3,70$	$3,038 \times 10^{-5}$	$0,0000\%$
	7	$7,24$	$0,226$	$0,0031$
	8	$12,27$	$0,986$	$0,0080$
	9	$16,16$	$1,605$	$0,0099$
$0,84\ mm$ Kapton	7	$2,97$	$0,024$	$0,0008\%$
	8	$5,86$	$0,593$	$0,0101$
	9	$9,35$	$1,291$	$0,0138$
	10	$14,48$	$3,150$	$0,0218$
	11	$20,51$	$4,629$	$0,0226$
$1,02\ mm$ Kapton	8	$4,77$	$0,031$	$0,0006\%$
	9	$7,34$	$0,332$	$0,0045$
	10	$11,20$	$2,016$	$0,0180$
	11	$15,82$	$2,873$	$0,0182$
	12	$20,69$	$4,750$	$0,0230$

A partir da análise da tabela 4.5 verificamos que, para o mesmo nível de tensão aplicada ($8\ kVpp$ uma vez que é o único nível de tensão comum a todos os casos de teste), o atuador mais fino é o atuador que transfere maior potência mecânica para o escoamento. Tal como já havia sido verificado na secção anterior, para o mesmo nível de tensão aplicada, os atuadores com camadas dielétricas mais finas permitem gerar velocidades de escoamento induzido maiores, como tal, a potência mecânica gerada pelo seu funcionamento é também maior. Verifica-se também que, para o mesmo nível de tensão, o rendimento destes atuadores é melhor. Assim, conclui-se que o rendimento mecânico dos atuadores a plasma depende da espessura da camada dielétrica, sendo que o rendimento mecânico é maior para atuadores a plasma com camadas dielétricas mais finas. Por outro lado, verifica-se que os valores de rendimento mecânico aumentam para tensões mais elevadas, sendo que este fato se verifica para qualquer um dos casos de teste. Como tal, conclui-se que quanto maior a tensão aplicada, melhor o rendimento mecânico do atuador a plasma. Uma vez que os atuadores a plasma com camadas dielétricas mais espessas apresentam maior durabilidade e conseguem suster maiores níveis de tensão aplicada, verifica-se que estes atuadores permitem atingir melhores rendimentos mecânicos, na medida em que podem funcionar com níveis de tensão superiores aos níveis suportados por atuadores a plasma mais finos. Claro está que, segundo as conclusões aqui tiradas, a fabricação de um atuador mais fino que conseguisse suportar os mesmo níveis de tensão, por exemplo, do atuador de $1,02\ mm$ de Kapton, permitiria obter rendimentos mecânicos superiores à deste.

4.5.2 Influência do material dielétrico no rendimento mecânico de atuadores a plasma do tipo DBD

De modo a compreender a influência do material dielétrico no desempenho dos atuadores a plasma, a potência e rendimentos mecânicos foram obtidos para atuadores a plasma feitos com borracha de PIB, silicone acética e PLA, todos eles com $1\ mm$ de espessura de camada dielétrica. Estes parâmetros foram obtidos para uma frequência de $24\ kHz$ e diversos níveis de tensão aplicada. Os valores obtidos são apresentados na tabela 4.6.

Pela tabela 4.6 verificamos que, independentemente do material dielétrico usado, o rendimento mecânico dos atuadores aumenta para níveis de tensão mais elevados. O atuador fabricado em silicone, por um lado, revelou-se um atuador que requer níveis de tensão mais elevados para geração de velocidades significativas mas, por outro lado, revelou-se também um atuador capaz de suster níveis de tensão mais elevados. Como tal, e dado que níveis de tensão mais elevados permitem obter melhores rendimentos, o atuador de silicone foi o atuador que permitiu obter melhores rendimentos, tendo estes se verificado para os níveis de tensão aplicada de $12\ kVpp$ e $13\ kVpp$. Por sua vez, o atuador de borracha de PIB apresentou valores de rendimento também bastante interessantes, sendo que para tensões aplicadas de $9\ kVpp$, $10\ kVpp$ e $11\ kVpp$ foi o atuador que apresentou melhor rendimento. O atuador de PLA demonstrou ser um atuador que não aguenta um funcionamento com tensões superiores a $10\ kVpp$, no entanto, para os níveis de tensão suportados, apresentou rendimentos próximos dos apresentados pelo atuador de Kapton. Verificou-se a desvantagem de, a nível de durabilidade, o atuador de PLA ficar muito aquém dos restantes materiais testados (Kapton, PIB e silicone). Perante estes resultados conclui-se que os atuadores de borracha PIB e silicone acética são atuadores que devem ser vistos como excelentes alternativas aos atuadores de Kapton, pois apresentam boa durabilidade e, para além disso, permitem obter melhores rendimentos mecânicos.

Tabela 4.6: Potência mecânica obtida para atuadores a plasma fabricados com materiais dielétricos alternativos ($d = 1\ mm$).

Material Dielétrico	Tensão Aplicada $[kVpp]$	Potência Elétrica $[W]$	Potência Mecânica $[mW]$	Rendimento Mecânico $[\%]$
Kapton	8	4,77	0,031	0,0006
	9	7,34	0,332	0,0045
	10	11,20	2,016	0,0180
	11	15,82	2,873	0,0182
	12	20,69	4,750	0,0230
PIB	8	1,99	0,010	0,0005
	9	3,84	0,807	0,0210
	10	5,04	1,561	0,0309
	11	6,28	3,247	0,0517
	12	8,79	4,024	0,0457
Silicone	9	3,00	0,005	0,0002
	10	4,58	0,113	0,0025
	11	6,40	1,819	0,0284
	12	8,96	4,198	0,0469
	13	11,05	6,890	0,0623
PLA	8	3,50	0,009	0,0003
	9	7,00	0,480	0,0068
	10	12,14	1,665	0,0137

4.6 Desenvolvimento de uma nova configuração de atuador a plasma: *"Stair Shaped Dielectric Barrier Discharge Plasma Actuator"*-SSDBD

Os resultados obtidos durante o presente trabalho têm demonstrado que atuadores a plasma DBD com camadas dielétricas mais finas, permitem obter maiores velocidades de escoamento induzido comparativamente a atuadores mais espessos, a funcionar com o mesmo nível de tensão.

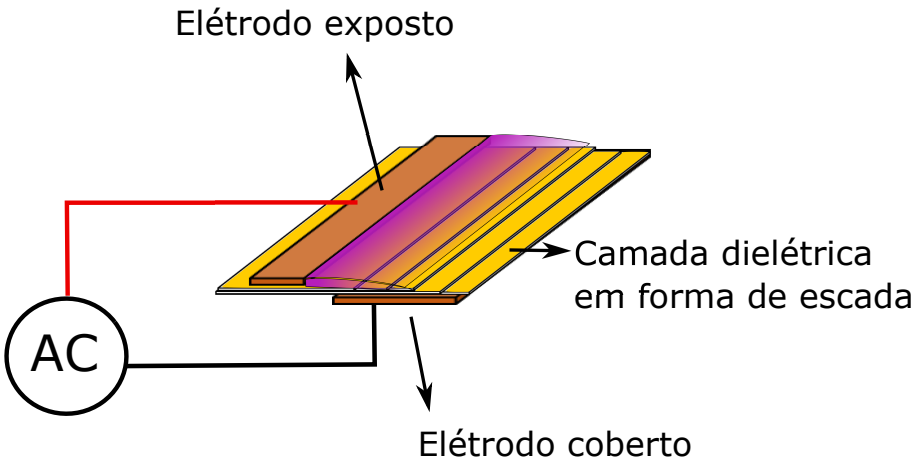


Figura 4.18: Esquema da configuração do atuador *"Stair Shaped Dielectric Barrier Discharge"*.

No entanto, observou-se também que os atuadores mais finos têm maior dificuldade em suster níveis de tensão mais elevados durante um tempo considerável, sem ocorrer rompimento da camada dielétrica. Perante estas observações, no presente trabalho, desenvolveu-se uma nova

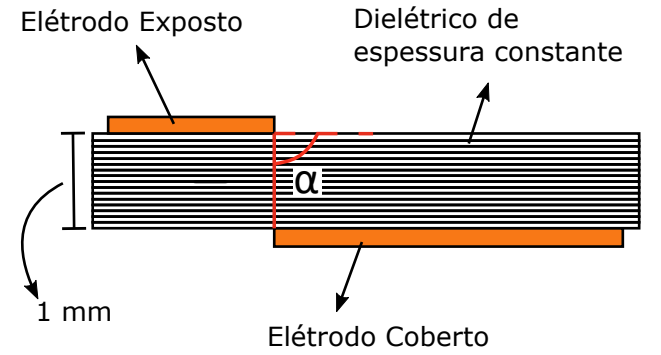
configuração de atuador a plasma, baseada numa camada dielétrica com espessura variável e não uniforme. O esquema desta configuração, a qual foi designada de atuador a plasma SSDBD (*Stair Shaped Dielectric Barrier Discharge*, é apresentado na figura 4.18.

Esta nova configuração, cujo funcionamento é introduzido pela primeira vez na literatura com o presente trabalho, tem como finalidade aumentar as amplitudes de velocidades de escoamento induzido, tal como sucede com os atuadores mais finos, conservando a durabilidade dos atuadores a plasma mais espessos. Para esse efeito a camada dielétrica é montada em forma de escada, tal como demonstrado na figura 4.18, apresentando um gradiente de redução da espessura da camada dielétrica ao invés de uma camada dielétrica de espessura constante.

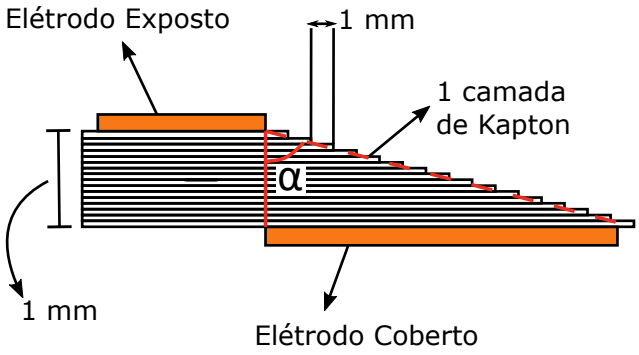
4.6.1 Otimização da configuração SSDBD

Estudos apresentados na literatura demonstram que a zona da camada dielétrica que sofre maior degradação durante a descarga de plasma é a zona adjacente ao elétrodo exposto então, nesta configuração a camada dielétrica é montada em forma de escada, de modo a que a camada dielétrica seja mais espessa na zona adjacente ao elétrodo exposto. Deste modo, a camada dielétrica apresenta maior espessura na zona que sofre o maior impacto causado pela descarga de plasma, tornando o atuador mais robusto e resistente nesta zona. Isto confere ao atuador uma durabilidade semelhante às obtidas com atuadores a plasma mais espessos. À medida que nos afastamos da lateral do elétrodo exposto, a espessura da camada dielétrica vai diminuindo, tendo em vista o aumento da força do campo elétrico e consequentemente a geração de uma força mássica maior que a gerada por um atuador de camada dielétrica de espessura constante. Para além disso, esta configuração em forma de escada permite que a fabricação do atuador seja realizada de forma simples e manual, sendo apenas necessário fita de Kapton e fita de cobre, e não havendo necessidade de uso de máquinas ou processos de fabricação dispendiosos ou de elevada dificuldade de implementação. De modo a estudar esta nova configuração de atuador a plasma, e avaliar o seu rendimento, foram considerados quatro casos de teste. Os casos de teste considerados são apresentados na figura 4.19.

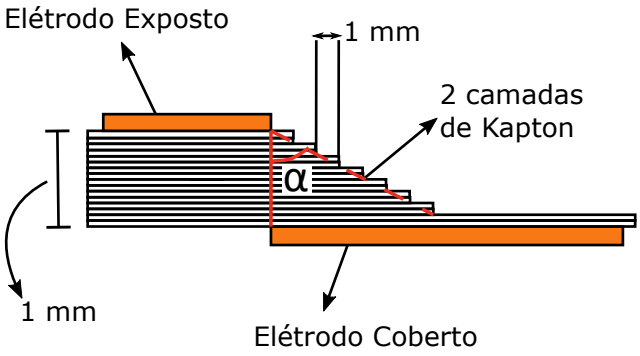
Tal como demonstra a figura 4.19, no primeiro caso de teste considerou-se uma atuador a plasma convencional com uma espessura de camada dielétrica constante ao longo da zona de descarga de plasma, caso este que serviu de referência para comparação com os atuadores SSDBD testados. Todos os atuadores apresentam uma espessura dielétrica máxima de aproximadamente $1\ mm$, constituída por 16 camadas de fita de Kapton sobrepostas, com um comprimento de $10\ cm$. Em todos os casos de teste foram utilizados elétrodos de cobre com um comprimento de $8\ cm$, uma espessura de $80\ \mu m$. Foi utilizada uma largura de $1\ cm$ para o elétrodo exposto, e uma largura de $2\ cm$ para o elétrodo coberto. O caso de teste 2 consiste, tal como demonstra a figura 4.19, num atuador cujas camadas de Kapton foram sobrepostas uma a uma com um espaçamento de $1\ mm$ entre as laterais das camadas. No que diz respeito ao caso de teste 3, este atuador foi montado com camadas de Kapton sobrepostas duas a duas, também elas com um espaçamento de $1\ mm$ entre as laterais destas. Por fim, no caso de teste 4, o atuador foi montado sobrepondo camadas de Kapton três a três, também elas com um espaçamento de $1\ mm$, sendo que o último degrau, junto ao elétrodo coberto, é formado por 4 camadas de modo a fazer 16 camadas, parâmetro este comum a todos os outros casos de teste. Em todos os casos de teste a lateral do elétrodo exposto foi posicionada a $1\ mm$ de distância do primeiro degrau da camada dielétrica.



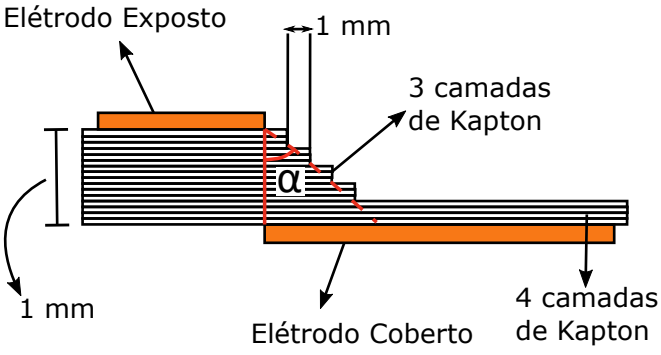
(a) Caso de teste 1, $\alpha = 90^0$



(b) Caso de teste 2, $\alpha \approx 86,6^0$



(c) Caso de teste 3, $\alpha \approx 83,2^0$



(d) Caso de teste 4, $\alpha \approx 79,8^0$

Figura 4.19: Esquema dos diferentes casos de teste estudados para determinar a geometria ótima do SSDBD.

4.6.1.1 Análise dos atuadores SSDBD

Os diferentes casos de teste foram, numa primeira fase, analisados quanto às suas características elétricas. As formas de onda de tensão e corrente foram obtidas experimentalmente, tendo-se verificado um comportamento idêntico aos atuadores a plasma de geometria convencional. Assim, esta verificação permite concluir que a disposição da camada dielétrica em forma de escada não influencia o comportamento geralmente apresentado pelas formas de onda de tensão e corrente aplicadas. A partir das formas de onda de tensão e corrente foi então calculada a potência consumida para cada um dos casos de teste. A potência consumida por estes atuadores foi obtida pelo método da corrente elétrica e é apresentada na figura 4.20.

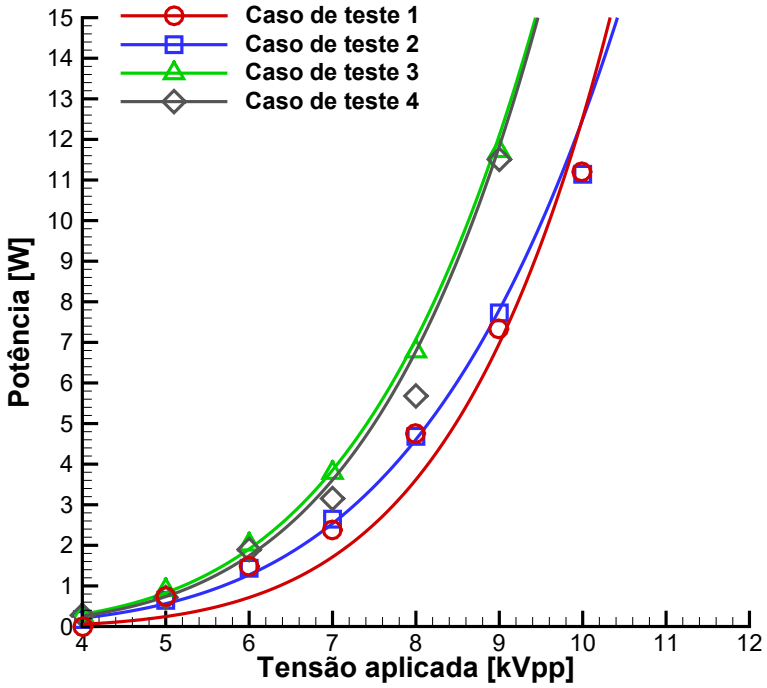
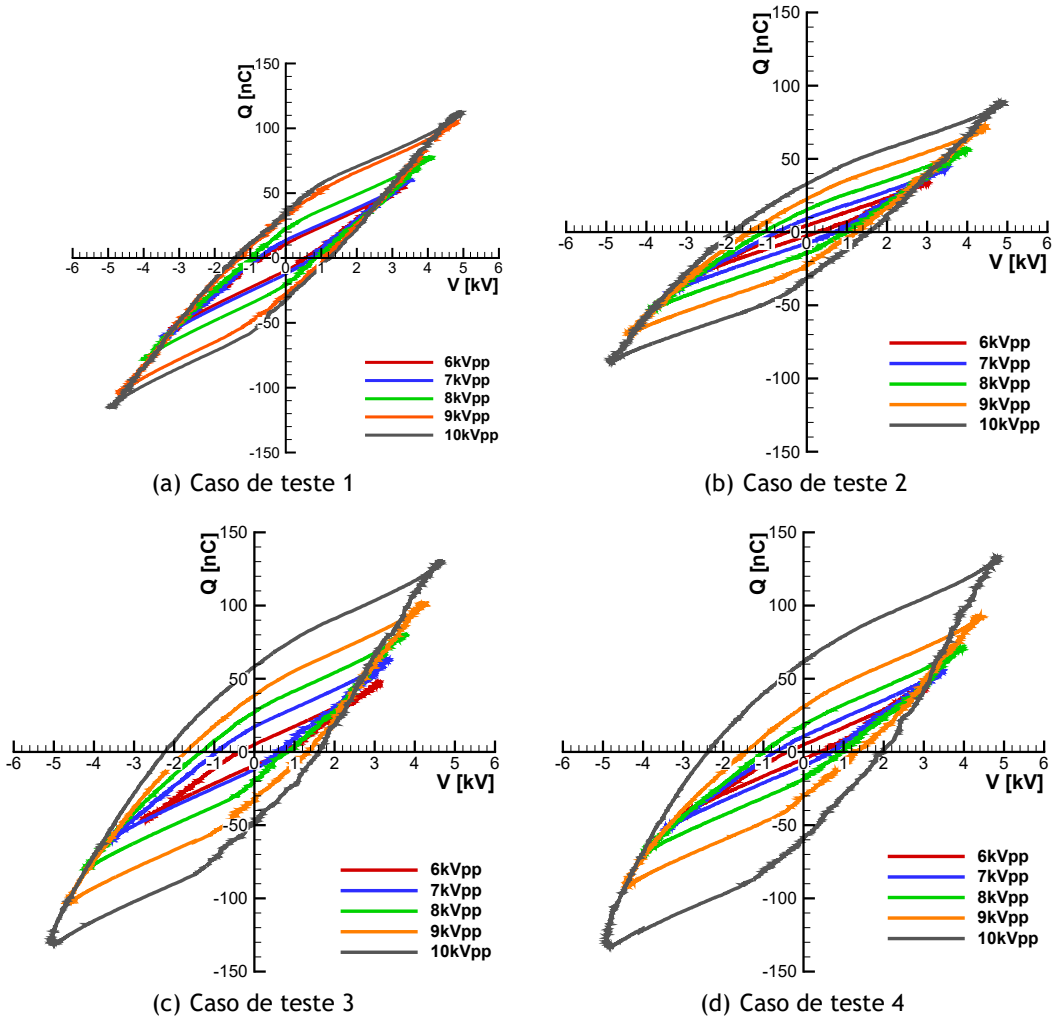


Figura 4.20: Potência consumida obtida para os diferentes casos de teste.

Esta primeira análise permite desde já concluir que a disposição das camadas de Kapton em forma de escada tem influência na potência consumida pelo atuador a plasma. Verificou-se que o caso de teste 2 apresenta uma consumo de energia bastante semelhante a um atuador de Kapton com camada dielétrica de espessura constante, enquanto que os outros dois casos de teste apresentaram um consumo de energia ligeiramente superior ao consumo apresentado pelo atuador de configuração convencional. De modo a compreender melhor a influência da disposição das camadas dielétricas em forma de escada foram também obtidas e traçadas as curvas de *Lissajous*. Estas curvas foram obtidas pelo método da carga elétrica e são apresentadas na figura 4.21.

Pela análise dos ciclogramas apresentados na figura 4.21 verifica-se que os atuadores a plasma montados com a barreira dielétrica em forma de escada apresentam uma evolução da carga em função da tensão aplicada ligeiramente diferente da verificada para o atuador com camada dielétrica de espessura constante. Principalmente, verifica-se que o caso de teste 2 atinge valores de carga inferiores aos valores atingidos pelo atuador convencional (caso de teste 1), enquanto que os casos de teste 3 e 4 atingem valores de carga superiores. A partir da análise das curvas de *Lissajous*, foram então extraídos os valores de tensão de *breakdown* e de capacidades dos respetivos atuadores. Os parâmetros elétricos obtidos a partir destas curvas são expostos



(a) Caso de teste 1

(b) Caso de teste 2

(c) Caso de teste 3

(d) Caso de teste 4

Figura 4.21: Curvas de *Lissajous* obtidas para cada um dos casos de teste.

na tabela 4.7.

Tabela 4.7: Parâmetros elétricos extraídos das curvas de *Lissajous* para atuadores a plasma com diferentes materiais dielétricos.

Atuador	Tensão de *breakdown* $[kVpp]$	Capacidade efetiva $[pF]$	Capacidade a frio $[pF]$
Caso de teste 1	$3,26$	$31,61$	12.01
Caso de teste 2	$3,03$	$25,59$	$9,84$
Caso de teste 3	$3,46$	$41,48$	$13,62$
Caso de teste 4	$3,53$	$54,32$	$12,76$

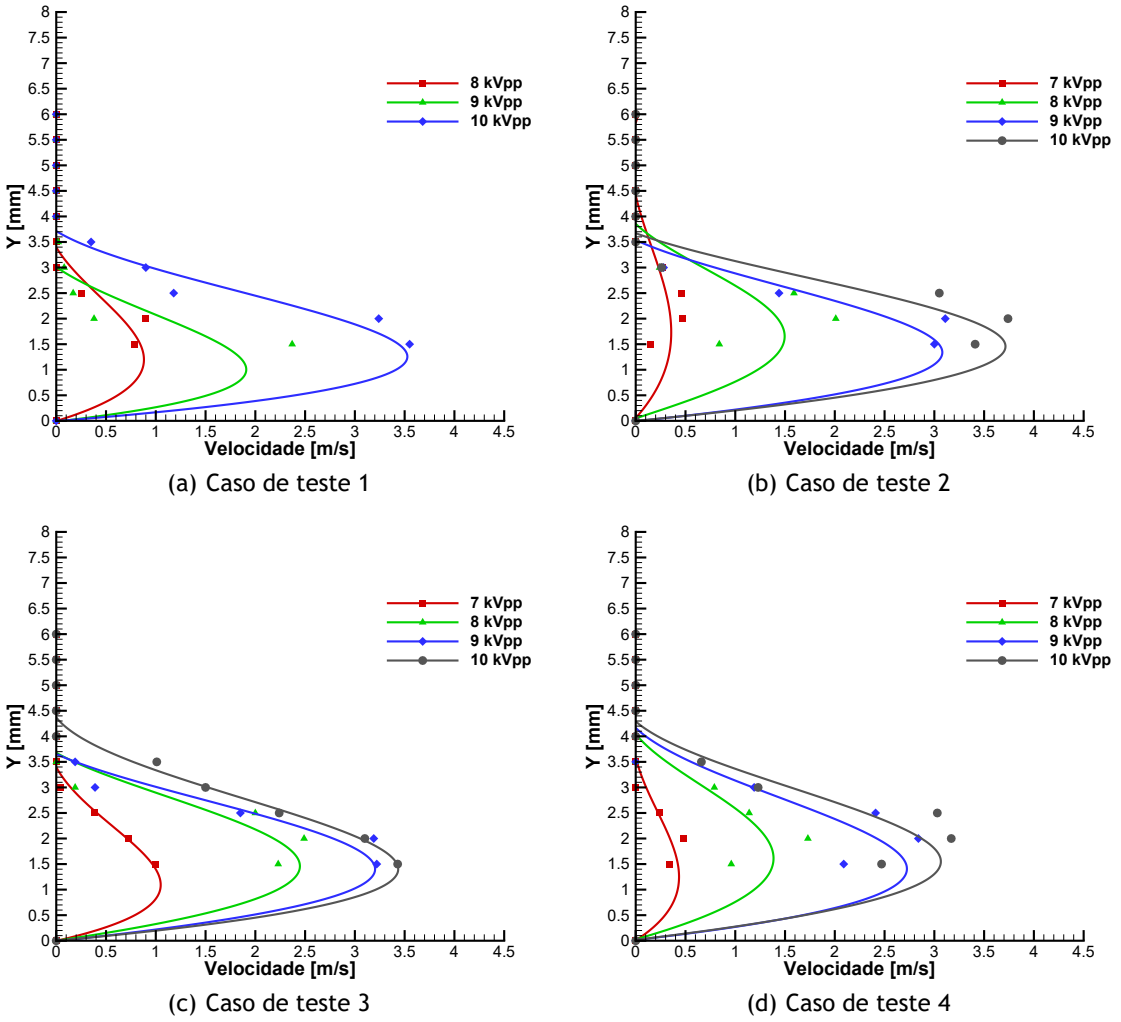
Os parâmetros elétricos obtidos demonstram que o caso de teste 2 apresenta uma tensão de *breakdown* inferior ao atuador convencional e, para além disso, também apresenta valores de capacidade eficaz e capacidade a frio inferiores. Por sua vez os atuadores 3 e 4, apresentam uma tensão de *breakdown* e valores de capacidades superiores aos valores apresentados pelo atuador 1. Os parâmetros elétricos obtidos para o atuador 3 e para o atuador 4 são bastante

semelhantes, diferindo a nível de capacidade eficaz para a qual o atuador 4 apresenta uma capacidade superior à do atuador 3. Uma vez que o atuador a plasma apresenta um comportamento semelhante ao comportamento de um condensador, sabemos que a diminuição da distância entre os elétrodos leva a uma aumento da capacidade. Isto justifica o facto dos atuadores 3 e 4 apresentarem capacidades superiores e também o facto do atuador 4 apresentar uma capacidade eficaz superior à do atuador 3. O atuador 4 é o atuador que apresenta uma diminuição mais acentuada da espessura do dielétrico ao longo do elétrodo coberto, sendo seguido pelo atuador 3 e, como tal, esta diminuição de espessura ao longo do elétrodo apresenta um efeito semelhante ao de uma diminuição da distância entre os elétrodos o que resulta num aumento da capacidade. É interessante também notar que para os casos 3 e 4 as capacidades aumentam, tal como sucede com atuadores com camadas dielétricas mais finas, no entanto, o valor de tensão de *breakdown* também aumenta, o que supostamente acontece para atuadores a plasma com camadas dielétricas mais espessas. Assim, os resultados aqui apresentados permitem concluir que a disposição da camada dielétrica em forma de escada permite alterar os parâmetros elétricos dos atuadores a plasma. Para além disso, conclui-se também que quanto mais acentuada for a diminuição da espessura da camada dielétrica ao longo do elétrodo exposto, ou seja, quanto maior o ângulo α, maior será a capacidade do atuador.

4.6.1.2 Determinação da velocidade do escoamento induzido por atuadores SSDBD

De modo a verificar a influência da configuração SSDBD no escoamento induzido foi utilizada a técnica de tubo de Pitot para quantificar experimentalmente as velocidades de escoamento induzidas. Os diferentes casos de teste foram testados em placa plana para uma frequência de $24\ kHz$ e diferentes tensões de alimentação. Os perfis de velocidade do escoamento induzido pelos diferentes atuadores a plasma foram obtidos experimentalmente para uma distância de $1,5cm$ da lateral do elétrodo exposto. A figura 4.22 apresenta os perfis de velocidade obtidos para os diferentes casos de teste.

Durante a realização dos testes experimentais verificou-se que, para uma tensão aplicada de $7\ kVpp$, o escoamento induzido pelo atuador com camada dielétrica de espessura constante ainda não apresenta velocidades mesuráveis pela técnica de tubo de Pitot, enquanto que todos os outros atuadores, que apresentam a mesma espessura total ($1\ mm$) mas uma camada dielétrica disposta em forma de escada, já apresentam um escoamento induzido com velocidades quantificáveis pelo tubo de Pitot. De notar que a tensão de *breakdown* obtida experimentalmente para os atuadores 3 e 4 é superior à obtida pelo atuador 1 e, como tal, seria de esperar que os atuadores 3 e 4 precisassem de níveis de tensão mais elevados que o atuador 1 para produzir velocidades de escoamento consideráveis, o que não se verifica. Assim, conclui-se desde já que a disposição da camada dielétrica em forma de escada permite a indução de maiores velocidades para menores níveis de tensão aplicada. Nestes testes, verificou-se também que o caso de teste 2 apresenta um aumento da amplitude de velocidade mais ou menos linear com o aumento da tensão aplicada, algo que também sucede com o atuador convencional. No entanto, e no que diz respeito aos casos de teste 3 e 4, verificou-se que a velocidade do escoamento induzido aumenta consideravelmente com os níveis mais baixos de tensão aplicada, neste caso $7\ kVpp$, $8\ kVpp$ e $9\ kVpp$, mas na passagem para os $10\ kVpp$ dá a sensação que existe um ponto de estagnação, sendo que para valores superiores a este não se verificou um aumento considerável de amplitude de velocidade do escoamento induzido. No entanto, em nenhum dos testes realizados ocorreu rutura da camada dielétrica, o que demonstrou que os atuadores SSDBD são robustos e apresentam uma durabilidade semelhante à apresentada pelos atuadores



(a) Caso de teste 1

(b) Caso de teste 2

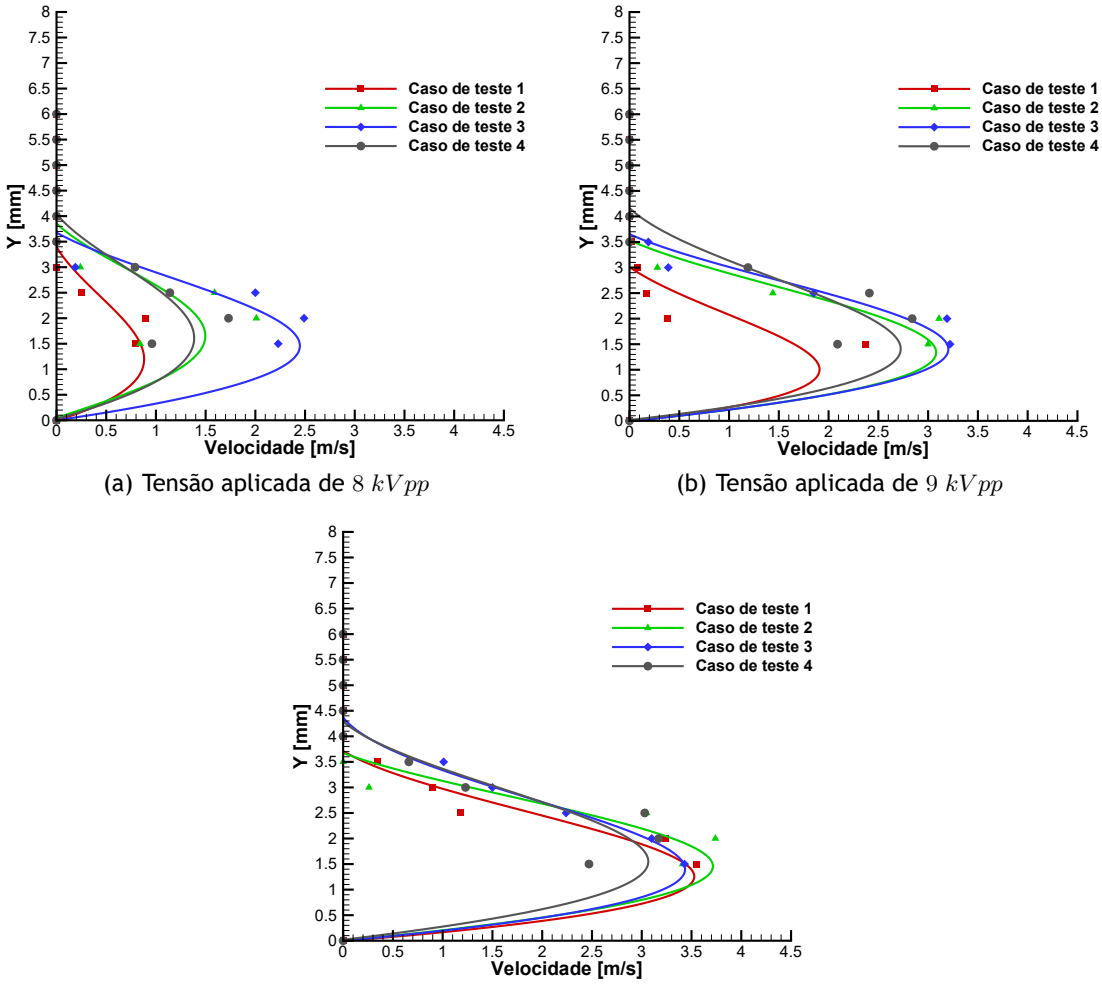
(c) Caso de teste 3

(d) Caso de teste 4

Figura 4.22: Perfis de velocidade obtidos para os diferentes casos de teste a funcionar com a mesma frequência aplicada ($24\ kHz$).

mais espessos com camada dielétrica de espessura constante. De modo a comparar melhor os perfis de velocidades induzidas para cada nível de tensão, estes encontram-se representados na figura 4.23.

Os resultados apresentados na figura 4.23 demonstram que, para níveis de tensão de $8\ kVpp$ e de $9\ kVpp$, todos os atuadores do tipo SSDBD permitem atingir velocidades de escoamento induzido superiores às velocidades de escoamento induzidas pelo atuador de configuração convencional. Como já havia sido referido, os casos de teste 3 e 4 parecem atingir um ponto de estagnação a nível de evolução de aumento de velocidade com aumento de tensão, pelo que, para estes níveis de tensão aplicada superiores, o atuador convencional supera as amplitudes de velocidades de escoamento induzido por estes dois atuadores. No entanto, o mesmo não sucede com o caso de teste 2, que para qualquer nível de tensão aplicada apresentou sempre velocidades de escoamento induzido superiores às apresentadas pelo atuador de espessura de camada dielétrica constante. Assim, os resultados aqui apresentados permitem concluir que a configuração SSDBD permite gerar velocidades de escoamento induzido mais elevadas que uma configuração convencional, não perdendo a sua robustez e durabilidade.



(a) Tensão aplicada de $8\ kVpp$

(b) Tensão aplicada de $9\ kVpp$

(c) Tensão aplicada de $10\ kVpp$

Figura 4.23: Comparação dos perfis de velocidade obtidos para cada nível de tensão aplicada.

4.6.1.3 Rendimento mecânico dos atuadores SSDBD

De modo a completar a análise de atuadores a plasma montados em configuração SSDBD, a potência e rendimentos mecânicos foram obtidos para os diferentes casos de teste. Estes parâmetros foram obtidos para uma frequência de $24\ kHz$ e diversos níveis de tensão aplicada. Os valores obtidos são apresentados na tabela 4.8.

Os valores obtidos relativamente à potência e rendimento mecânicos demonstram que, para os níveis de $7\ kVpp$, $8\ kVpp$ e $9\ kVpp$, todos os atuadores SSDBD testados apresentam maiores potências mecânicas transferidas e melhores rendimentos que o atuador convencional. Tal como já havia sido referido, os atuadores 3 e 4, para níveis de tensão superiores a $9\ kVpp$, apresentem um ponto de estagnação na evolução das velocidades com o aumento da tensão aplicada, e este efeito fica ainda mais evidente com esta análise de rendimento. A tabela 4.8 demonstra claramente que há um aumento do rendimento mecânico dos atuadores com o aumento do nível de tensão, mas para os casos de teste 3 e 4, esta relação verifica-se apenas até ao nível de tensão $9\ kVpp$, sendo que para um nível de $10\ kVpp$ observa-se uma redução significante do rendimento mecânico destes dispositivos. Por sua vez, o caso de teste 2 não apresentou esta estagnação no aumento da amplitude da velocidade e, para além disso, foi o atuador que apresentou melhores rendimentos mecânicos. Para os nível de tensão aplicada de $8\ kVpp$ o aumento do rendimento é

Tabela 4.8: Potência mecânica obtida para diferentes atuadores a plasma SSDBD.

Material Dielétrico	Tensão Aplicada $[kVpp]$	Potência Elétrica $[W]$	Potência Mecânica $[mW]$	Rendimento Mecânico $[\%]$	Aumento de Rendimento em Relação ao Caso Base
Caso de teste 1	8	$4,76$	$0,031$	$0,0006$	Caso Base
	9	$7,34$	$0,332$	$0,0045$	
	10	$15,82$	$2,016$	$0,0180$	
Caso de teste 2	7	$2,64$	$0,006$	$0,0002$	$-$
	8	$4,68$	$0,317$	$0,0068$	$+1033,33\%$
	9	$7,73$	$1,495$	$0,0193$	$+328,89\%$
	10	$11,14$	$2,986$	$0,0268$	$+48,89\%$
Caso de teste 3	7	$3,79$	$0,036$	$0,0009$	$-$
	8	$6,77$	$0,856$	$0,0126$	$+2000,00\%$
	9	$11,71$	$1,793$	$0,0153$	$+240,00\%$
	10	$20,10$	$2,125$	$0,0106$	$-41,11\%$
Caso de teste 4	7	$3,15$	$0,004$	$0,0001$	-
	8	$5,67$	$0,199$	$0,0035$	$+483,33\%$
	9	$11,51$	$1,186$	$0,0103$	$+128,89\%$
	10	$24,05$	$1,911$	$0,0079$	$-56,11\%$

bastante elevado, principalmente porque este é o primeiro nível de tensão aplicada para o qual o atuador convenciona começa a induzir velocidades de escoamento mensuráveis enquanto que os atuadores SSDBD já o permitem a partir de $7\ kVpp$. Os resultados aqui apresentados permitem concluir que a configuração SSDBD permite aumentar consideravelmente o rendimento mecânico dos atuadores a plasma.

4.7 Aplicação de atuadores para controlo de escoamento em veículos terrestres

Uma das possíveis aplicações para atuadores a plasma consiste no controlo do escoamento sobre veículos e, como tal, procurou-se nesta secção testar o uso destes dispositivos num corpo *Ahmed* e num *backward-facing step*. As dimensões dos modelos tiveram em consideração a dimensão da secção de trabalho do túnel de vento. Em geral os modelos não devem de perturbar a secção de trabalho em mais de 10%, de modo a não introduzir os efeitos das paredes. No entanto, no que diz respeito ao corpo *Ahmed* pretendia-se realizar uma análise bidimensional, para tal era preciso estender a largura deste modelo de modo a que a análise não fosse perturbada pelos efeitos tridimensionais do escoamento gerados nos cantos do modelo. Por outro lado, no que diz respeito ao corpo *backward-facing step*, pretendia-se analisar os efeitos tridimensionais gerados nos cantos do modelo e, para uma relação de bloqueio do túnel inferior a 10% o modelo BFS seria demasiado pequeno, impedindo a captação dos efeitos tridimensionais gerados no canto deste. Para além disso, há que garantir o número de Reynolds para assegurar a semelhança dinâmica do escoamento. Pelo que, ao reduzirmos muito a escala do modelo, para não perturbar tanto o escoamento no túnel, teríamos de trabalhar com velocidades de escoamento no túnel mais elevadas. Por outro lado, sabe-se que os níveis de velocidade induzidos pelo DBD são relativamente baixos (inferiores a $5\ m/s$). Considerando estas várias restrições optou-se por penalizar um pouco o bloqueio do túnel (até porque relativamente ao corpo *Ahmed* é apenas de interesse a secção média $2D$) de forma a garantir que os atuadores ainda induziam uma quantidade de movimento suficiente durante o ensaio, em relação ao escoamento de aproximação gerado pelo

túnel.

Visto que se pretendia uma análise bidimensional do corpo *Ahmed*, decidiu-se estender as dimensões de largura deste corpo para $60\ cm$ de modo a garantir que as medições efetuadas no centro do corpo não são afetadas pelos efeitos tridimensionais gerados nos cantos do corpo. Decidiu-se também produzir o corpo com um comprimento de $60\ cm$, sem considerar a traseira, para assegurar que a bolha de separação do bordo de ataque é formada e dissipada muito antes do escoamento atingir a traseira do veículo. Tendo em conta as dimensões dos equipamentos de medição (neste caso tubo de Pitot para traçar os perfis de velocidade) e tendo em conta também as medidas para fabricação das traseiras com os diferentes ângulos (fabricação esta que foi feita manualmente), foi definida uma altura do corpo de $30\ cm$. No entanto, estas medidas acabaram por aumentar o volume do corpo mais que o pretendido, o que levou a um elevado rácio de bloqueio no túnel de vento de cerca de 28%, sendo que este deveria ser inferior a 10%, e que como iremos ver tem influência nos resultados. Posteriormente, nos testes realizados com o modelo *backward-facing step* (BFS) procurou-se reduzir o rácio de bloqueio e procurou-se também analisar os efeitos tridimensionais que ocorrem nos cantos do corpo. Procurou-se também manter a mesma altura do corpo *Ahmed* para possível comparação de resultados. Assim, este segundo corpo foi construído com uma área frontal de $30\ cm$ por $30\ cm$, o que lhe confere um rácio de bloqueio inferior, cerca de 14%.

Em ambos os corpos foi aplicado um atuador a plasma DBD com $30\ cm$ de comprimento e $0,6\ mm$ de espessura. Durante os testes experimentais este atuador foi ativado para uma tensão aplicada de $7\ kVpp$ e uma frequência de $24\ kHz$. A velocidade do escoamento induzido por este atuador em condições de ar quiescente foi obtida por medições de tubo de Pitot no centro do atuador a uma distância de $1,5\ cm$ do elétrodo exposto. O perfil de velocidades obtido é apresentado na figura 4.24.

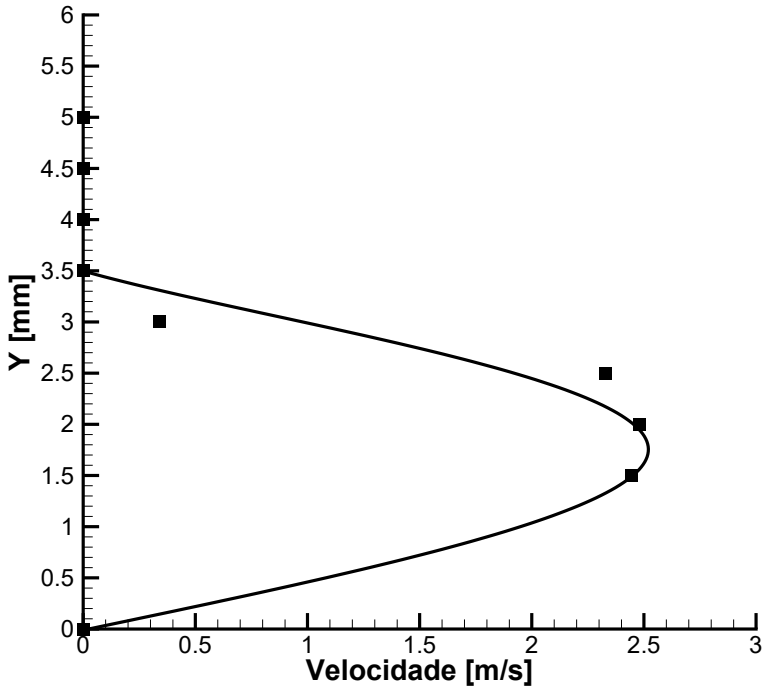


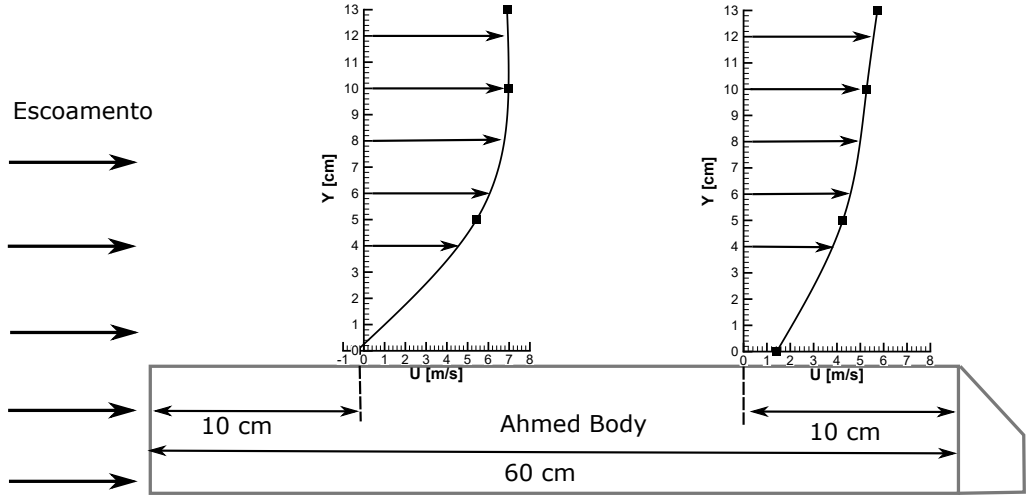
Figura 4.24: Perfil de velocidades do escoamento induzido pelo atuador utilizado nos ensaios em túnel de vento.

Assim verifica-se que o atuador permite atingir uma velocidade de escoamento induzido máxima de aproximadamente $2,5\ m/s$. Deste modo decidiu-se proceder aos testes experimentais para

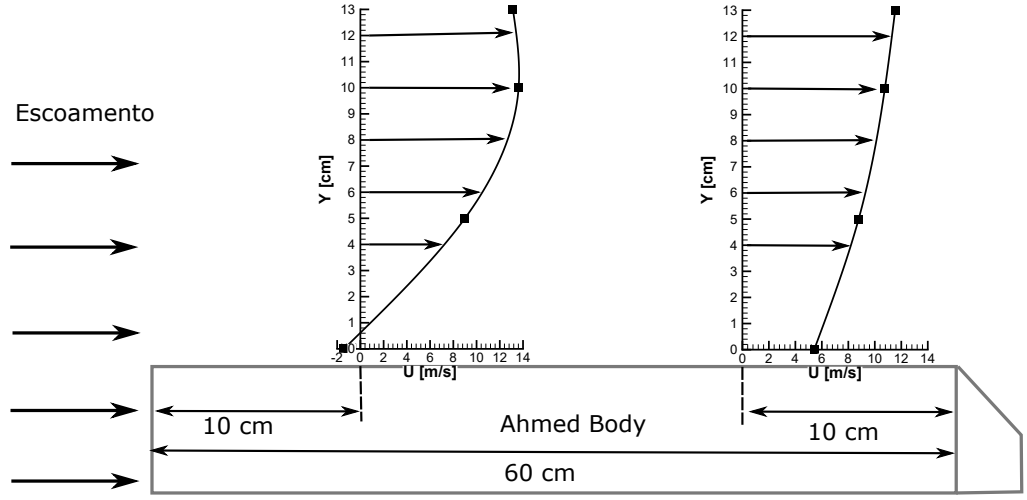
velocidades de escoamento de ar de $5\ m/s$, $10\ m/s$ e $20\ m/s$. O atuador foi utilizado no bordo do topo da parte traseira do corpo, de modo a atuar na primeira zona de separação do escoamento. Não foi possível testar o atuador com tensões aplicadas superiores ou a utilização de mais do que um atuador devido a limitações da fonte de alimentação.

4.7.1 Testes em túnel de vento com corpo *Ahmed*

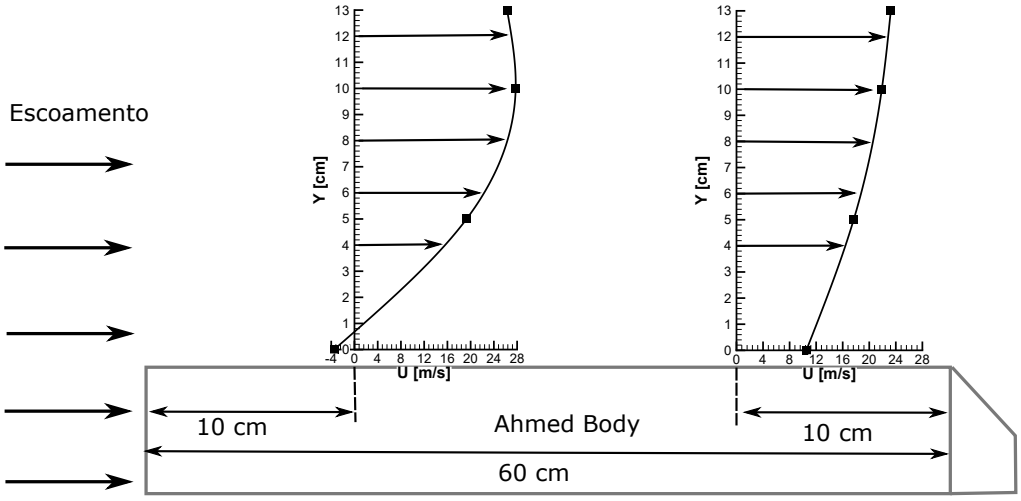
Relativamente ao corpo *Ahmed* procurou-se analisar traseiras com diferentes ângulos de inclinação e, para tal, analisaram-se traseiras com ângulos de inclinação iguais a 30^0, 45^0 e 60^0. As traseiras foram fabricadas de modo a que fossem removidas, sendo que o bloco central foi sempre o mesmo, acoplando-se a este cada uma das respetivas traseiras. Antes da análise do escoamento na traseira do corpo, foram obtidas experimentalmente as velocidades do escoamento sobre o corpo *Ahmed*. Foram então obtidos perfis de velocidade para as diferentes velocidades de escoamento pretendidas em dois pontos distintos: $10\ cm$ após o bordo frontal e $10\ cm$ antes do bordo traseiro. A figura 4.25 esquematiza estes mesmos pontos e apresenta os perfis de velocidade obtidos para as diferentes velocidades de escoamento de ar. De notar que na figura 4.25 a origem dos referenciais não coincide com a superfície do corpo, pois o primeiro ponto medido com o tubo de Pitot encontra-se a $1,5\ mm$ da superfície e, como tal, a origem do referencial coincide com este ponto.
Tal como se verifica pelos resultados expostos na figura 4.25, no ponto inicial em que os perfis de velocidade foram obtidos ($10\ cm$ após o bordo frontal), o escoamento junto à parede apresenta velocidades negativas, cuja amplitude é maior quanto maior a velocidade de escoamento aplicada. Isto acontece devido à formação de uma bolha de separação do escoamento junto ao bordo de ataque gerada pelo embate frontal do escoamento com o corpo e demonstra que a $10\ cm$ do bordo de ataque esta bolha de separação ainda se faz sentir. Tal como esperado, as velocidades aumentam à medida que nos afastamos da superfície do corpo mas verificamos a obtenção de velocidades muito superiores às esperadas, sendo que para uma velocidade de escoamento de $5\ m/s$ verificam-se amplitudes máximas próximas dos $7\ m/s$, para uma velocidade de escoamento de $10\ m/s$ verificam-se amplitudes máximas próximas de $13,5\ m/s$ e para uma velocidade de escoamento de $20\ m/s$ verificam-se amplitudes máximas próximas de $27\ m/s$. Estas velocidades mais elevadas nesta zona devem-se fundamentalmente a dois motivos. O primeiro refere-se ao facto do rácio de bloqueio do corpo no túnel de vento ser maior que o devido, logo leva a uma redução considerável da secção do escoamento e, como tal, pela lei da continuidade, a redução da área da secção origina um aumento da velocidade do escoamento. O outro motivo refere-se ao facto da medição estar a ser realizada numa zona muito próxima do bordo frontal e, como tal, o escoamento nesta zona ainda reflete os efeitos da bolha de separação do bordo de ataque. E isto é efetivamente comprovado pelas medições realizadas no ponto traseiro, $10\ cm$ antes do bordo traseiro do corpo. Tal como se verifica nos resultados obtidos neste ponto, as velocidades junto à parede já não apresentam valores negativos, o que demonstra que nesta zona já não se verifica a recirculação causada pela bolha de separação do bordo de ataque e o escoamento apresenta um comportamento principalmente axial. Verifica-se também que as amplitudes máximas de velocidades sobre o corpo diminuíram em respeito às encontradas a $10\ cm$ do bordo frontal. Pelos perfis de velocidade demonstrados na figura 4.25, conclui-se que, a uma distância de $10\ cm$ do bordo traseiro do corpo, o escoamento já apresenta o comportamento desejável tendo-se dissipado por completo a bolha de separação do bordo de ataque. Ainda assim, verifica-se também que, devido às dimensões do corpo *Ahmed*, há uma diminuição significativa da área da secção do túnel de vento, o que leva a um ligeiro aumento



(a) Escoamento com velocidade de $5\ m/s$



(b) Escoamento com velocidade de $10\ m/s$



(c) Escoamento com velocidade de $20\ m/s$

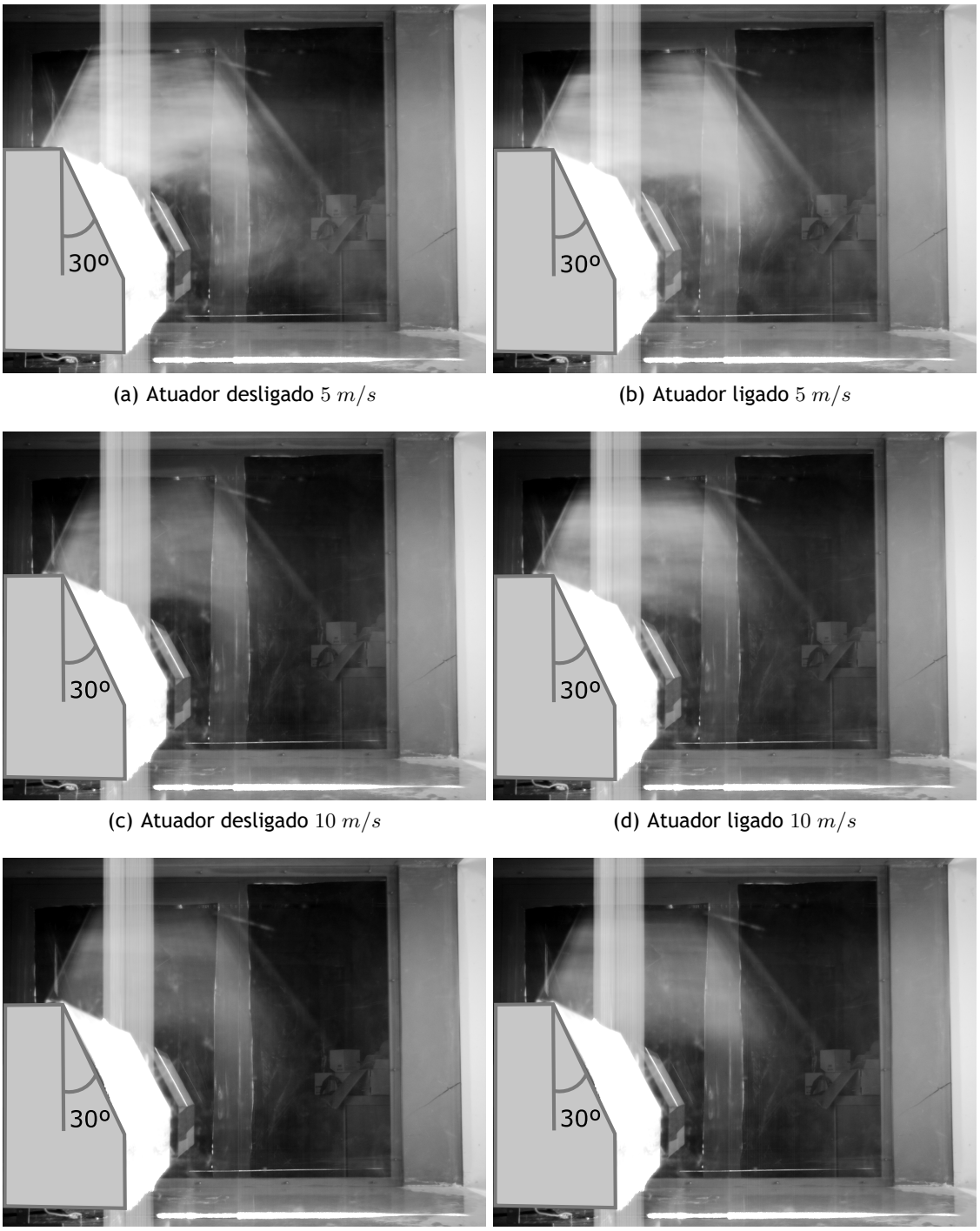
Figura 4.25: Perfis de velocidade obtidos para o escoamento por cima do corpo *Ahmed* para diferentes velocidades de escoamento.

das velocidades do escoamento por cima do corpo, tendo-se verificado uma amplitude máxima

de velocidade igual a $5,73\ m/s$ para um escoamento imposto de aproximadamente $5\ m/s$, uma amplitude máxima de velocidade igual a $11,54\ m/s$ para um escoamento imposto de aproximadamente $10\ m/s$ e uma amplitude máxima de velocidade igual a $23,24\ m/s$ para um escoamento imposto de aproximadamente $20\ m/s$.

4.7.1.1 Corpo *Ahmed* com uma inclinação traseira de 30^0

O corpo *Ahmed* foi testado com uma traseira que apresenta um ângulo de inclinação de 30^0. Os testes foram realizados para as velocidades de $5\ m/s$, $10\ m/s$ e $20\ m/s$, com o atuador desligado e com o atuador ligado. Inicialmente foram realizadas visualizações de escoamento, cujos resultados obtidos são apresentados na figura 4.26. Nas imagens apresentadas na figura 4.26 é possível verificar que a câmara não se encontra posicionada de forma completamente perpendicular com a folha de luz gerada pelo laser. Antes de se obterem estas imagens, a câmara foi testada numa posição perpendicular ao plano de visualização, no entanto, neste posicionamento, o vórtex formado na traseira do modelo, bem como a esteira do escoamento, não era tão visíveis. Assim, e uma vez que se está apenas a realizar visualização, a câmara foi colocada ligeiramente para a direita com uma leve inclinação, o que melhorou a visualização do escoamento na traseira do modelo.
Através da figura 4.26 verifica-se que para os testes realizados com velocidades de escoamento imposto de $10\ m/s$ e de $20\ m/s$, as partículas produzidas pelo gerador de fumo não são suficientes para uma boa análise do comportamento do escoamento. Para além disso, em todas as imagens é possível verificar a existência de reflexões de luz que prejudicam ligeiramente a qualidade das imagens. De facto, toda a sala de testes havia sido coberta com plástico preto que impediu a passagem de luz, tendo sido criado um ambiente totalmente escuro dentro da sala de testes, tendo em vista o melhoramento das visualizações de escoamento. No entanto, uma vez que o túnel de vento se encontra montado com a sua saída para um ambiente exterior, ocorre uma penetração de luz indesejada pela saída do túnel, saída esta que por razões óbvias não pode ser coberta. Ainda assim, olhando para as imagens de visualização de escoamento obtidas para uma velocidade de escoamento imposto de $5\ m/s$, verifica-se a formação de um vórtice na traseira do modelo. Quando o atuador é ligado a dimensão do vórtice aparenta ser reduzida, no entanto, esta redução não é muito evidente. Conclui-se que a aplicação de um atuador no topo da traseira do corpo (zona inicial de separação de escoamento), permite reduzir a esteira do escoamento, no entanto, para uma traseira com uma inclinação de 30^0, é necessária a aplicação de mais atuadores nas zonas seguintes de separação do escoamento de modo a tornar o efeito mais significativo.
Posteriormente à visualização do escoamento procedeu-se à medição dos perfis de velocidade após o corpo *Ahmed*. Os perfis de velocidade foram obtidos por intermédio de medições com tubo de Pitot tendo sido experimentalmente obtidos para distâncias de $8\ cm$, $16\ cm$ e $24\ cm$ da traseira do corpo *Ahmed*. Os resultados obtidos experimentalmente para o corpo *Ahmed* com um ângulo de inclinação de traseira de 30^0 são apresentado na figura 4.27. De notar que na figura 4.27 a origem dos referenciais não coincide com a superfície, sendo que esta encontra-se a $1,5\ mm$ da superfície.
Os perfis de velocidade foram obtidos para casos de teste com o atuador ligado e com o atuador desligado, no entanto, o efeito do atuador a plasma não foi propriamente notório nos resultados encontrados e, como tal, são apenas aqui apresentados os casos com o atuador a plasma desligado. Uma das razões para o efeito da atuação do plasma não ter sido notório está associado ao facto das velocidades terem sido medidas em pontos distanciados de 5 em $5\ cm$, espaçamento



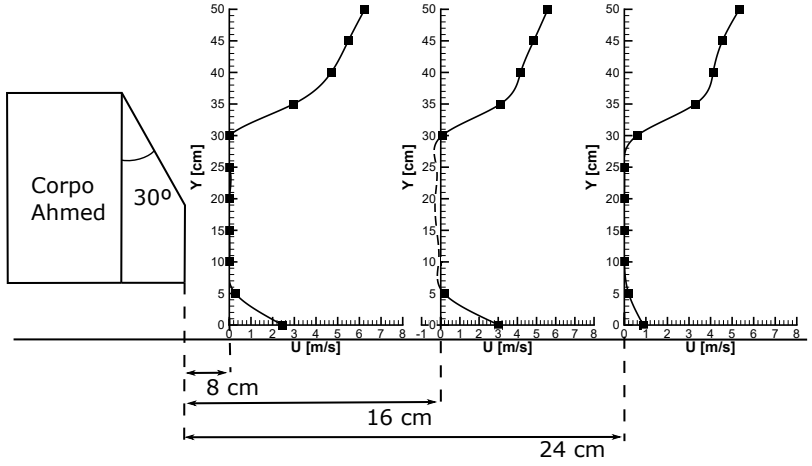
(a) Atuador desligado $5\ m/s$ (b) Atuador ligado $5\ m/s$

(c) Atuador desligado $10\ m/s$ (d) Atuador ligado $10\ m/s$

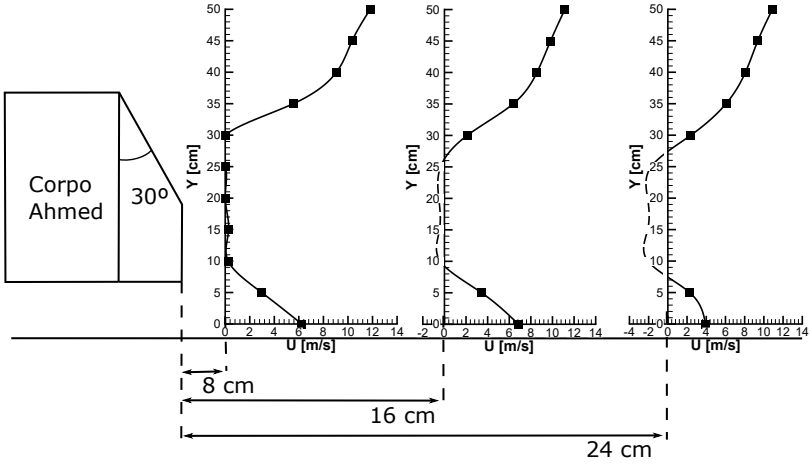
(e) Atuador desligado $20\ m/s$ (f) Atuador ligado $20\ m/s$

Figura 4.26: Visualizações de escoamento realizadas para diferentes velocidades de escoamento e um ângulo de inclinação da traseira igual a 30^0.

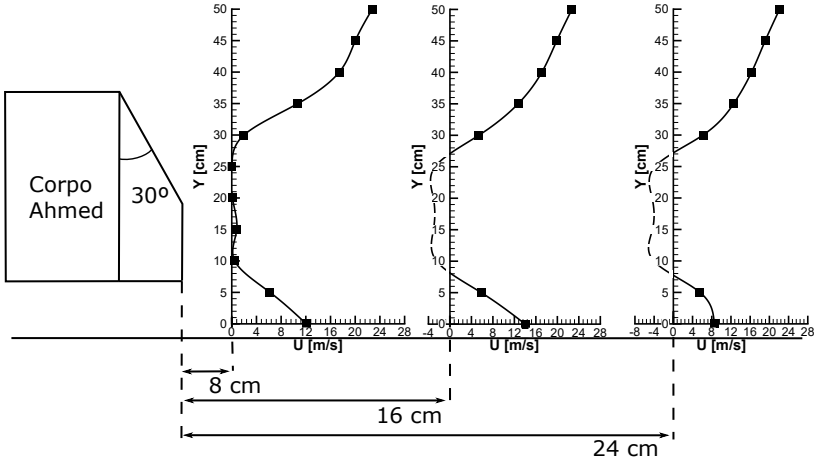
este que é muito grosseiro para a captação dos efeitos de um único atuador. Por outro lado, este espaçamento mais grosseiro foi definido tendo em vista a recolha de pontos ao longo de toda a altura possível do túnel de vento. Os perfis de velocidades obtidos demonstram que as velocidades do escoamento são inferiores por baixo do corpo, são nulas ou negativas entre os $10\ cm$ e os $25\ cm$ de altura aumentando depois até aos $50\ cm$ no qual são máximas. Estima-se que sejam mais ou menos constantes desde os $50\ cm$ de altura até à zona adjacente ao topo do



(a) Velocidade do escoamento: $5\ m/s$



(b) Velocidade do escoamento: $10\ m/s$



(c) Velocidade do escoamento: $20\ m/s$

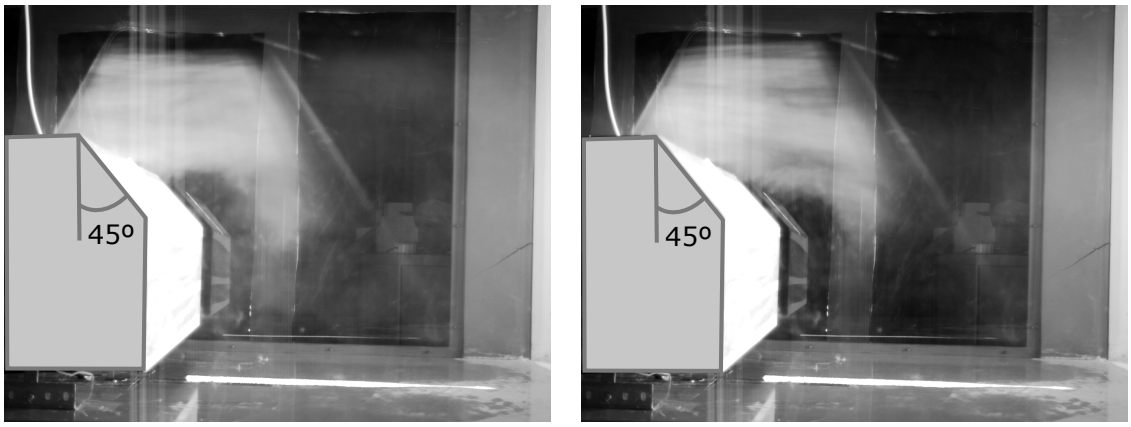
Figura 4.27: Perfis de velocidade obtidos na traseira do corpo *Ahmed* para um ângulo de inclinação da traseira igual a 30^0.

túnel de vento ($80\ cm$), sendo que o equipamento usado não permitiu efetuar medições nesta zona superior. Nas zonas em que foram encontradas velocidades negativas, os valores de velocidades aqui encontrados não devem ser considerados, sendo apenas indicadores de que estamos numa zona em que o escoamento apresenta um comportamento vortical, pois a pressão estática

medida pelo tubo de Pitot é superior à pressão de estagnação. Pelos resultados apresentados verifica-se que a $8\ cm$ de distância do corpo *Ahmed* as velocidades são nulas entre os $10\ cm$ e os $25\ cm$ de altura, o que significa que esta zona está muito próxima da superfície traseira e, como tal, as velocidades são próximas de zero. Para distâncias de $16\ cm$ e a $24\ cm$ do corpo *Ahmed* verificam-se velocidades negativas que indicam que existe a formação de um vórtice que inverte a direção do escoamento entre os $10\ cm$ e os $25\ cm$ de altura.

4.7.1.2 Corpo *Ahmed* com uma inclinação traseira de 45^0

O corpo *Ahmed* foi também testado com uma traseira que apresenta um ângulo de inclinação de 45^0. Os testes foram realizados para as velocidades de $5\ m/s$, $10\$m/s$ e $20\ m/s$ com o atuador desligado e com o atuador ligado. Inicialmente foram realizadas visualizações de escoamento, cujos resultados obtidos são apresentados na figura 4.28.



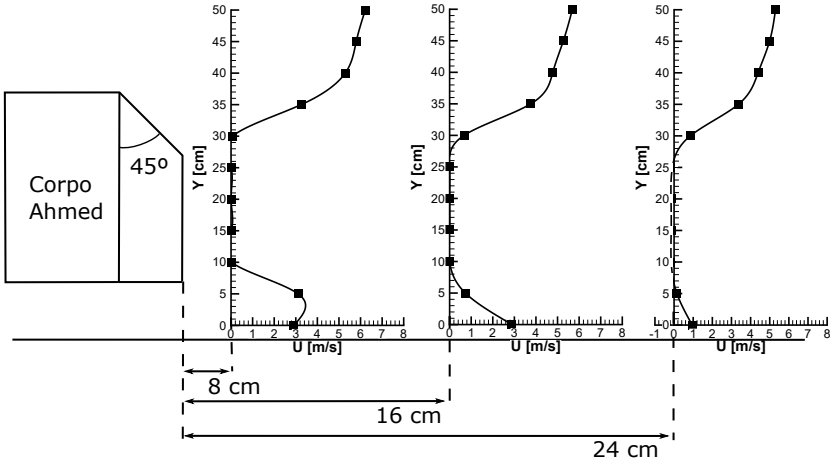
(a) Atuador desligado $5\ m/s$ (b) Atuador ligado $5\ m/s$

Figura 4.28: Visualização do escoamento realizada para um ângulo de inclinação da traseira igual a 45^0.

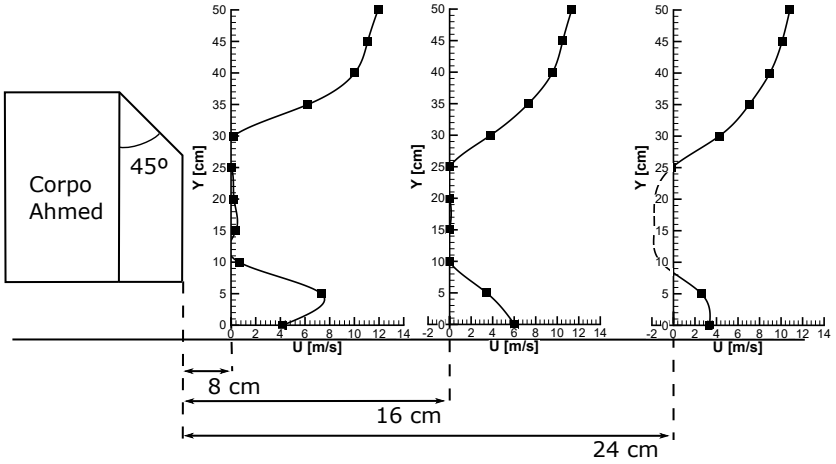
Tal como se concluiu pelos resultados de visualização obtidos para uma traseira com inclinação de 30^0, o fumo libertado pelo gerador de fumos não é suficiente para uma boa análise do comportamento do escoamento a velocidades de $10\ m/s$ e de $20\ m/s$ e, como tal, aqui são apenas apresentadas as imagens de visualização obtidas para uma velocidade de $5\ m/s$. A partir destas imagens de visualização de escoamento, verifica-se que a esteira do escoamento é reduzida quando o atuador é colocado em funcionamento, sendo que o escoamento aparenta ser ligeiramente defletido. Para esta inclinação, o efeito da atuação do plasma é muito mais evidente que o efeito observado na traseira de 30^0. Assim, conclui-se que o funcionamento do atuador a plasma apresenta uma maior influência no controlo de escoamento para uma traseira de inclinação de 45^0 do que para uma traseira de inclinação de 30^0. Este efeito é bastante compreensível uma vez que o atuador está a ser aplicado apenas na zona inicial de separação do escoamento, atuando unicamente na direção axial e, como tal, terá melhor eficácia para inclinações de traseiras mais suaves.

Posteriormente à visualização do escoamento procedeu-se à medição dos perfis de velocidade após o corpo *Ahmed*. Os perfis de velocidade foram obtidos por intermédio de medições com tubo de Pitot tendo sido experimentalmente obtidos para distâncias de $8\ cm$, $16\ cm$ e $24\ cm$ da traseira do corpo *Ahmed*. Os resultados obtidos experimentalmente para o corpo *Ahmed* com um ângulo de inclinação de traseira de 45^0 são apresentado na figura 4.29. De notar que na figura 4.29 a origem dos referenciais não coincide com a superfície, sendo que esta encontra-se

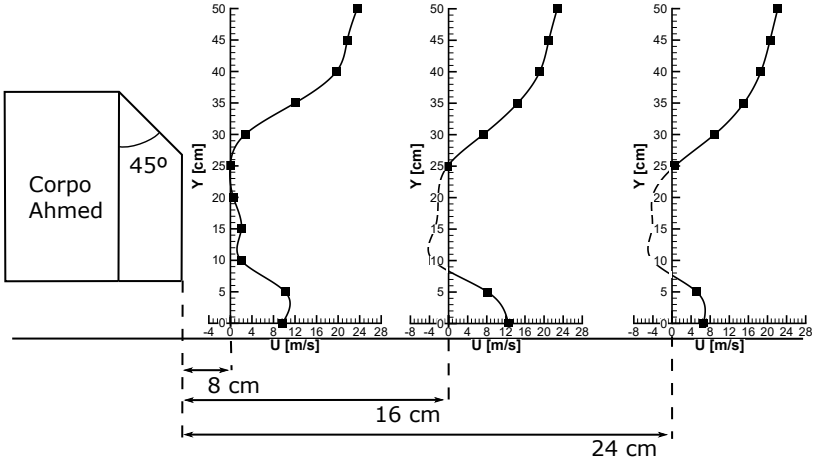
a $1,5\ mm$ da superfície.



(a) Velocidade do escoamento: $5\ m/s$



(b) Velocidade do escoamento: $10\ m/s$



(c) Velocidade do escoamento: $20\ m/s$

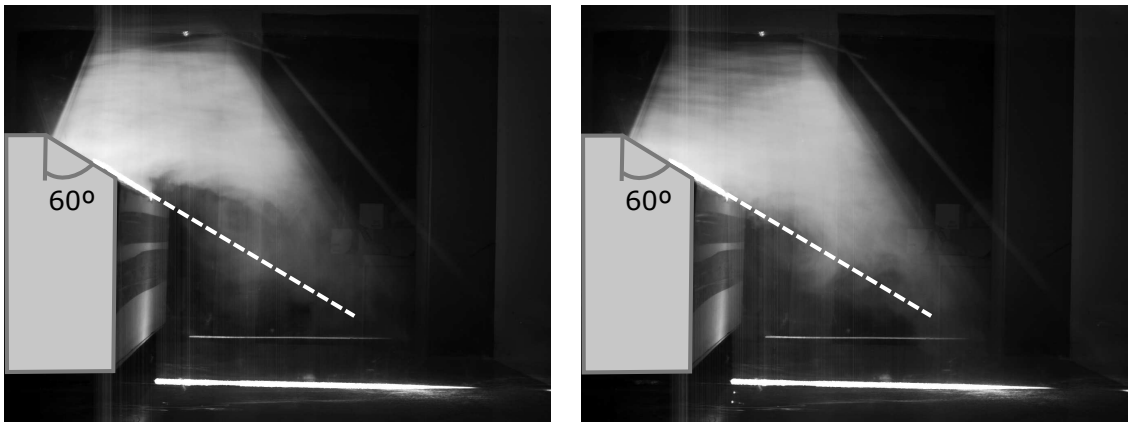
Figura 4.29: Perfis de velocidade obtidos na traseira do corpo *Ahmed* para um ângulo de inclinação da traseira igual a 45^0.

Os perfis de velocidade foram obtidos para casos de teste com o atuador ligado e com o atuador desligado, no entanto, da mesma maneira como já havia acontecido com a traseira de 30^0 de inclinação, o efeito do atuador a plasma não foi propriamente notório nos resultados encontra-

dos. Assim sendo, são apenas apresentado os casos com o atuador a plasma desligado. Os perfis de velocidades obtidos demonstram que as velocidades do escoamento são inferiores por baixo do corpo, são nulas ou negativas entre os $10\ cm$ e os $25\ cm$ de altura aumentando depois até aos $50\ cm$ no qual são máximas. As zonas que apresentam velocidades negativas correspondem à zona em que o escoamento apresenta um comportamento vortical. Pelos resultados apresentados verifica-se que a $8\ cm$ de distância do corpo *Ahmed* as velocidades são nulas entre os $10\ cm$ e os $25\ cm$ de altura pois esta zona está muito próxima da superfície traseira do corpo. As zonas a $16\ cm$ e a $24\ cm$ de distância do corpo *Ahmed* e entre os $10\ cm$ e os $25\ cm$ de altura correspondem às zonas em que o vórtice formado na esteira mais se faz sentir, uma vez que as velocidades aqui encontradas apresentam valores negativos.

4.7.1.3 Corpo *Ahmed* com uma inclinação traseira de 60^0

O corpo *Ahmed* foi também testado com uma traseira que apresenta um ângulo de inclinação de 60^0. Os testes foram realizados para as velocidades de $5\ m/s$, $10\ m/s$ e $20\ m/s$ com o atuador desligado e com o atuador ligado. Inicialmente foram realizadas visualizações de escoamento, cujos resultados obtidos são apresentados na figura 4.30. Nas imagens da figura 4.30 a inclinação da traseira foi prolongada com uma linha reta a tracejado que permite uma melhor perceção das alterações efetuadas ao escoamento através do controlo realizado pelo atuador.

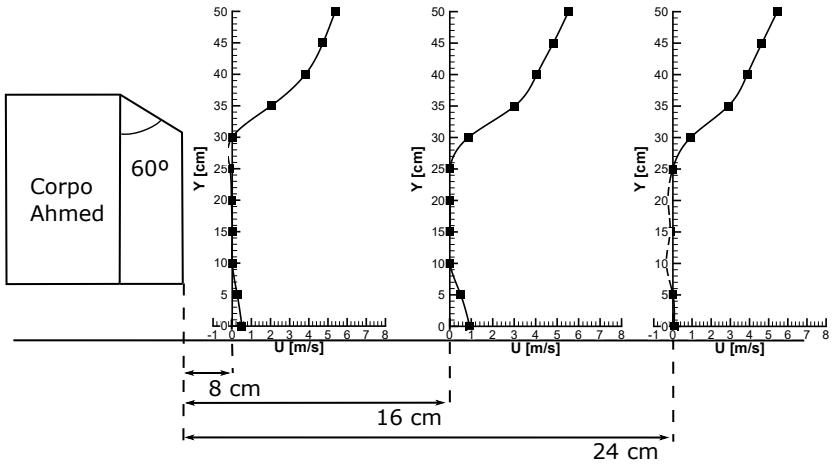


(a) Atuador desligado $5\ m/s$ (b) Atuador ligado $5\ m/s$

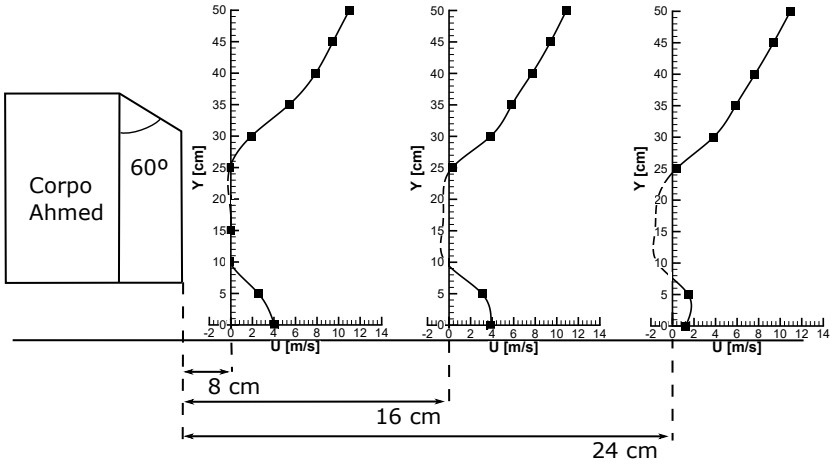
Figura 4.30: Visualizações de escoamento realizadas para um ângulo de inclinação da traseira igual a 60^0.

As imagens apresentadas na figura 4.30 demonstram claramente que quando o atuador é ligado o escoamento adere mais à superfície, a inclinação o escoamento é aumentada, e a esteira é reduzida. Das três traseiras testadas este é claramente o ângulo de traseira para o qual se verificou um efeito mais visível do controlo ativo de escoamento proporcionado pelo atuador a plasma. Por outro lado, comparando as imagens de visualização apresentadas na figura 4.30 com as imagens de visualização obtidas para as traseiras com outros ângulos (figura 4.28 e figura 4.26) verifica-se que estas imagens também apresentam uma melhor qualidade, qualidade esta que foi obtida pela realização destes testes experimentais durante a noite, o que permitiu reduzir a interferência luminosa causada pela penetração de luz indesejada por intermédio da saída do túnel de vento.
Posteriormente às visualizações de escoamento procedeu-se às medições dos perfis de velocidade após o corpo *Ahmed*. Os perfis de velocidade foram obtidos por intermédio de medições com tubo de Pitot, tendo sido experimentalmente obtidos para distâncias de $8\ cm$, $16\ cm$ e

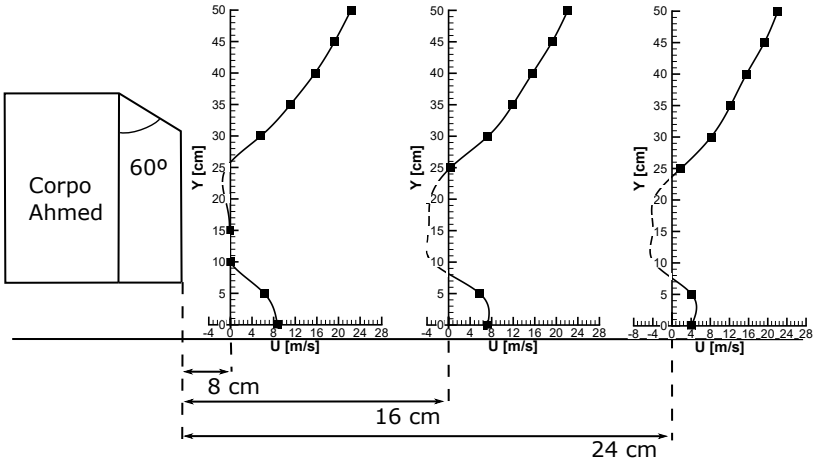
$24\ cm$ da traseira do corpo *Ahmed*. Os resultados obtidos experimentalmente para o corpo *Ahmed* com um ângulo de inclinação de traseira de 60^0 são apresentado na figura 4.31. De notar que na figura 4.31 a origem dos referenciais não coincide com a superfície, sendo que esta encontra-se a $1,5\ mm$ da superfície.



(a) Velocidade do escoamento: $5\ m/s$



(b) Velocidade do escoamento: $10\ m/s$



(c) Velocidade do escoamento: $20\ m/s$

Figura 4.31: Perfis de velocidade obtidos na traseira do corpo *Ahmed* para um ângulo de inclinação da traseira igual a 60^0.

Os perfis de velocidades obtidos demonstram que as velocidades do escoamento são inferiores por baixo do corpo, são nulas ou negativas entre os $10\ cm$ e os $25\ cm$ de altura, aumentando depois até aos $50\ cm$, no qual são máximas. As zonas em que foram encontradas velocidades negativas são as zonas mais severamente afetadas pelo comportamento vortical que se origina na traseira do corpo. Pelos resultados apresentados verifica-se que a $8\ cm$ de distância do corpo *Ahmed* as velocidades são nulas entre os $10\ cm$ e os $25\ cm$ de altura pois esta zona está muito próxima da superfície traseira do corpo. As zonas a $16\ cm$ e a $24\ cm$ de distância do corpo *Ahmed* e entre os $10\ cm$ e os $25\ cm$ de altura correspondem às zonas em que o escoamento apresenta um comportamento vortical, uma vez que as velocidades aqui encontradas apresentam valores negativos. Para este ângulo, para além de ter sido visível a influência do atuador nas imagens de visualização de escoamento, também foi possível observar a influência destes nos valores de velocidades obtidos. Na tabela 4.9 e na tabela 4.10 são apresentados os valores de velocidades médias obtidas em função da altura e da distância à traseira do corpo.

Tabela 4.9: Velocidades médias obtidas a diferentes distâncias do corpo *Ahmed* para uma velocidade de escoamento imposto de $5\ m/s$.

Altura [cm]	$8\ cm$ da traseira		$16\ cm$ da traseira		$24\ cm$ da traseira	
	DBD OFF	DBD ON	DBD OFF	DBD ON	DBD OFF	DBD ON
0	$0,51$	$0,41$	$0,93$	$1,03$	$0,06$	$0,00$
5	$0,26$	$0,17$	$0,51$	$0,48$	$0,00$	$-0,02$
10	$0,00$	$-0,01$	$0,00$	$0,00$	$-0,34$	$-0,32$
15	$0,00$	$-0,24$	$0,00$	$0,00$	$-0,15$	$-0,32$
20	$-0,04$	$-0,22$	$0,00$	$0,00$	$-0,25$	$-0,19$
25	$-0,12$	$-0,28$	$0,00$	$0,07$	$-0,01$	$0,08$
30	$0,00$	$0,05$	$0,87$	$1,73$	$0,93$	$1,37$
35	$2,03$	$2,70$	$3,02$	$3,21$	$2,89$	$3,17$
40	$3,82$	$3,85$	$4,05$	$4,01$	$3,88$	$3,94$
45	$4,74$	$4,74$	$4,82$	$4,74$	$4,65$	$4,75$
50	$5,38$	$5,50$	$5,53$	$5,42$	$5,45$	$5,38$

Tabela 4.10: Velocidades médias obtidas a diferentes distâncias do corpo *Ahmed* para uma velocidade de escoamento imposto de $10\ m/s$.

Altura [cm]	$8\ cm$ da traseira		$16\ cm$ da traseira		$24\ cm$ da traseira	
	DBD OFF	DBD ON	DBD OFF	DBD ON	DBD OFF	DBD ON
0	$4,05$	$3,99$	$3,89$	$3,51$	$1,23$	$1,10$
5	$2,55$	$2,94$	$3,06$	$2,90$	$1,46$	$0,88$
10	$-0,10$	$-0,08$	$-0,30$	$-0,39$	$-1,39$	$-1,38$
15	$-0,04$	$-0,08$	$-0,63$	$-0,64$	$-1,62$	$-1,55$
20	$-0,16$	$-0,32$	$-0,53$	$-0,59$	$-1,40$	$-1,68$
25	$-0,09$	$-0,21$	$0,28$	$0,33$	$0,37$	$0,71$
30	$1,91$	$1,99$	$3,85$	$3,98$	$3,81$	$4,17$
35	$5,41$	$5,65$	$5,83$	$6,02$	$5,86$	$6,18$
40	$7,88$	$7,85$	$7,70$	$7,66$	$7,66$	$7,67$
45	$9,48$	$9,59$	$9,41$	$9,44$	$9,37$	$9,34$
50	$11,00$	$11,04$	$10,89$	$10,91$	$10,95$	$10,99$

Analisando a tabela 4.9 verifica-se que, para um escoamento imposto de $5\ m/s$ a $25\ cm$ de altura, para as distancias de $16\ cm$ e $24\ cm$ da traseira, com o atuador desligado ainda se verificam velocidades nulas e negativas, mas o mesmo comportamento não se verifica com o atuador ligado, o qual permitiu obter uma velocidade média axial positiva. Isto indica que com

o atuador ligado a separação do escoamento foi atrasada e a esteira foi reduzida. Olhando para as velocidades médias obtidas para as alturas de $30\ cm$ e $35\ cm$ verifica-se também que as velocidades médias axiais com o atuador ligado são superiores às velocidades médias axiais obtidas nestes pontos com o atuador desligado, o que indica que quando o atuador é ligado o escoamento aproxima-se do corpo apresentando um ligeiro deslocamento para baixo. Para os testes realizados com uma velocidade de escoamento imposto de $10\ m/s$ este efeito também é observado, principalmente para as alturas de $25\ cm$, $30\ cm$ e $35\ cm$.
Os resultados aqui apresentados demonstram que os atuadores permitem atrasar a separação do escoamento sobre o corpo *Ahmed* promovendo a adesão deste à superfície o que leva a uma redução da esteira. Para traseiras de veículos com inclinações acentuadas o efeito de um só atuador aplicado na zona inicial de separação do escoamento é pouco visível, no entanto, em traseiras com inclinações mais suaves o efeito do atuador é bastante evidente. Como tal, conclui-se que os atuadores a plasma são eficazes no controlo da esteira do escoamento sobre veículos o que, à partida, permite a redução da resistência do ar e consequente redução de custos de combustível.

4.7.2 Teste em túnel de vento do *Backward-Facing Step*

Nos testes realizados com um corpo BFS procurou-se analisar o controlo de escoamento a nível bidimensional e também tentar observar os efeitos tridimensionais do escoamento, mais especificamente os efeitos gerados nos cantos do corpo BFS. Inicialmente foram realizados testes experimentais de visualização de escoamento no centro do corpo BFS e com o atuador aplicado no topo da traseira deste. Os resultados obtidos são apresentados na figura 4.32.

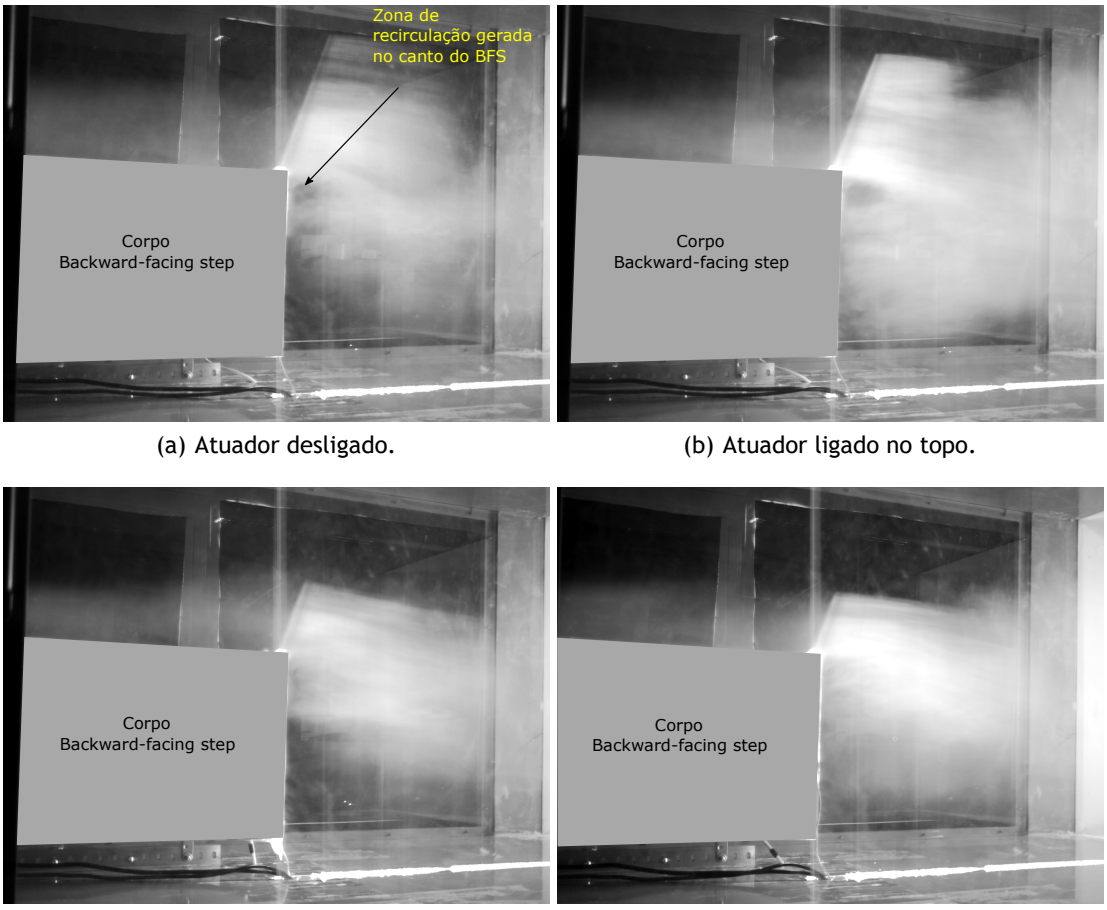


(a) Atuador desligado $5\ m/s$ (b) Atuador ligado $5\ m/s$

Figura 4.32: Visualizações de escoamento realizadas no centro do corpo *backward-facing step*.

Tal como se verifica pelas imagens apresentadas na figura 4.32, o efeito de controlo de escoamento causado pelo atuador a plasma não é muito significante. Tal como já havíamos visto anteriormente, na análise do corpo *Ahmed*, o efeito do atuador a plasma havia sido mais notório para uma traseira com uma inclinação de 60^0, sendo que para inclinações da traseira mais acentuadas o efeito de controlo de escoamento do atuador não era tão visível. Comparando com esses casos, o corpo BFS representa um caso extremo de inclinação e, como tal, é pouco visível o efeito do atuador a plasma. No entanto, o atuador a plasma foi também utilizado para dissipação dos efeitos tridimensionais gerados nos cantos traseiros do corpo. De modo a poder visualizar-se esta zona a visualização foi realizada na lateral do BFS e a imagem foi capturada

num plano oblíquo relativamente ao plano do laser. As imagens obtidas com o atuador aplicado no topo da traseira do BFS são apresentadas na figura 4.33.



(a) Atuador desligado.

(b) Atuador ligado no topo.

(c) Atuador ligado na lateral.

(d) Atuador ligado no canto.

Figura 4.33: Visualizações de escoamento realizadas no centro do corpo *backward-facing step*.

Tal como se observa na figura 4.33, sem funcionamento do atuador a plasma, devido à junção do escoamento da zona superior com o escoamento na lateral do corpo, nos cantos traseiros do corpo origina-se um enrolamento do escoamento e consequente formação de uma zona de separação do escoamento. O atuador foi primeiramente aplicado no topo do modelo BFS, mas tal como demonstra a figura 4.33 b), quando o atuador é ligado, este não permite mitigar esta zona de separação do escoamento, sendo que esta continua a ser visível. Assim decidiu-se mudar o posicionamento do atuador na tentativa de proceder à mitigação desta zona de separação. A figura 4.33 c) mostra os resultados obtidos com o atuador montado na lateral do corpo BFS e, a partir da análise desta, verifica-se que a utilização do atuador nesta posição permite mitigar a zona de separação do escoamento gerada no canto da traseira do corpo, sendo que esta zona deixa de ser visível. O efeito do atuador foi ainda testado com este aplicado no canto do BFS, atuando sobre metade da lateral do corpo e sobre metade do topo traseiro. Os resultados obtidos para este último teste são apresentados na figura 4.33 d). Tal como se verifica na figura 4.33 d), este caso mostra uma dissipação da zona de separação ainda mais evidente que no caso anterior. Como tal, conclui-se que este será o posicionamento ideal para obter a mitigação desta zona de separação gerada pelos efeitos tridimensionais do escoamento no canto do BFS. Um caso ótimo de operação seria a aplicação do atuador ao longo de toda a lateral e ao longo de todo o topo, algo que não foi possível testar devido a limitações da fonte de alimentação.

Capítulo 5

Caracterização do comportamento térmico de atuadores a plasma DBD e aplicações ao campo da transferência de calor.

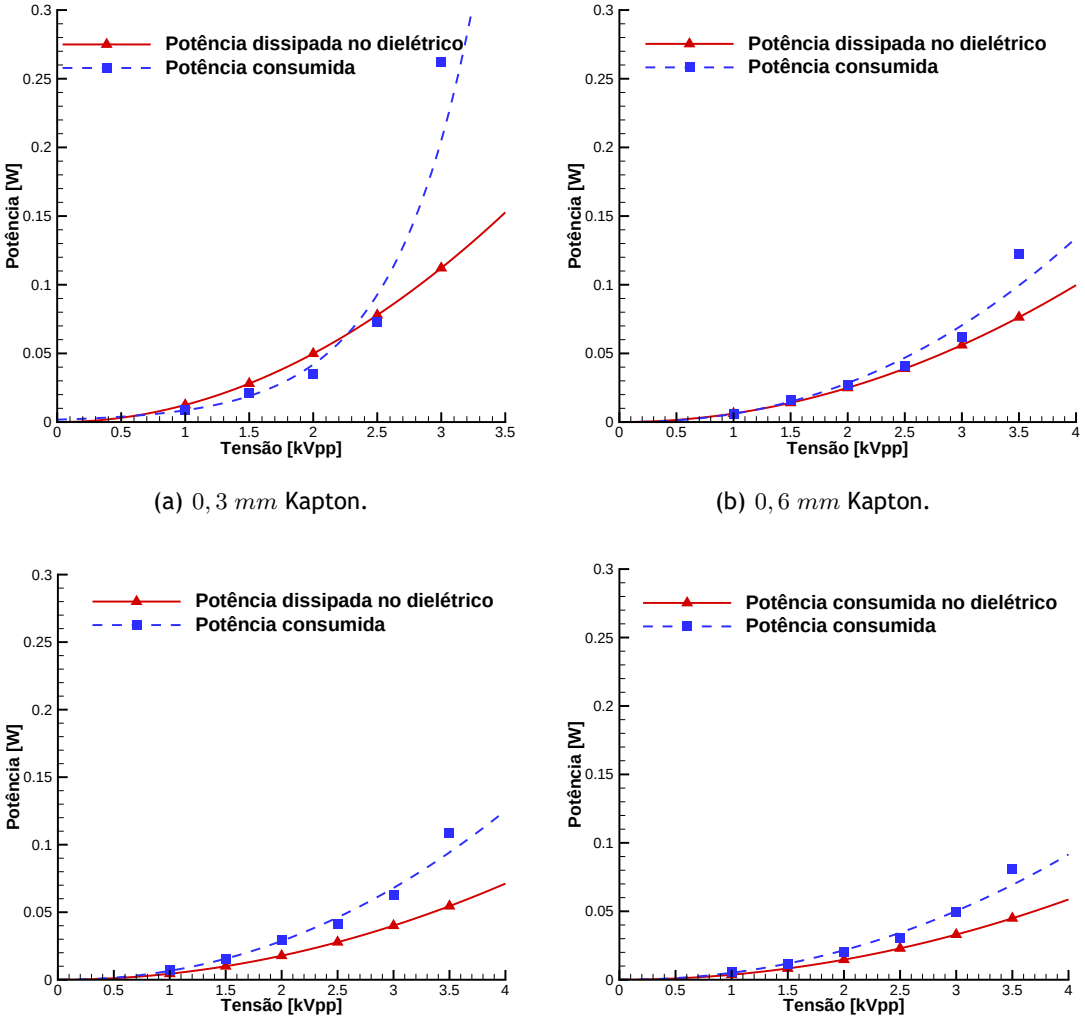
Embora as principais aplicações dos atuadores a plasma DBD estejam relacionadas com a área de controlo ativo de escoamento, estes dispositivos apresentam também possíveis aplicações na área de transferência de calor. No entanto, verificou-se que existe uma relativa falta de informação na literatura sobre as características térmicas destes dispositivos e, como tal, o presente trabalho focou-se no estudo aprofundado do comportamento térmico destes dispositivos. Este capítulo foca-se na compreensão do comportamento térmico de atuadores a plasma DBD, bem como na quantificação de diversos parâmetros térmicos tendo em vista o melhoramento do rendimento destes dispositivos em aplicações na área da transferência de calor.

5.1 Potência térmica dissipada por atuadores a plasma

Tal como já foi explicado no capítulo 3, no presente trabalho foi desenvolvida uma técnica experimental baseada em princípios de calorimetria que permitiu quantificar a potência térmica dissipada pelos atuadores a plasma. Para além disso e, tal como seguidamente se irá verificar, os resultados obtidos por esta técnica permitiram obter importantes considerações sobre os mecanismos de geração de calor inerentes ao funcionamento dos atuadores a plasma, bem como quantificar o rendimento dos atuadores a nível de geração de calor.

5.1.1 Influência da espessura da camada dielétrica.

De modo a compreender a influência da camada dielétrica no calor gerado por atuadores a plasma, foram testados atuadores feitos de Kapton com $0,3\ mm$, $0,6\ mm$, $0,84\ mm$ e $1,02\ mm$ de espessura. Recorrendo ao método analítico apresentado na secção 2.6 do capítulo 2, a potência térmica dissipada no dielétrico foi também quantificada. Durante os testes experimentais verificou-se que, para uma melhor compreensão do comportamento térmico dos atuadores era importante testá-los para valores de tensão aplicada inferiores e superiores à tensão de *break-down*. Os atuadores foram então testados para diferentes níveis de tensão aplicada e sempre para a mesma frequência, $24\ kHz$. Os valores obtidos experimentalmente para a potência consumida e os valores obtidos analiticamente para a potência térmica dissipada na camada dielétrica, para níveis de tensão mais baixos (entre $1\ kVpp$ e $3,5\ kV$), são expostos na figura 5.1. A incerteza da medição experimental da potência consumida é cerca de 1%. A potência térmica gerada no dielétrico foi quantificada considerando os valores tabelados para permissividade dielétrica do Kapton igual a $3,5$ e um fator de dissipação igual a $0,002$ [228].
A partir da figura 5.1 verifica-se que para valores mais baixos de tensão, principalmente até $2\ kVpp$, a potência total consumida pelo atuador a plasma é aproximadamente igual à potência dissipada sob a forma de calor pela camada dielétrica. Isto verifica-se para todos os atuadores testados, independentemente da espessura da camada dielétrica. No entanto, verifica-se que à



(a) $0,3\ mm$ Kapton.

(b) $0,6\ mm$ Kapton.

(c) $0,84\ mm$ Kapton.

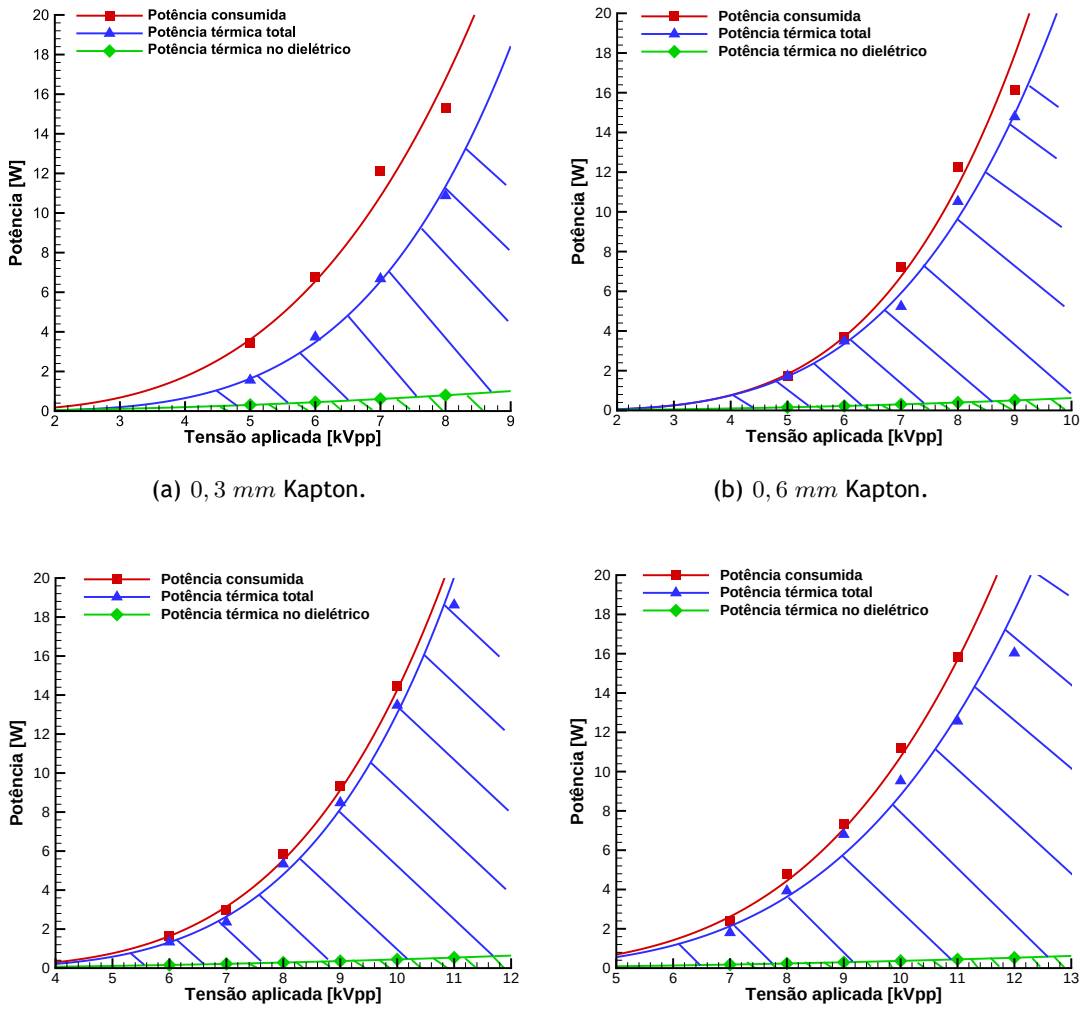
(d) $1,02\ mm$ Kapton.

Figura 5.1: Comparação entre a potência consumida e a potência térmica gerada na camada dielétrica por efeito de histerese em atuadores a plasma com diferentes espessuras de camada dielétrica.

medida que aumentamos o nível de tensão aplicada para valores próximos da tensão de *breakdown*, a evolução da potência consumida separa-se da potência térmica dissipada no dielétrico, passando a ser superior. Neste aspeto, o nível de tensão a partir do qual se verifica a separação destas duas potências já demonstra ser influenciado pela espessura da camada dielétrica, pois como já sabemos a espessura da camada dielétrica influência o valor de tensão de *breakdown* de cada atuador e, como tal, à partida, quanto menor for a espessura menor será o valor de tensão para o qual se verificará a separação da evolução destas duas potências. Exemplo disso é o comportamento observado pelo atuador de $0,3\ mm$ de Kapton pois, tal como demonstra a figura 5.1, este apresenta uma evolução exponencial muito mais rápida que os restantes e, tal como já havíamos verificado na caracterização elétrica dos atuadores, este atuador apresenta uma tensão de *breakdown* inferior à dos restantes.

Para níveis de tensão mais reduzidos a potência aplicada é dissipada no dielétrico sob a forma de calor, pois os atuadores ainda não apresentam descarga de plasma, o que indica que não há transferência de quantidade de movimento para o ambiente adjacente, nem outros mecanismos de consumo de potência. Assim, e tal como demonstram os resultados expostos na figura 5.1,

a potência consumida pelos atuadores é toda ela dissipada no dielétrico sob a forma de calor, devido ao fenómeno de histerese dielétrica. À medida que nos aproximamos dos níveis de tensão de *breakdown*, o valor de potência consumida torna-se consideravelmente superior ao valor de potência térmica dissipada pela camada dielétrica, o que demonstra que parte da potência aplicada ao atuador começa a ser utilizada na formação de plasma. Perante isto, conclui-se que para estes níveis de tensão entre $2\ kVpp$ e $3,5\ kVpp$, apesar do plasma ainda não ser visível, a formação deste já começa a ocorrer, ou seja, inicia-se a ionização do ar e parte da potência consumida tem como fim colisões entre eletrões e calor libertado pelo gás, ao mesmo tempo que outra parte começa a ser transferida como quantidade de movimento para o ar adjacente. Após esta análise inicial, procedeu-se então à análise de potência total térmica gerada pelos atuadores a plasma para tensões aplicadas superiores à tensão de *breakdown*, e fez-se a comparação entre potência total consumida, potência térmica total gerada e potência térmica gerada por histerese dielétrica. Os resultados obtidos para esta análise podem ser observados na figura 5.2.



(a) $0,3\ mm$ Kapton.

(b) $0,6\ mm$ Kapton.

(c) $0,84\ mm$ Kapton.

(d) $1,02\ mm$ Kapton.

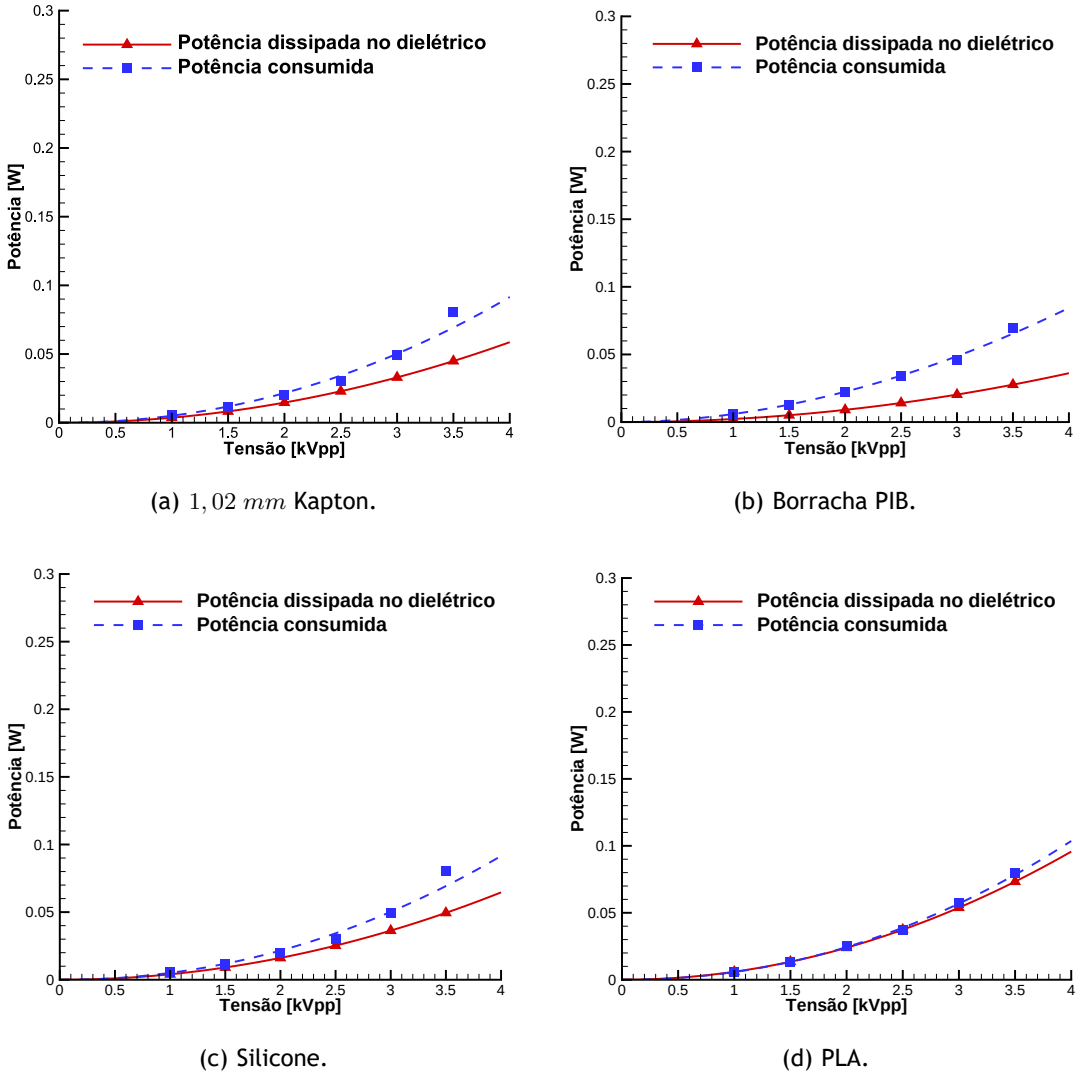
Figura 5.2: Comparação entre a potência consumida e a potência térmica dissipada para atuadores com diferentes espessuras de camada dielétrica.

Quando os atuadores são alimentados com tensões superiores à tensão de *breakdown*, ocorre

formação de plasma e, devido e isso, para além da potência térmica gerada no dielétrico haverá também potência térmica gerada no plasma devido às colisões entre eletrões, iões e partículas neutras, e reações químicas associadas. Pelos resultados apresentados na figura 5.2, observa-se que a potência térmica originada no dielétrico representa apenas uma pequena parte da potência térmica total libertada. Os atuadores a plasma com as espessuras de $0,6\ mm$, $0,84\ mm$ e $1,02\ mm$ apresentam um comportamento semelhante entre eles, sendo que a potência convertida em calor no dielétrico representa menos de 10% da potência total, e esta percentagem vai reduzindo ainda mais à medida que a tensão aplicada aumenta. A maior parte da potência térmica libertada pelo atuador tem origem no plasma e representa cerca de 70% a 85% da potência ativa aplicada ao atuador. O atuador mais fino, com $0,3\ mm$ de espessura, apresenta um comportamento ligeiramente diferente. Por um lado, e de maneira semelhante aos restantes atuadores, a potência térmica dissipada no dielétrico representa menos de 10% da potência aplicada, sendo que esta percentagem também diminui com o aumento da tensão aplicada. No entanto, no que diz respeito à potência térmica libertada pelo plasma, esta representa uma percentagem menor da potência aplicada, situando-se esta entre os 40% e os 65% da potência consumida. Assim, perante estes valores, concluímos que o calor libertado por atuadores a plasma DBD é principalmente originado pela descarga de plasma e não tanto pelo fenómeno de histerese dielétrica. No que diz respeito à influência da espessura da camada dielétrica, verifica-se que nos atuadores mais finos a percentagem de potência ativa que se traduz em calor libertado é menor que em atuadores mais espessos, o que nos leva a concluir que atuadores com maior espessura de camada dielétrica são mais aconselhados para aplicações nas quais se pretenda gerar calor. De realçar que, independentemente da espessura da camada dielétrica dos atuadores a plasma, a maior parte da potência aplicada ao atuador é libertada sob a forma de calor o que permite concluir que estes dispositivos, para além de dispositivos de controlo de escoamento, podem ser utilizados como dispositivos geradores de calor.

5.1.2 Análise para atuadores feitos de materiais dielétricos alternativos

De modo a compreender a influência do material dielétrico no calor gerado por atuadores a plasma, foram testados atuadores feitos de borracha de poli-isobutileno, silicone acética e ácido poli-lático com $1\ mm$ de espessura. Os resultados encontrados para estes atuadores a plasma, fabricados com materiais dielétricos alternativos, foram comparados com os resultados já apresentados na subsecção anterior para o atuador de $1,02\ mm$ de Kapton. Tal como na subsecção anterior, recorrendo ao método analítico apresentado na secção 2.6 do capítulo 2, a potência térmica dissipada no dielétrico foi também quantificada. Durante os testes experimentais verificou-se que, para uma melhor compreensão do comportamento térmico dos atuadores era importante testa-los para valores de tensão aplicada inferiores e superiores à tensão de *breakdown*. Os atuadores foram então testados para diferentes níveis de tensão aplicada e sempre para a mesma frequência, $24\ kHz$. Os valores obtidos experimentalmente para a potência consumida e os valores obtidos analiticamente para potência térmica dissipada na camada dielétrica, para níveis de tensão mais baixos (entre $1\ kVpp$ e $3,5\ kV$), são expostos na figura 5.3. A incerteza da medição experimental da potência consumida é cerca de 1%. A potência térmica gerada no dielétrico foi quantificada considerando os valores tabelados para permissividade dielétrica da borracha PIB igual a $2,82$ e um fator de dissipação igual a $0,0015$ (segundo o fabricante), permissividade dielétrica da silicone acética igual a $3,6$ e fator de dissipação igual a $0,0021$ [229] e, por último, permissividade dielétrica do PLA igual a $3,2$ e fator de dissipação igual a $0,0035$ [230].



(a) $1,02\ mm$ Kapton.

(b) Borracha PIB.

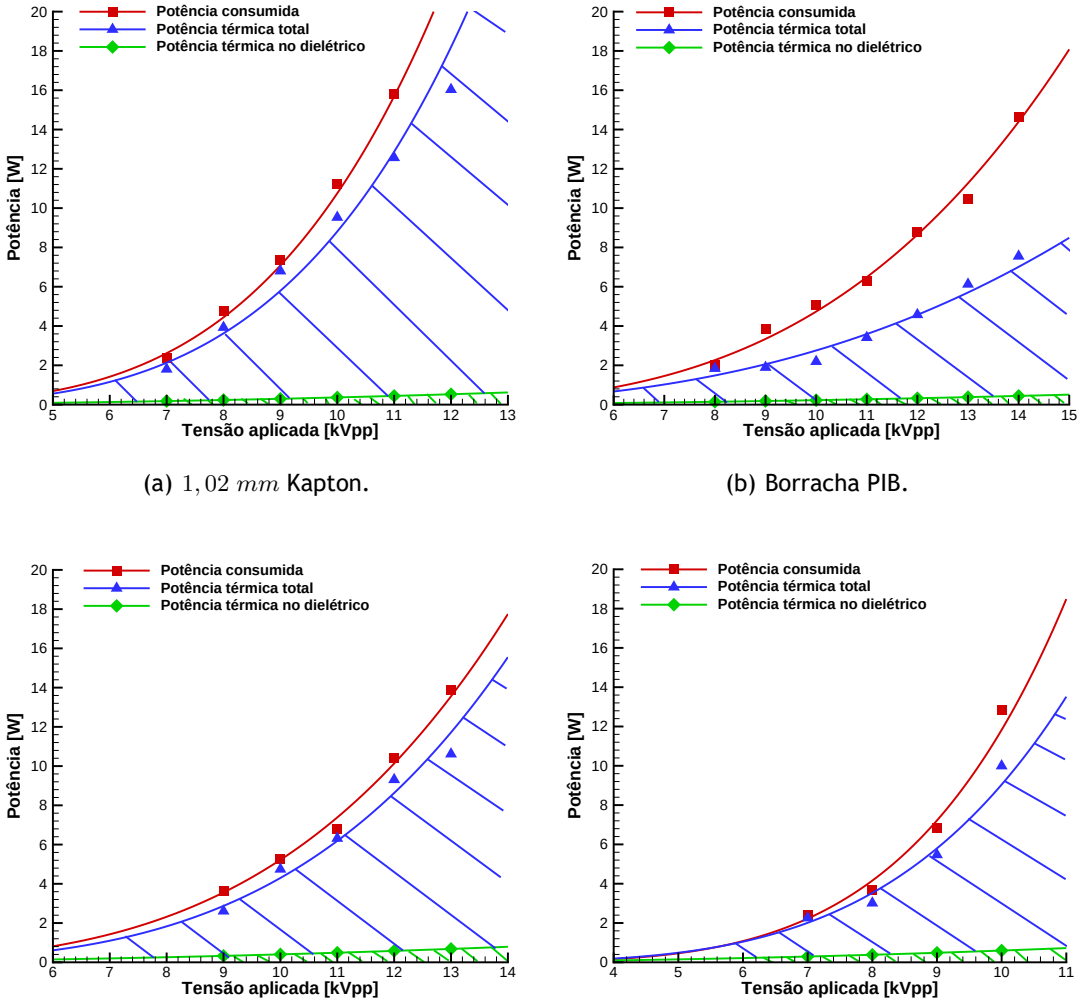
(c) Silicone.

(d) PLA.

Figura 5.3: Comparação entre a potência consumida e a potência térmica gerada na camada dielétrica por efeito de histerese em atuadores a plasma com diferentes materiais dielétricos.

A partir da figura 5.3 verifica-se que para valores mais baixos de tensão, principalmente até $2\ kVpp$, a potência total consumida pelo atuador a plasma é aproximadamente igual à potência dissipada sob a forma de calor pela camada dielétrica. Isto já havia sido verificado para atuadores a plasma com diferentes espessuras de camada dielétrica e verifica-se agora também para atuadores com diferentes materiais dielétricos. Verifica-se também que à medida que aumentamos o nível de tensão aplicada, para valores próximos da tensão de *breakdown*, a evolução da potência consumida separa-se da potência térmica dissipada no dielétrico, passando a ser superior, separação esta que será mais cedo ou mais tarde dependendo do material dielétrico. Pela figura 5.3 constata-se que para o atuador de PLA, mesmo para uma tensão aplicada de $3,5\ kVpp$, a potência aplicada é totalmente dissipada sob a forma de calor no dielétrico. Já o atuador de borracha PIB apresenta um comportamento oposto, sendo que a partir de $2\ kVpp$ a potência dissipada sob a forma de calor no dielétrico já representa apenas uma parte da potência aplicada. Estes comportamentos distintos estão claramente relacionados com o fator de dissipação do dielétrico pois, dos dielétricos testados, o PLA apresenta o maior fator de dissipação, enquanto que a borracha PIB apresenta o menor fator de dissipação. Após esta análise

inicial, procedeu-se então à análise de potência total térmica gerada pelos atuadores a plasma, com diferentes materiais dielétricos, para tensões aplicadas superiores à tensão de *breakdown*, e fez-se a comparação entre potência total consumida, potência térmica total gerada e potência térmica gerada por histerese dielétrica. Os resultados obtidos para esta análise podem ser observados na figura 5.4.



(a) $1,02\ mm$ Kapton.

(b) Borracha PIB.

(c) Silicone.

(d) PLA.

Figura 5.4: Comparação entre a potência consumida e a potência térmica dissipada para atuadores com diferentes materiais dielétricos.

Em relação à potência térmica libertada no dielétrico, verificamos que os atuadores a plasma testados com diferentes materiais dielétricos apresentam um comportamento semelhante ao comportamento apresentado pelo atuador de Kapton, ou seja, em todos os casos se verifica que a potência térmica gerada por efeito de histerese dielétrica representa apenas uma pequena parte da potência térmica total, e esta percentagem diminui com o aumento do nível de tensão aplicada. Para os atuadores fabricados com silicone e borracha PIB verificou-se uma potência térmica libertada no dielétrico inferior a 10%, e no atuador de PLA inferior a 15%. Olhando para a potência total térmica, os atuadores de PLA e Silicone apresentaram uma produção de potência térmica semelhante à apresentada pelo atuador de Kapton, sendo que entre 75% e 95% da potência aplicada é convertida em calor. No entanto, de notar que para o mesmo nível

de tensão o atuador de silicone apresenta potências consumidas inferiores e também níveis inferiores de potência térmica libertada. O atuador de borracha PIB demonstrou ser o atuador que converte menor percentagem de potência ativa em potência térmica, representando entre 50% e 60% da potência aplicada. Os resultados aqui apresentados demonstram, mais uma vez, que grande parte da potência aplicada aos atuadores a plasma é libertada sob a forma de calor sendo que estes poderão gerar mais ou menos calor dependendo das características do material dielétrico utilizado.

5.1.3 Rendimento de atuadores a plasma para geração de calor

Tendo obtido experimentalmente a potência térmica gerada por atuadores a plasma DBD, procedeu-se também à análise do rendimento térmico destes atuadores a plasma. Para esse efeito temos que o rendimento térmico será dado por,

$$\eta_{term} = \frac{P_T}{P_{el}} \times 100\%. \quad \textbf{(5.1)}$$

Na qual P_T é a potência térmica libertada pelo atuador e P_{el} a potência elétrica aplicada. O rendimento térmico dos atuadores foi então analisado tendo em vista a influência da espessura da camada dielétrica e também tendo em vista a influência do tipo de material dielétrico.

5.1.3.1 Influência da espessura da camada dielétrica no rendimento térmico de atuadores a plasma do tipo DBD

De modo a compreender a influência da espessura da camada dielétrica no desempenho dos atuadores a plasma para geração de calor, a potência e rendimento térmico foram obtidos para atuadores a plasma com $0,3\ mm$, $0,6\ mm$, $0,84\ mm$ e $1,02\ mm$ de espessura de camada dielétrica. Estes parâmetros foram obtidos para uma frequência de $24\ kHz$ e diversos níveis de tensão aplicada. Os valores obtidos são apresentados na tabela 5.1.
Os resultados obtidos, e apresentados na tabela 5.1, demonstram que independentemente da espessura da camada dielétrica os atuadores a plasma apresentam rendimentos térmicos superiores a 50%, o que comprova a capacidade destes dispositivos para geração de calor. A espessura da camada dielétrica influencia o rendimento térmico dos atuadores, tendo-se verificado que atuadores mais finos apresentam rendimentos inferiores. O atuador mais fino foi aquele que apresentou rendimentos mais baixos, a rondar os 50% e 70%, enquanto que os restantes atuadores apresentaram rendimentos mais elevados, a rondar os 80% e 90%. Desse modo podemos concluir que atuadores mais espessos são mais adequados para aplicações nas quais a geração de calor é benéfica, tais como aplicações de degelo e prevenção de formação de gelo, enquanto que atuadores mais finos são mais adequados para aplicações nas quais a libertação de calor por parte dos atuadores não é benéfica, tais como aplicações de refrigeração de pás de turbinas por película de arrefecimento.

5.1.3.2 Influência do material dielétrico no rendimento térmico de atuadores a plasma do tipo DBD

De modo a compreender a influência do material dielétrico no desempenho dos atuadores a plasma para geração de calor, a potência e rendimento térmicos foram obtidos para atuadores a plasma feitos com borracha de PIB, silicone acética e PLA, todos eles com $1\ mm$ de espessura de

Tabela 5.1: Rendimento térmico obtido para atuadores a plasma em Kapton com diferentes espessuras de camada dielétrica.

Material Dielétrico	Tensão Aplicada $[kVpp]$	Potência Elétrica $[W]$	Potência Térmica $[W]$	Rendimento Térmico $[\%]$
$0,3\ mm$ Kapton	5	$3,43$	$1,56$	$45,44\%$
	6	$6,77$	$3,74$	$55,27\%$
	7	$12,13$	$6,68$	$55,08\%$
	8	$15,28$	$10,87$	$71,15\%$
$0,6\ mm$ Kapton	6	$3,70$	$3,50$	$94,44\%$
	7	$7,24$	$5,23$	$72,25\%$
	8	$12,27$	$10,52$	$85,74\%$
	9	$16,16$	$14,79$	$91,50\%$
$0,84\ mm$ Kapton	7	$2,97$	$2,36$	$79,37\%$
	8	$5,86$	$5,34$	$91,15\%$
	9	$9,35$	$8,48$	$90,63\%$
	10	$14,48$	$13,48$	$93,06\%$
	11	$20,51$	$18,62$	$90,75\%$
$1,02\ mm$ Kapton	8	$4,77$	$3,93$	$82,41\%$
	9	$7,34$	$6,80$	$92,62\%$
	10	$11,20$	$9,53$	$85,05\%$
	11	$15,82$	$12,57$	$79,44\%$
	12	$20,69$	$16,03$	$77,50\%$

camada dielétrica. Estes parâmetros foram obtidos para uma frequência de $24\ kHz$ e diversos níveis de tensão aplicada. Os valores obtidos são apresentados na tabela 5.2.

Tabela 5.2: Rendimento térmico obtido para atuadores a plasma fabricados com materiais dielétricos alternativos ($d = 1\ mm$).

Material Dielétrico	Tensão Aplicada $[kVpp]$	Potência Elétrica $[W]$	Potência Térmica $[W]$	Rendimento Térmico $[\%]$
Kapton	8	$4,77$	$3,93$	$82,41\%$
	9	$7,34$	$6,80$	$92,62\%$
	10	$11,20$	$9,53$	$85,05\%$
	11	$15,82$	$12,57$	$79,44\%$
	12	$20,69$	$16,03$	$77,50\%$
PIB	8	$1,99$	$1,84$	$92,35\%$
	9	$3,84$	$1,89$	$49,24\%$
	10	$5,05$	$2,19$	$43,45\%$
	11	$6,28$	$3,41$	$54,32\%$
	12	$8,80$	$4,58$	$52,02\%$
Silicone	9	$3,65$	$2,61$	$71,53\%$
	10	$5,27$	$4,74$	$90,00\%$
	11	$6,80$	$6,32$	$92,83\%$
	12	$10,39$	$9,31$	$89,61\%$
	13	$13,87$	$10,62$	$76,56\%$
PLA	8	$3,70$	$3,01$	$81,36\%$
	9	$6,83$	$5,47$	$80,16\%$
	10	$12,85$	$9,99$	$77,79\%$

No que diz respeito ao tipo de material dielétrico utilizado na fabricação de atuadores a plasma, verifica-se que as características deste influenciam o comportamento térmico dos atuadores a plasma DBD. No entanto, fica também demonstrado que independentemente do material dielétrico utilizado, os rendimentos dos atuadores a plasma para geração de calor são elevados

e geralmente sempre superiores a 50%. Verificou-se que o atuador fabricado em borracha PIB foi aquele que apresentou rendimentos térmicos mais baixos próximos de 50%. Por outro lado, atuadores a plasma fabricados em Kapton, silicone ou PLA apresentam rendimentos térmicos semelhantes, próximos de 80% e 90%. Assim, os presentes resultados permitem concluir que a escolha do material dielétrico deve ser feita tendo em conta a aplicação a que se destina o atuador a plasma. Atuadores a plasma fabricados em Kapton, silicone e PLA apresentam rendimentos de geração de calor superiores e, como tal, são mais indicados para aplicações de degelo e prevenção de formação de gelo, aplicações estas nas quais se pretende que estes dispositivos promovam a geração de calor. Por outro lado, atuadores a plasma fabricados em borracha PIB serão mais adequados para aplicações como refrigeração de pás de turbinas por película de arrefecimento, nas quais a geração de calor é indesejada.

5.1.4 Mecanismos de geração de calor em atuadores a plasma DBD

O estudo aqui realizado, relativamente à potência térmica libertada por atuadores a plasma e o comportamento distinto desta para regimes de tensão inferiores e superiores à tensão de *breakdown*, permite compreender e explicar os mecanismos de geração de calor presentes nos atuadores a plasma. Os resultados aqui apresentados indicam que o calor gerado por atuadores a plasma DBD provem de dois mecanismos principais:

- geração de calor devido ao fenómeno de histerese dielétrica.
- geração de calor proveniente da descarga de plasma.

Em dielétricos considerados bons isolantes, a condução de corrente contínua é nula, no entanto quando temos uma corrente alternada considerável, com elevada frequência e em fase com o campo elétrico, ocorre um fenómeno de histerese dielétrica semelhante ao fenómeno de histerese que se verifica em materiais ferromagnéticos. Devido a este efeito, os dielétricos levam a um consumo considerável de energia que é libertada sob a forma de calor. Assim, para níveis de tensão insuficientes para gerar a descarga de plasma, a potência aplicada ao atuador é totalmente convertida em energia calorífica, e libertada no dielétrico devido ao fenómeno de histerese dielétrica. Para níveis de tensão superiores à tensão de *breakdown* ocorre formação de plasma e, como tal, passa a haver geração de calor na zona de plasma. O calor libertado pela formação de plasma é gerado devido às colisões elásticas dos eletrões, excitação rotacional e vibracional, colisões entre moléculas iónicas e neutras, e energia térmica transferida dos eletrões para as partículas neutras. Quanto maiores os níveis de tensão aplicados, maior será a zona de descarga de plasma e, como tal, maior será a energia calorifica gerada pelo plasma. Assim, para níveis de tensão mais elevados a energia calorífica gerada pelo efeito de histerese dielétrica perde significância, sendo que a energia calorifica libertada pelas sucessivas micro-descargas de plasma passam a constituir mais de noventa por cento da energia térmica total gerada pelo atuador.

5.2 Análise das temperaturas na superfície de atuadores a plasma através de medições termográficas

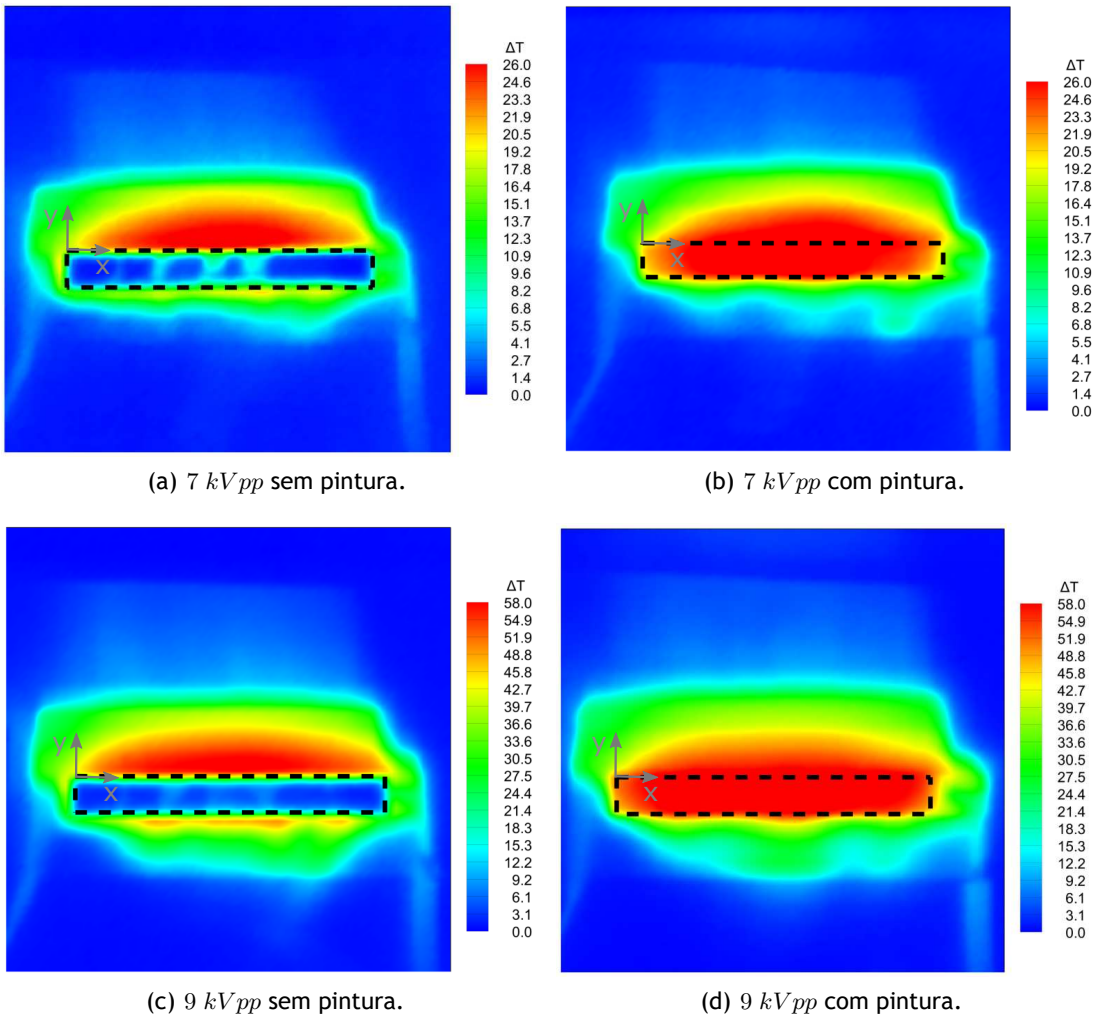
Até à data poucos estudos foram realizados tendo em vista a caracterização do campo de temperaturas de superfície de atuadores a plasma DBD. Apesar de Kapton ser o material dielétrico

mais usado pela comunidade cientifica, poucos estudos se focaram na análise térmica destes atuadores, sendo que apenas no estudo conduzido por Meng et al. [159] foram realizadas medições de infravermelhos em atuadores de Kapton, mas para uma única espessura de $0,33\ mm$. Como tal, no presente estudo pretendeu-se estudar através de termografia de infravermelhos atuadores de Kapton com diferentes espessuras de camada dielétrica. Para além disso foram também analisados, por intermédio de termografia de infravermelhos, atuadores a plasma fabricados com materiais dielétricos alternativos e cuja caracterização termográfica ainda não havia sido reportada na literatura. Para além disso, na literatura apenas se encontram estudos que caracterizam as temperaturas da superfície de atuadores a plasma a funcionar em condições de ar quiescente. Como tal, no presente estudo realizou-se a análise das temperaturas de atuadores a plasma em condições de ar quiescente e sob influência de um escoamento externo, sendo esta uma condição presente na maioria das aplicações destes dispositivos.

5.2.1 Efeitos da pintura na superfície dos atuadores com tinta preta de emissividade conhecida.

Para que as medições realizadas com câmara de infravermelhos sejam precisas é necessário que se defina corretamente a emissividade do material cujas temperaturas se pretendem obter. Na realização da medição da temperatura na superfície dos atuadores a plasma pode-se utilizar a emissividade do dielétrico, por exemplo do Kapton, mas nesse caso tem de se ter em consideração que as temperaturas obtidas para o elétrodo exposto não são corretas, uma vez que este apresenta uma emissividade diferente da emissividade do material dielétrico. Assim, para se obter as temperaturas de toda a superfície do atuador, ou seja, dielétrico e elétrodo exposto, decidiu-se pintar toda a superfície com uma tinta de cor preto fosco de emissividade conhecida. Claro está que, antes de se proceder à análise dos atuadores com diferentes espessuras e diferentes materiais dielétricos, foi necessário verificar se a aplicação desta tinta altera ou não o comportamento das temperaturas da superfície dos atuadores a plasma. Para esse efeito foram realizadas medições de infravermelhos para um atuador de Kapton de $0,6\ mm$ de espessura, para dois níveis de tensão aplicada ($7\ kVpp$ e $9\ kVpp$) e mesma frequência $24\ kHz$. Seguindo as informações do fabricante, foi utilizada uma emissividade para o Kapton de $e = 0,84$ e uma emissividade para a tinta preto fosco de $e = 0,97$. Os resultados obtidos através das medições de infravermelhos são apresentados na figura 5.5.

Nas imagens apresentadas na figura 5.5, o posicionamento do elétrodo exposto encontra-se identificado pelo retângulo a tracejado e a descarga de plasma ocorre no sentido positivo do eixo das ordenadas. Pela análise dos campos de temperaturas apresentados na figura 5.5 verifica-se que na zona do dielétrico os atuadores a plasma apresentam a mesma distribuição de temperaturas, temperaturas mais elevadas na zona junto à lateral do elétrodo exposto, zona em que é gerado o plasma, decrescendo à medida que nos afastamos do elétrodo exposto. Verifica-se que nas imagens obtidas pelos atuadores, sem aplicação de qualquer tipo de pintura, as temperaturas apresentadas na zona do elétrodo exposto são praticamente nulas. No entanto, estas temperaturas não podem ser consideradas, uma vez que o cálculo do campo de temperaturas é realizado pela câmara tendo em conta a emissividade do Kapton e o elétrodo exposto, sendo ele feito em fita de cobre, apresenta uma emissividade muito distinta. Estas imagens poderiam induzir-nos em erro, levando a acreditar que as temperaturas no elétrodo exposto são mais baixas do que na zona de formação de plasma. No entanto, olhando para as imagens obtidas com a superfície pintada de preto fosco, verifica-se que o elétrodo exposto constitui a região da superfície em que as temperaturas são mais elevadas, valores estes já corretos pois nesta medição o elétrodo



(a) $7\ kVpp$ sem pintura.

(b) $7\ kVpp$ com pintura.

(c) $9\ kVpp$ sem pintura.

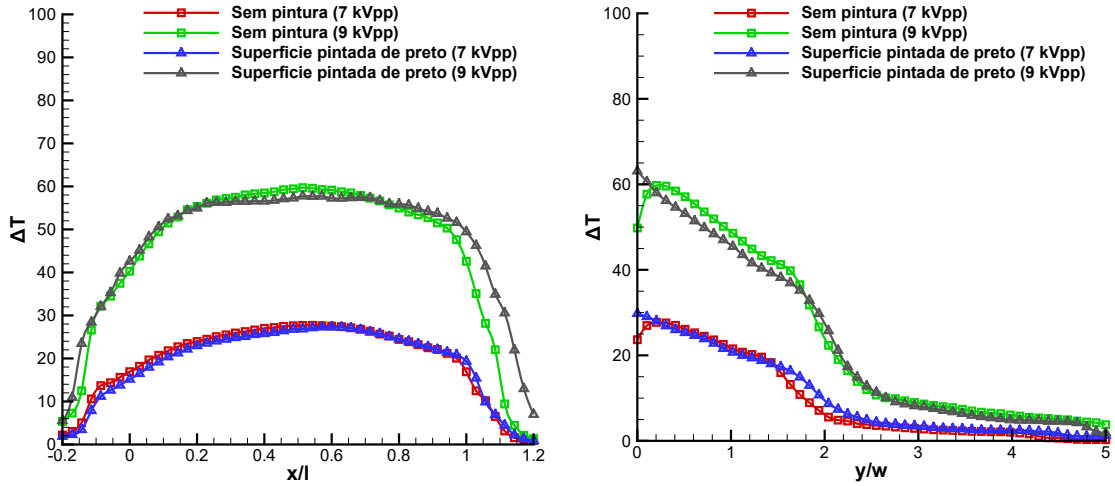
(d) $9\ kVpp$ com pintura.

Figura 5.5: Comparação de campos de temperaturas de superfícies do mesmo atuador a plasma DBD com e sem implementação de pintura com tinta preta.

exposto e camada dielétrica apresentam o mesmo valor de emissividade. Olhando para estas imagens verifica-se que a pintura aplicada na superfície dos atuadores a plasma não afeta a distribuição de temperaturas destes, pois para diferentes níveis de tensão aplicada verificou-se que o comportamento térmico do atuadores pintados é idêntico ao comportamento apresentado pelo atuador sem implementação de tinta.

De modo a garantir que a evolução da temperatura ao longo do eixo das abcissas e das ordenadas não é perturbada pela implementação da tinta preta, das imagens apresentadas na figura 5.5, foram extraídos os valores de temperaturas ao longo do eixo das abcissas e ao longo do eixo das ordenadas. A evolução das temperaturas ao longo do eixo das abcissas foi extraída na zona adjacente ao elétrodo exposto, zona esta que, como já se verificou, é a zona de maior interesse pois é onde se encontram as temperaturas mais elevadas. A evolução das temperaturas ao longo do eixo das ordenadas foi extraída exatamente no centro do elétrodo exposto, sendo que esta deverá apresentar mais ou menos o mesmo comportamento ao longo de todo o elétrodo exposto. Os resultados extraídos das imagens termográficas da figura 5.5 são apresentados na figura 5.6.

Tal como se verifica na figura 5.6, as variações de temperaturas ao longo do eixo das abcissas e ao longo do eixo das ordenadas são praticamente idênticas independentemente da tinta preta ser aplicada ou não no atuador. Pequenas discrepâncias nas evoluções das temperaturas



(a) Evolução da temperatura ao longo do eixo das abcissas.

(b) Evolução da temperatura ao longo do eixo das ordenadas.

Figura 5.6: Comparação da evolução da temperatura de superfície ao longo do eixo das abcissas e das ordenadas do mesmo atuador a plasma DBD com e sem implementação de pintura com tinta preta.

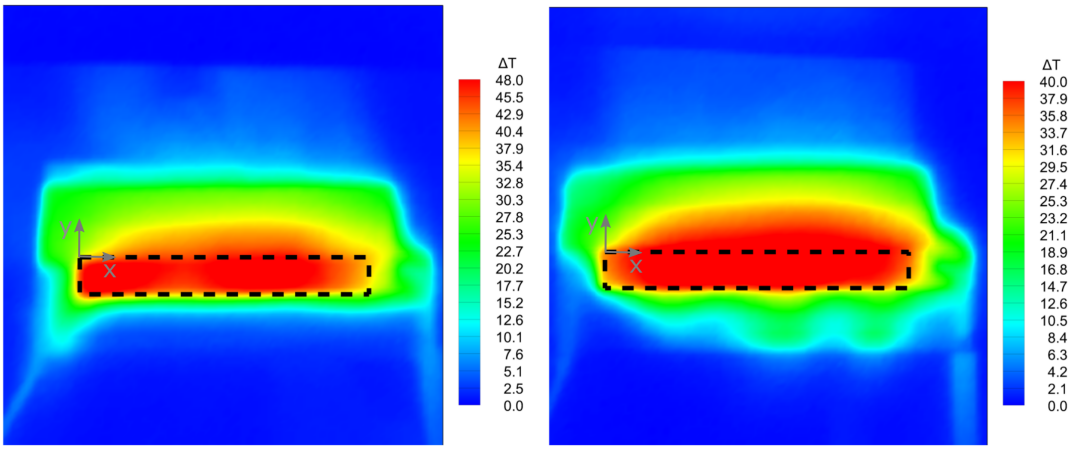
podem dever-se também a erros experimentais. Na evolução das temperaturas segundo o eixo das ordenadas verifica-se que nos casos sem tinta preta, em $y/w = 0$, a temperatura ainda não é máxima, mostrando um aumento inicial até que atinge um pico máximo, e então passa a diminuir ao longo do eixo das ordenadas. Isto acontece pois como já vimos, para o caso sem aplicação de tinta, as temperaturas do elétrodo exposto não são corretas, e a medição termográfica assume que as temperaturas nesta região são próximas de zero. Devido a isso, tem de haver um gradiente de evolução de temperatura entre o elétrodo exposto e a região imediatamente adjacente e, como tal, os pontos imediatamente adjacentes ao elétrodo exposto não são assumidos como os pontos em que as temperaturas são máximas. O mesmo não sucede com os atuadores a plasma pintados de preto pois, uma vez que o elétrodo exposto e o dielétrico apresentam a mesma emissividade, as temperaturas do elétrodo exposto são obtidas corretamente. Assim, verifica-se que as temperaturas são máximas na lateral do elétrodo exposto decrescendo ao longo do eixo das ordenadas. Posto isto, conclui-se que a implementação de tinta preta na superfície dos atuadores a plasma não altera o comportamento térmico destes dispositivos e, uma vez que permite obter uma emissividade única ao longo de toda a superfície, ainda beneficia a obtenção de medições térmicas por infravermelhos mais corretas. Uma vez obtidas estas conclusões, todas as medições de infravermelhos efetuadas durante o presente estudo foram realizadas após implementação de tinta preta na superfície dos atuadores.

5.2.2 Análise em condições de ar quiescente

As temperaturas da superfície de atuadores a plasma foram então estudadas em condições de ar quiescente. A análise das temperaturas foi feita para atuadores com diferentes espessuras de camada dielétrica e com diferentes materiais dielétricos o que permitiu compreender a influência da espessura da camada dielétrica e também a influência do tipo de material dielétrico no comportamento térmico de atuadores a plasma DBD.

5.2.2.1 Análise para atuadores com diferentes espessuras

De modo a compreender a influência da espessura da camada dielétrica no campo de temperaturas da superfície de atuadores a plasma, foram testados atuadores a plasma feitos em Kapton com espessuras de $0,3\ mm$, $0,6\ mm$, $0,84\ mm$ e $1,02\ mm$. Os testes experimentais foram conduzidos para diferentes níveis de tensão aplicada e mesma frequência (24 kHz). Na figura 5.7 é possível observar as imagens de infravermelhos obtidas para atuadores de Kapton, com diferentes espessuras, para o mesmo nível de tensão, neste caso $8\ kVpp$, visto ser um nível de tensão comum a todos os atuadores testados.



(a) $0,3\ mm$ Kapton. (b) $0,6\ mm$ Kapton.

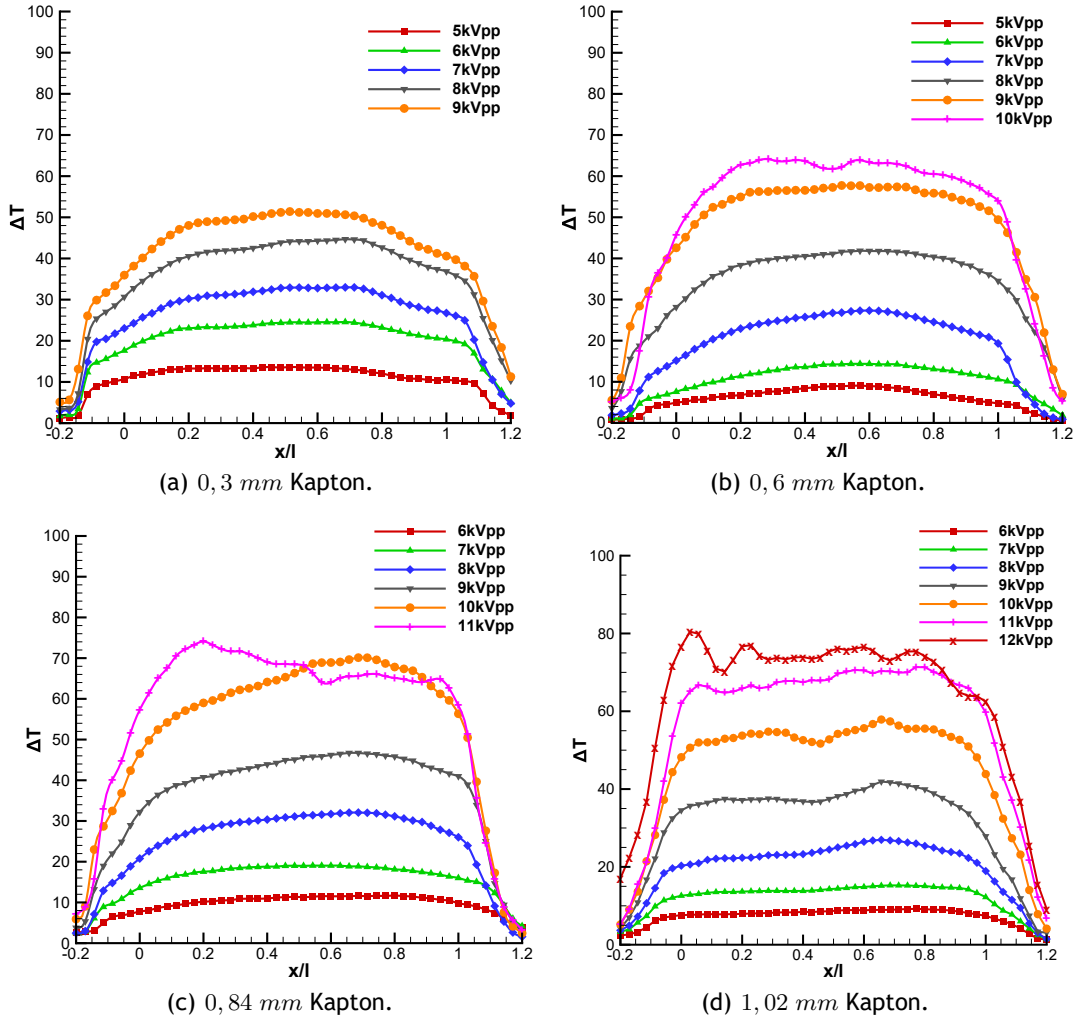
(c) $0,84\ mm$ Kapton. (d) $1,02\ mm$ Kapton.

Figura 5.7: Imagens termográficas obtidas para atuadores a plasma DBD com diferentes espessuras de camadas dielétricas para uma tensão aplicada de $8\ kVpp$ e $24\ kHz$.

Nas imagens apresentadas na figura 5.7, o posicionamento do elétrodo exposto encontra-se identificado pelo retângulo a tracejado e a descarga de plasma ocorre no sentido positivo do eixo das ordenadas. Os resultados apresentados na figura 5.7 demonstram que a distribuição de temperaturas na superfície dos atuadores é semelhante para atuadores com diferentes espessuras de camada dielétrica. As temperaturas mais elevadas são encontradas no elétrodo exposto e na zona adjacente a este, ou seja, na zona em que ocorre a formação de plasma. Verificam-se algumas assimetrias na disposição das temperaturas, no entanto, estas assimetrias devem-se à conexão do cabo de alimentação de alta tensão com o elétrodo exposto, zona esta que leva a um ligeiro aumento de temperatura. Os resultados obtidos demonstram também que

para o mesmo nível de tensão aplicada os atuadores mais finos apresentam temperaturas mais elevadas, sendo que as amplitudes das temperaturas diminuem com o aumento da espessura da camada dielétrica. Assim, conclui-se que a espessura da camada dielétrica influencia a magnitude das temperaturas da superfície dos atuadores sendo que, para o mesmo nível de tensão aplicada, quanto maior a espessura da camada dielétrica menores as gamas de temperaturas alcançadas.

A partir das imagens térmicas obtidas foram extraídos os perfis de variação de temperatura ao longo do eixo das abcissas, para os diferentes níveis de tensão aplicada testados. A variação de temperaturas ao longo do eixo das abcissas foi analisada para os pontos adjacentes à lateral do elétrodo exposto, uma vez que esta é a região que apresenta temperaturas mais elevadas e na qual se dá a formação de plasma. As temperaturas ao longo do eixo dos xx foram obtidas desde $x/l = -0,20$ até $x/l = 1,20$ (l é o comprimento do elétrodo exposto e, como tal, este está compreendido entre $x/l = 0$ e $x/l = 1$), sendo que os resultados obtidos são apresentados na figura 5.8.



(a) $0,3\ mm$ Kapton. (b) $0,6\ mm$ Kapton.

(c) $0,84\ mm$ Kapton. (d) $1,02\ mm$ Kapton.

Figura 5.8: Evolução das temperaturas segundo o eixo das abcissas em atuadores a plasma DBD com diferentes espessuras de camadas dielétricas.

A figura 5.8, demonstra que a evolução das temperaturas ao longo do eixo das abcissas é semelhante em todos os casos de teste, claro está que as amplitudes variam consoante a tensão aplicada e a espessura da camada dielétrica. As temperaturas são mais baixas nas laterais dos

atuadores, registando-se um aumento entre $x/l = -0,20$ e $x/l = 0$. As temperaturas são mais elevadas na zona compreendida entre $x/l = 0$ e $x/l = 1$, apresentando um valor mais ou menos constante ao longo do eixo das abcissas. Isto verifica-se pois esta é a zona imediatamente à frente do elétrodo exposto e, portanto, a zona em que a descarga de plasma ocorre. Entre $x/l = 1$ e $x/l = 1,2$ as temperaturas voltam a decrescer, uma vez que esta zona corresponde às laterais do atuador, zona esta em que as temperaturas são mais baixas. De realçar que para níveis de tensão mais elevados as temperaturas imediatamente à frente do elétrodo exposto, zona compreendida entre $x/l = 0$ e $x/l = 1$, as temperaturas não são tão constantes como para níveis mais baixos, apresentando mesmo algumas flutuações como se verifica, por exemplo, na figura 5.8, para o caso do atuador de Kapton com $1,02\ mm$ de espessura a uma tensão aplicada de $12\ kVpp$. Isto sucede-se porque, tal como exemplifica a figura 5.9, a descarga de plasma para tensões mais baixas é praticamente uniforme, mas o mesmo não se verifica para tensões aplicadas mais elevadas. Quando se aumenta o nível de tensão aplicada, é possível observar pequenas flâmulas que são originadas no interior do plasma, flâmulas estas que representam pontos de temperaturas mais elevadas. Para além disso, estas flâmulas levam ao aparecimento de ondulações na delineação frontal do plasma. Assim, verifica-se que para para níveis de tensão mais elevados o plasma perde a sua uniformidade e, como tal, este comportamento não-uniforme reflete-se também ao comportamento das temperaturas na superfície do atuador.



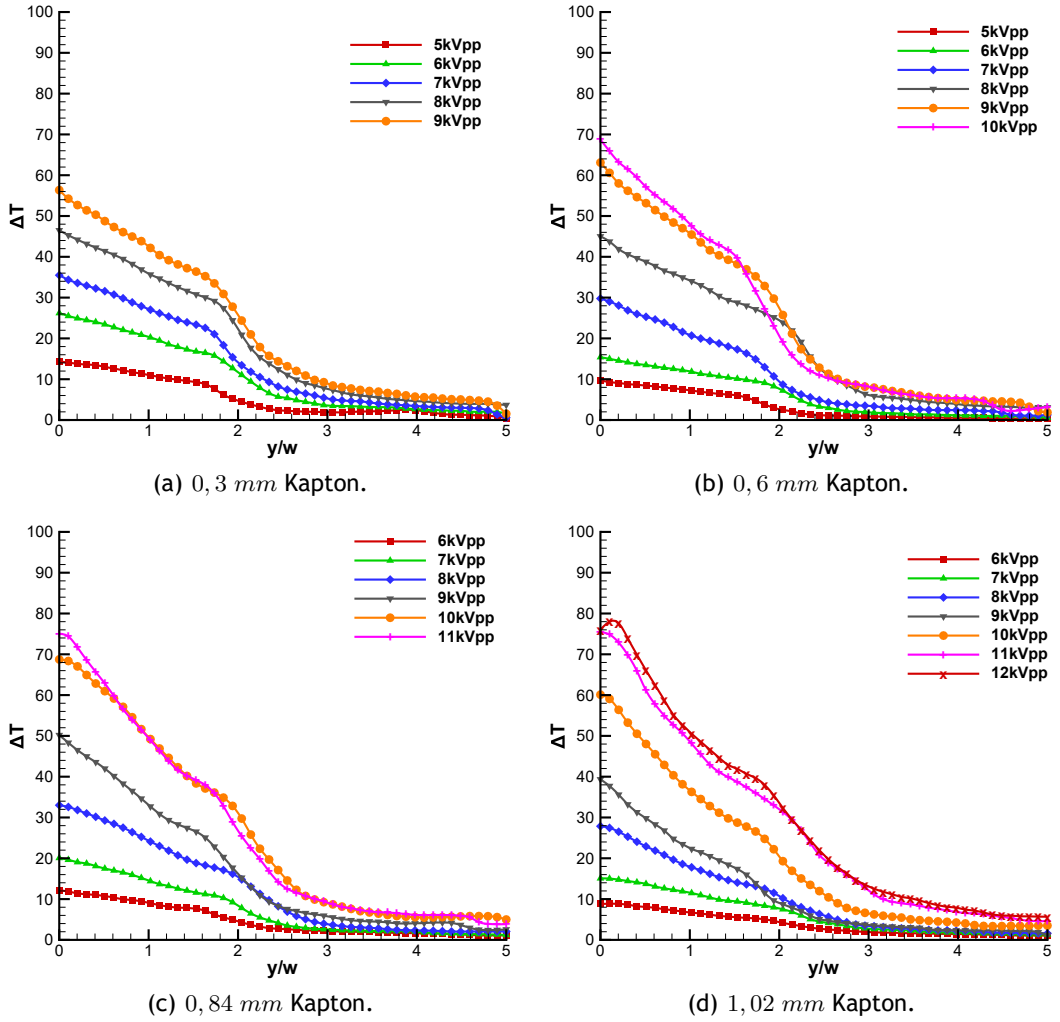
(a) Tensão aplicada: $7\ kVpp$.



(b) Tensão aplicada: $11\ kVpp$.

Figura 5.9: Visualização da descarga de plasma para um atuador de Kapton com $1,02\ mm$ de espessura.

A partir das imagens térmicas obtidas, foram também extraídos os perfis de variação de temperatura ao longo do eixo das ordenadas, para diferentes níveis de tensão aplicada. A variação de temperaturas ao longo do eixo das ordenadas foi analisada no centro do elétrodo exposto, ou seja, para $x/l = 0,5$. As temperaturas ao longo do eixo dos yy foram obtidas desde $y/w = 0$ até $y/w = 5$ (w é a largura do elétrodo exposto e, como tal, este está compreendido entre $y/w = 0$ e $y/w = -1$), sendo que os resultados obtidos são apresentados na figura 5.10.
Os resultados apresentados na figura 5.10 demonstram que independentemente da espessura da camada dielétrica as temperaturas são superiores junto ao elétrodo exposto, ou seja, para $y/w = 0$, no inicio da zona de formação de plasma decrescendo ao longo do eixo das ordenadas. De notar que aproximadamente em $y/w = 2$ há uma mudança de declive de evolução de temperaturas, mudança esta que está associada ao limite do material dielétrico. Estes resultados demonstram que quanto maior a tensão aplicada maiores serão as amplitudes de temperatura



(a) $0,3\ mm$ Kapton. (b) $0,6\ mm$ Kapton.

(c) $0,84\ mm$ Kapton. (d) $1,02\ mm$ Kapton.

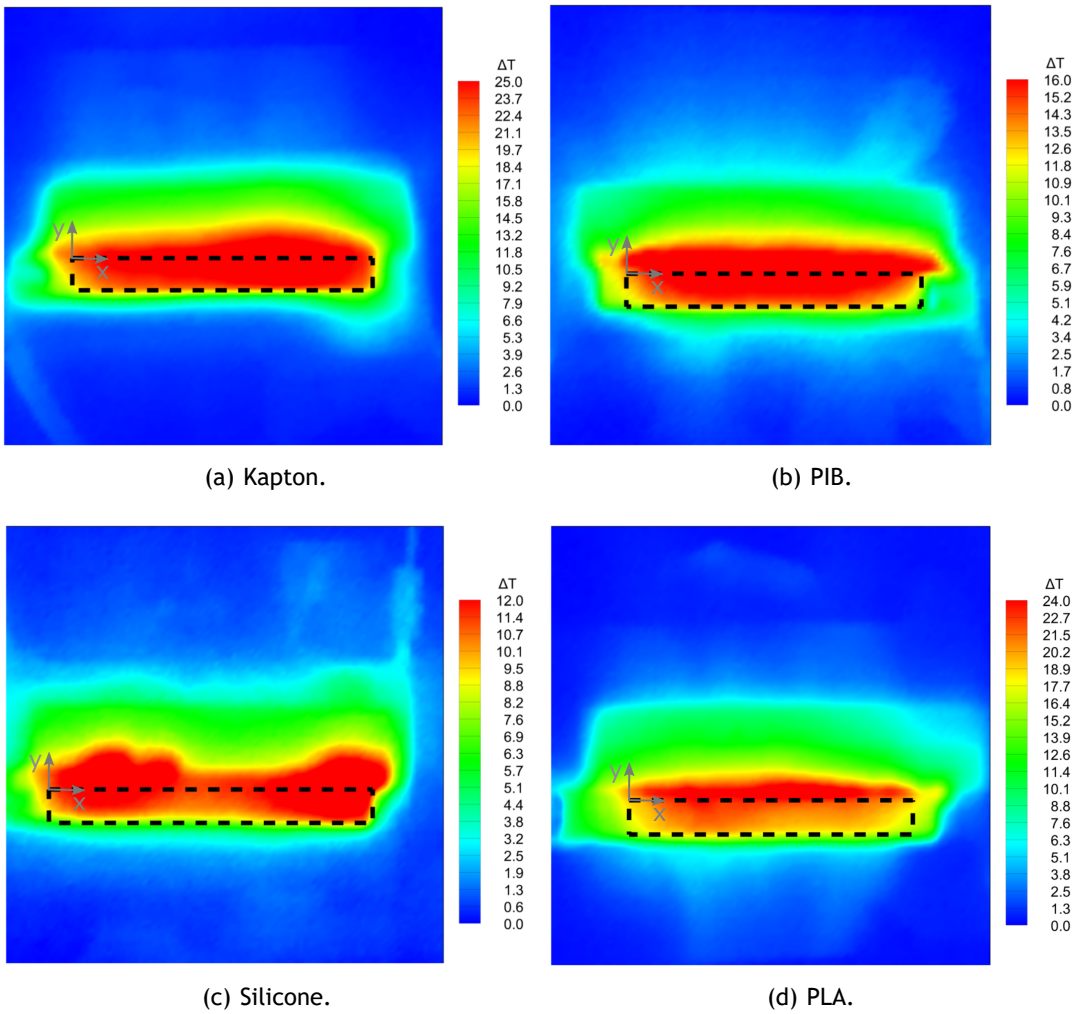
Figura 5.10: Evolução das temperaturas segundo o eixo das ordenadas em atuadores a plasma DBD com diferentes espessuras de camadas dielétricas.

atingidas. Para além disso, verifica-se mais uma vez que os atuadores mais finos apresentam variações de temperatura mais elevadas para o mesmo nível de tensão aplicado, no entanto, dado que os atuadores mais espessos conseguem suster níveis de tensão mais elevados que os mais finos, estes permitem obter amplitudes de temperaturas superiores, por exemplo o atuador com $0,3\ mm$ de espessura permitiu atingir uma variação de temperatura máxima próxima de $60^0\ C$, para uma tensão aplicada de $9\ kVpp$, enquanto que o atuador com $1,02\ mm$ de espessura permitiu atingir uma variação de temperatura máxima próxima de $80^0\ C$, para uma tensão aplicada de $12\ kVpp$, tensão esta que não é suportada pelo atuador mais fino.

5.2.2.2 Análise para atuadores feitos com materiais dielétricos alternativos

De modo a compreender a influência do material dielétrico, no campo de temperaturas da superfície de atuadores a plasma, foram testados atuadores fabricados com materiais dielétricos alternativos (borracha PIB, silicone acética e PLA). Os testes experimentais foram conduzidos para diferentes níveis de tensão aplicada e mesma frequência (24 kHz). Na figura 5.11 é possível observar as imagens de infravermelhos obtidas para atuadores de Kapton, com diferentes espessuras, para o mesmo nível de tensão, neste caso $8\ kVpp$ visto ser um nível de tensão

comum a todos os atuadores testados.



(a) Kapton. (b) PIB.

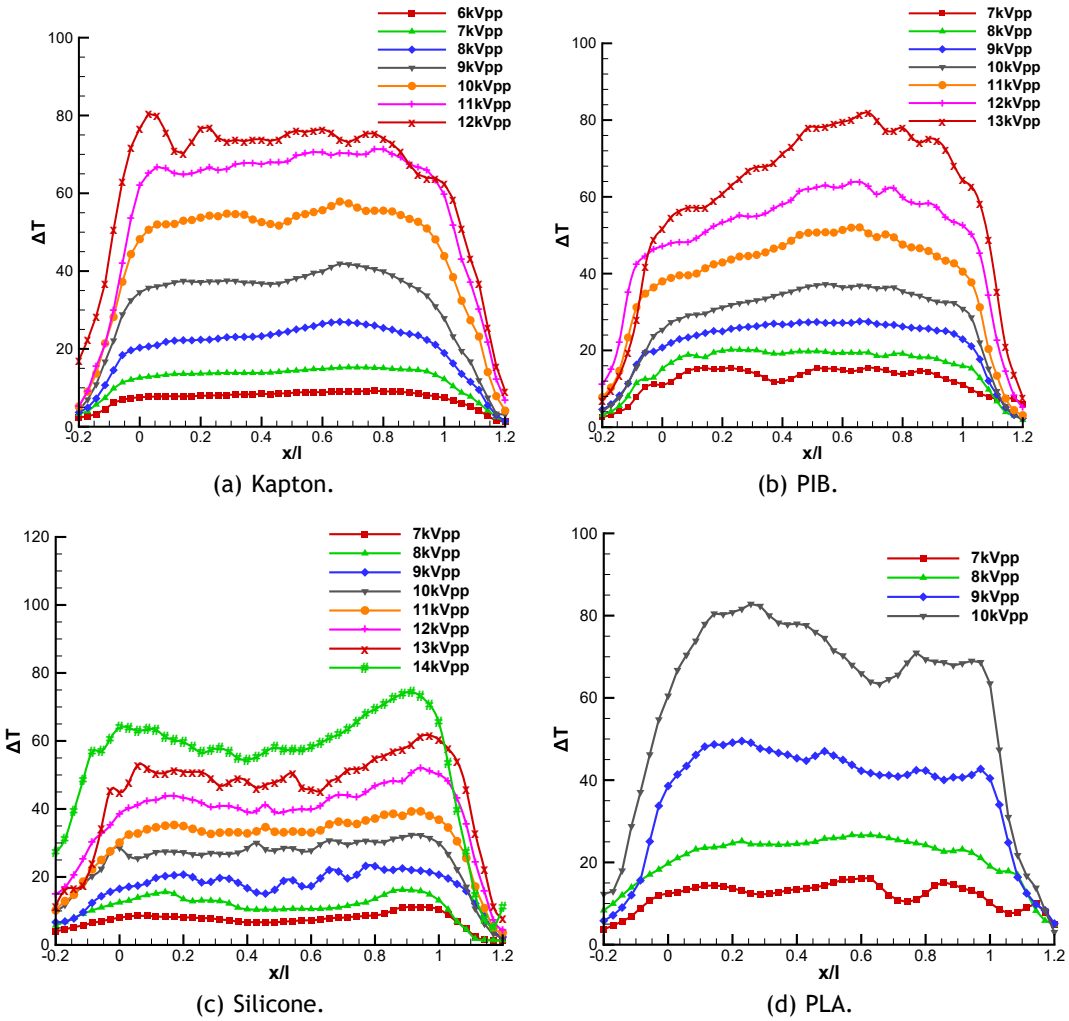
(c) Silicone. (d) PLA.

Figura 5.11: Imagens termográficas obtidas para atuadores a plasma DBD com diferentes materiais dielétricos para uma tensão aplicada de $8\ kVpp$ e $24\ kHz$.

Nas imagens apresentadas na figura 5.11 o posicionamento do elétrodo exposto encontra-se identificado pelo retângulo a tracejado e a descarga de plasma ocorre no sentido positivo do eixo das ordenadas. Os resultados apresentados na figura 5.11 demonstram que a distribuição de temperaturas na superfícies dos atuadores pode diferir em função do tipo de material dielétrico utilizado. As temperaturas mais elevadas são encontradas na zona adjacente ao elétrodo exposto, ou seja, na zona em que ocorre a formação de plasma, no entanto, e dependendo do material dielétrico, as temperaturas mais elevadas podem ou não encontrar-se também no elétrodo exposto. De maneira semelhante ao comportamento demonstrado pelos atuadores de Kapton, os atuadores de borracha PIB e de silicone apresentam as temperaturas mais elevadas no elétrodo exposto e na zona de formação de plasma. No entanto, o mesmo não sucede com o atuador de PLA que na zona do elétrodo exposto apresenta temperaturas inferiores às temperaturas apresentadas na zona de formação de plasma. De notar que os campos de temperaturas obtidos para o atuador de silicone apresentaram diversas assimetrias, facto este que se concluiu estar relacionado com diversas irregularidades do material dielétrico provenientes de uma fabricação mal conseguida, ou seja, ao longo da lateral do elétrodo exposto a camada dielétrica apresentava zonas nas quais o isolamento elétrico era melhor conseguido e outras zonas em

que era mais frágil. Como tal, conclui-se que o comportamento térmico apresentado por este atuador reflete o comportamento normal de funcionamento de atuadores a plasma reais e não ideais. Para além disso, este caso serve de exemplo para concluir também que, uma má conceção da camada de material dielétrico altera o funcionamento normal do atuador a plasma. Para o mesmo nível de tensão aplicada verificou-se que as temperaturas mais elevadas são atingidas pelos atuadores de Kapton e de PLA, seguidos do atuador de borracha PIB e por último o atuador de silicone.

A partir das imagens térmicas obtidas foram extraídos os perfis de variação de temperatura ao longo do eixo das abcissas, para os diferentes níveis de tensão aplicada testados. A variação de temperaturas ao longo do eixo das abcissas foi analisada nos pontos adjacentes à lateral do elétrodo exposto, uma vez que esta é a região que apresenta temperaturas mais elevadas e na qual se dá a formação de plasma. As temperaturas ao longo do eixo dos xx foram obtidas desde $x/l = -0,20$ até $x/l = 1,20$ (l é o comprimento do elétrodo exposto e como tal este está compreendido entre $x/l = 0$ e $x/l = 1$), sendo que os resultados obtidos são apresentados na figura 5.12.



(a) Kapton. (b) PIB.

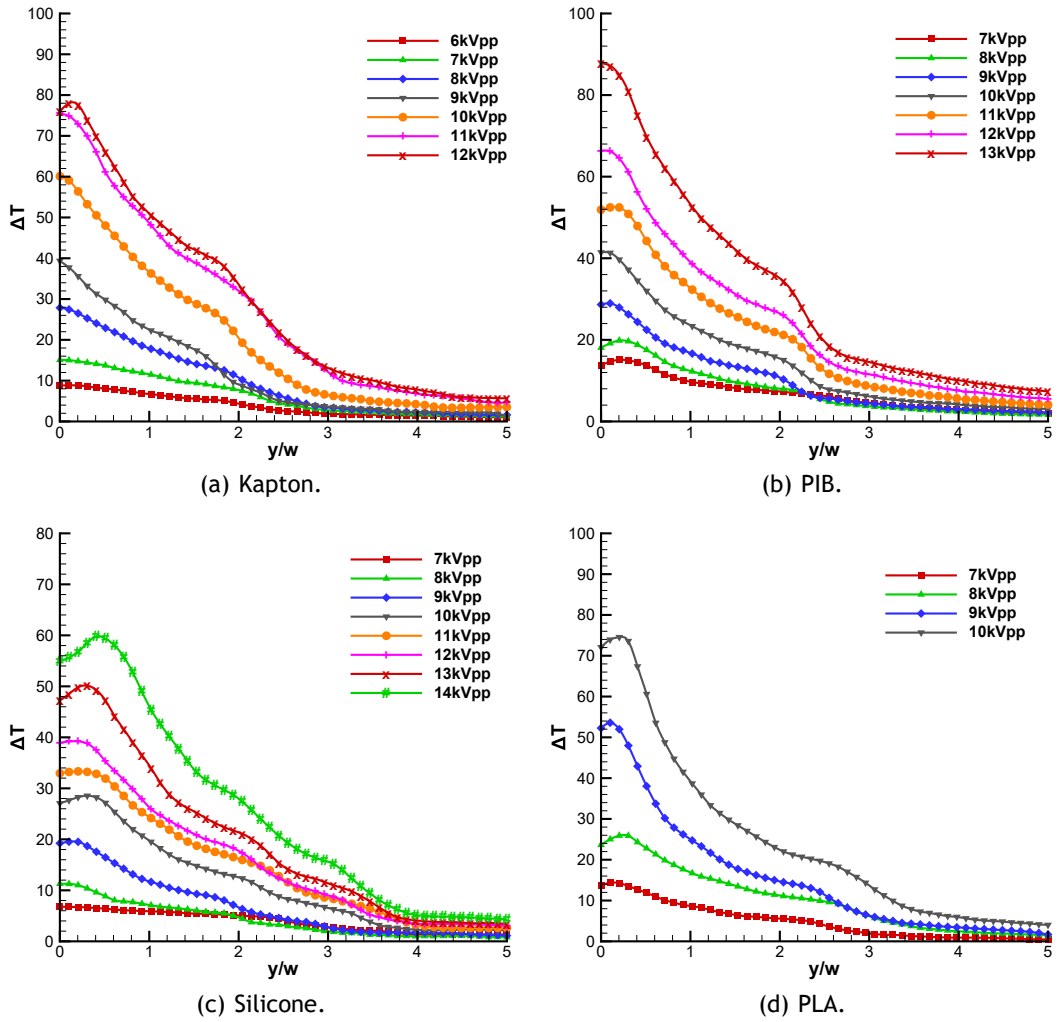
(c) Silicone. (d) PLA.

Figura 5.12: Evolução das temperaturas segundo o eixo das abcissas em atuadores a plasma DBD com diferentes materiais dielétricos.

A figura 5.12 demonstra que os atuadores a plasma fabricados com materiais dielétricos alternativos apresentam evoluções de temperatura segundo o eixo das abcissas semelhantes às apresen-

tadas pelos atuadores de Kapton. As temperaturas são mais baixas nas laterais dos atuadores, registando-se um aumento da amplitude das temperaturas entre $x/l = -0,20$ e $x/l = 0$. Após este aumento, as temperaturas mantêm-se praticamente constantes ao longo da zona compreendida entre $x/l = 0$ e $x/l = 1$, uma vez que esta é a zona imediatamente à frente do elétrodo exposto, e portanto a zona em que a descarga de plasma ocorre. Entre $x/l = 1$ e $x/l = 1,2$ as temperaturas voltam a decrescer pois esta zona corresponde às laterais do atuador, região esta em que as temperaturas são mais baixas. Da mesma maneira como já havia sido verificado para os atuadores feitos em Kapton, para níveis de tensão mais elevados também se verificam flutuações nas temperaturas dos atuadores fabricados com diferentes materiais dielétricos, flutuações estas proporcionadas pela não-uniformidade da descarga de plasma.

A partir das imagens térmicas obtidas foram também extraídos os perfis de variação de temperatura ao longo do eixo das ordenadas para diferentes níveis de tensão aplicada. A variação de temperaturas ao longo do eixo das ordenadas foi analisada no centro do elétrodo exposto, ou seja, para $x/l = 0,5$. As temperaturas ao longo do eixo dos yy foram obtidas desde $y/w = 0$ até $y/w = 5$ (w é a largura do elétrodo exposto e, como tal, este está compreendido entre $y/w = 0$ e $y/w = -1$), sendo que os resultados obtidos são apresentados na figura 5.13.



(a) Kapton. (b) PIB.

(c) Silicone. (d) PLA.

Figura 5.13: Evolução das temperaturas segundo o eixo das ordenadas em atuadores a plasma DBD com diferentes materiais dielétricos.

Os resultados apresentados na figura 5.10 demonstram que, de forma semelhante ao compor-

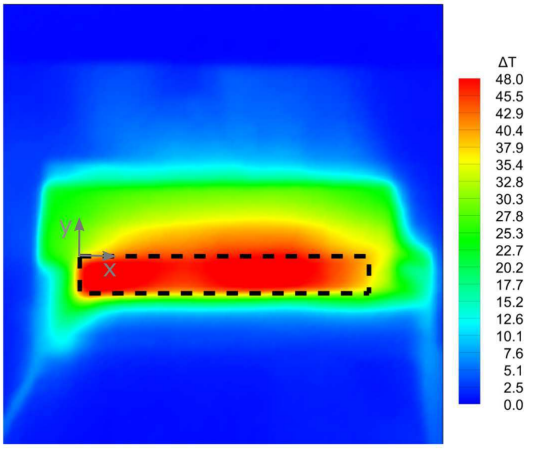
tamento apresentado pelo atuadores de Kapton, o atuador de borracha PIB apresenta as temperaturas mais elevadas junto ao elétrodo exposto, ou seja, para $y/w = 0$, inicio da zona de formação de plasma, decrescendo ao longo do eixo das ordenadas. O mesmo não sucede com o atuador de Silicone que, tal como já foi concluído, apresentava algumas irregularidades que alteraram o seu comportamento térmico. O atuador de PLA apresentou também um comportamento distinto, pois neste atuador verificou-se que o elétrodo exposto apresenta temperaturas inferiores às encontradas na região de formação de plasma. Assim, as temperaturas máximas não são encontradas imediatamente após o elétrodo exposto, sendo que as temperaturas aumentam ao longo do eixo dos yy, até que encontram um pico máximo, e então começam a decrescer à medida que nos afastamos do elétrodo exposto. Estes resultados demonstram, mais uma vez, que quanto maior a tensão aplicada maiores serão as amplitudes de temperatura atingidas. Para além disso, verifica-se também que o material dielétrico tem influência na amplitude de temperatura alcançada por cada um dos atuadores a plasma, sendo que o atuador de borracha PIB foi aquele que permitiu atingir variações de temperatura mais elevadas, aproximadamente $90^0\ C$ para uma tensão aplicada de $13\ kVpp$.

5.2.3 Análise da influência de escoamento externo nas temperaturas de atuadores a plasma

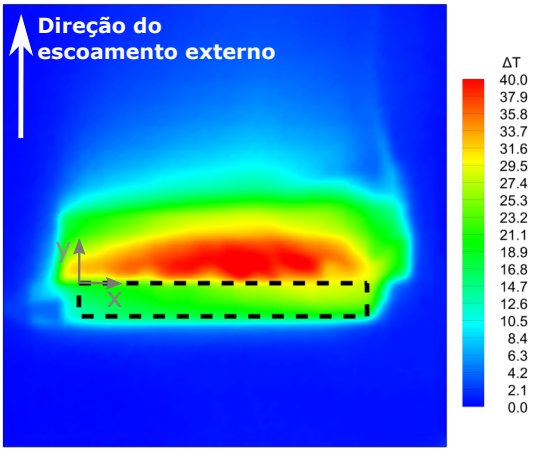
De modo a analisar a influência do escoamento externo no campo de temperaturas da superfície de atuadores a plasma DBD, foram realizados testes com atuadores a plasma montados numa placa plana e com um escoamento externo gerado por um ventilador axial. A velocidade do escoamento externo foi medida com recurso a um anemómetro na zona junto à superfície, ao longo do comprimento do elétrodo exposto. Esta medição permitiu verificar que o escoamento externo apresentava uma velocidade praticamente uniforme de aproximadamente $8,5\ m/s$ apresentando uma não-uniformidade de $\pm 7\%$. Como tal o número de Reynolds para o escoamento gerado é de aproximadamente $Re = 5624$, o que significa que os atuadores foram testados num regime de escoamento laminar.

5.2.3.1 Análise para atuadores com diferentes espessuras

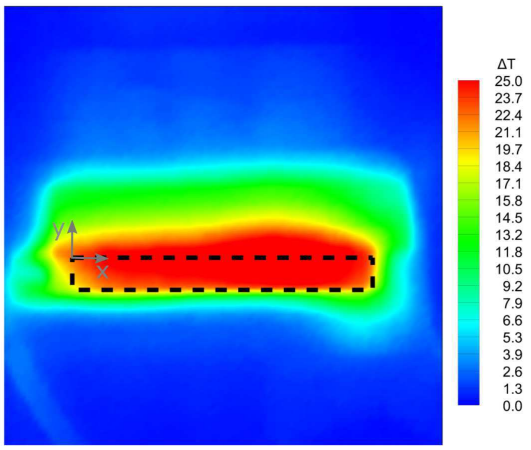
De modo a verificar a influência do escoamento externo em atuadores a plasma, com diferentes espessuras de camada dielétrica, foram testados em placa plana atuadores feitos em Kapton com espessuras de $0,3\ mm$, $0,6\ mm$, $0,84\ mm$ e $1,02\ mm$. Os testes experimentais foram conduzidos para diferentes níveis de tensão aplicada e mesma frequência (24 kHz). Na figura 5.14 é possível observar as imagens de infravermelhos obtidas para atuadores de Kapton de $0,3\ mm$ de espessura e de $1,02\ mm$ de espessura, uma vez que estes constituem o atuador mais fino e o atuador mais espesso, para o mesmo nível de tensão, neste caso $8\ kVpp$.
Nas imagens apresentadas na figura 5.14, o posicionamento do elétrodo exposto encontra-se identificado pelo retângulo a tracejado e a descarga de plasma ocorre no sentido positivo do eixo das ordenadas. Os resultados apresentados nesta figura mostram que quando o atuador funciona em condições de ar quiescente, as temperaturas mais elevadas são encontradas no elétrodo exposto e na zona adjacente a este, a zona em que se dá a descarga de plasma. No entanto, quando o atuador funciona sob influência de um escoamento externo as temperaturas do elétrodo exposto são reduzidas significativamente, sendo que as temperaturas mais elevadas são encontradas unicamente na zona de formação de plasma. Para além disso, as amplitudes de temperaturas apresentadas ao longo da superfície do atuador diminuem quando este funciona



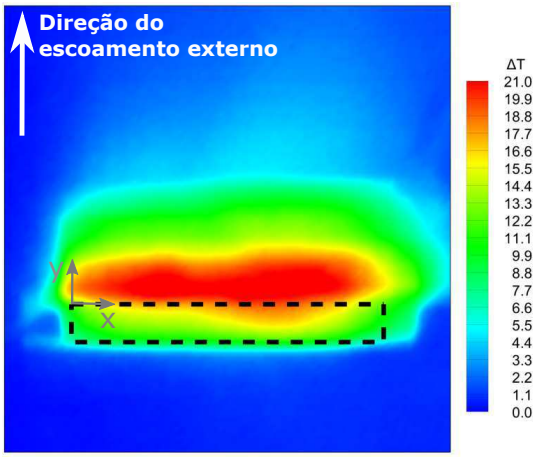
(a) $0,3\ mm$ Kapton em condições de ar quiescente.



(b) $0,3\ mm$ Kapton sob escoamento externo.



(c) $1,02\ \ mm$ Kapton em condições de ar quiescente.



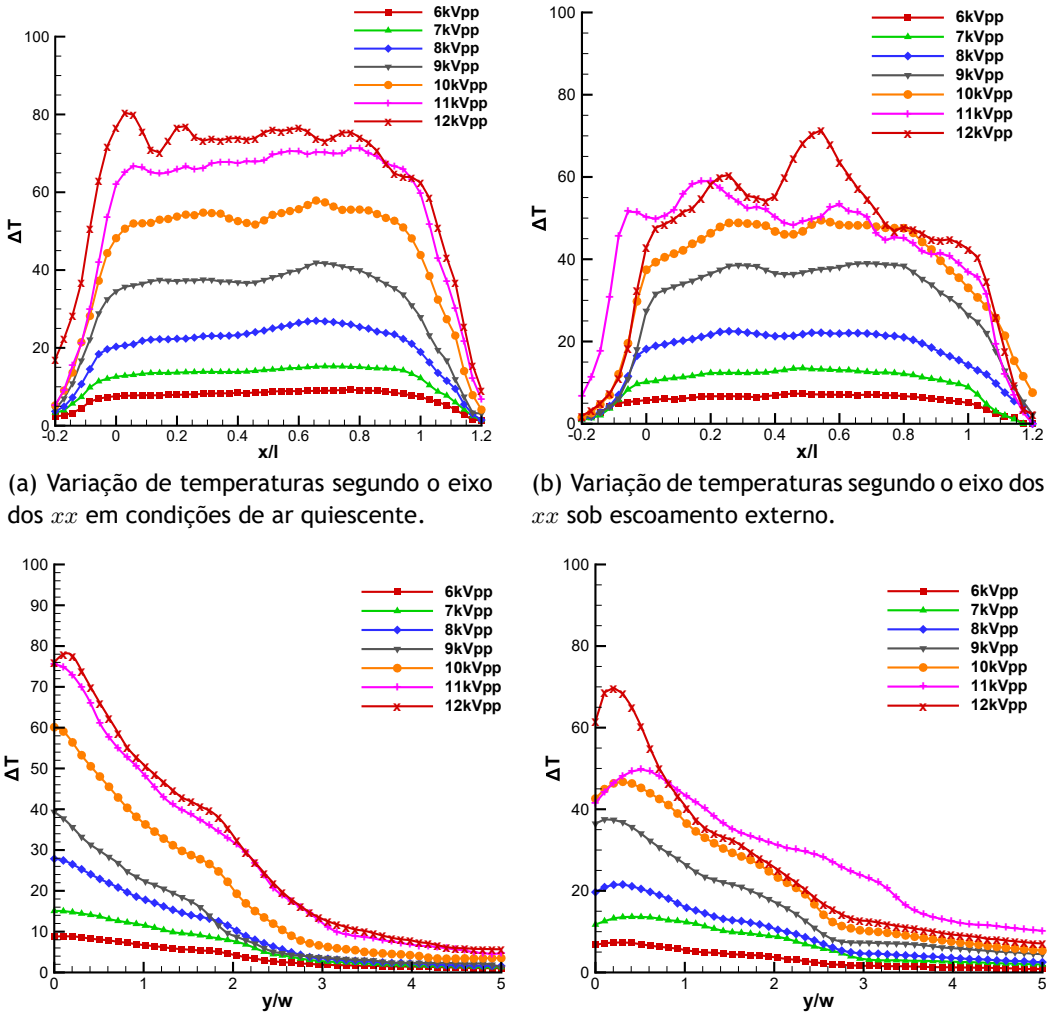
(d) $1,02\ mm$ Kapton sob escoamento externo.

Figura 5.14: Imagens de infravermelhos obtidas para atuadores a plasma com diferentes espessuras de camadas dielétricas, com e sem influência de escoamento externo.

sob efeito de um escoamento externo, acontecimento este que já era previsível, uma vez que a aplicação de um escoamento externo aumenta a transferência de calor por intermédio de convecção forçada. A queda significante de temperaturas do elétrodo exposto indica que a principal fonte de geração de calor do atuador é a descarga de plasma pois, tendo em conta que este está em contacto com o elétrodo exposto e, tendo também em conta que o elétrodo é feito de cobre que apresenta boa condutividade térmica (condutividade térmica do cobre é de $401\ W/mK$ a 27^0C), concluímos que em condições de ar quiescente o calor gerado na região de plasma é rapidamente conduzido para o elétrodo, que passa a apresentar temperaturas tão elevadas como as presentes na zona de plasma. Quando temos a presença de um escoamento externo, a transferência de calor da superfície do atuador para o ar adjacente é aumentada e, como tal, há uma queda das amplitudes das temperaturas, queda esta que é mais acentuada no elétrodo exposto, dado que o calor libertado pelo atuador não é gerado nesta zona. Este efeito verificou-se em todos os atuadores a plasma com diferentes espessuras de camada dielétrica, o que nos permite concluir que a presença de um escoamento externo influencia de igual modo qualquer atuador, independentemente da sua espessura de camada dielétrica.

De modo a verificar a influência do escoamento externo nas variações de temperatura, ao longo

do eixo das abcissas e ao longo do eixo das ordenadas, foram extraídos os perfis de variação de temperatura ao longo destes eixos, para os diferentes níveis de tensão aplicada testados. A variação de temperaturas ao longo do eixo das abcissas foi analisada nos pontos adjacentes à lateral do elétrodo exposto, pois esta é a região que apresenta temperaturas mais elevadas e na qual se dá a formação de plasma. As temperaturas ao longo do eixo dos xx foram obtidas desde $x/l = -0,20$ até $x/l = 1,20$ (l é o comprimento do elétrodo exposto e como tal este está compreendido entre $x/l = 0$ e $x/l = 1$). A variação de temperaturas ao longo do eixo das ordenadas foi analisada no centro do elétrodo exposto, ou seja, para $x/l = 0,5$. As temperaturas ao longo do eixo dos yy foram obtidas desde $y/w = 0$ até $y/w = 5$ (w é a largura do elétrodo exposto e, como tal, este está compreendido entre $y/w = 0$ e $y/w = -1$). Os resultados obtidos para o atuador de Kapton com $1,02\ mm$ de espessura são apresentados na figura 5.15.



(a) Variação de temperaturas segundo o eixo dos xx em condições de ar quiescente.

(b) Variação de temperaturas segundo o eixo dos xx sob escoamento externo.

(c) Variação de temperaturas segundo o eixo dos yy em condições de ar quiescente.

(d) Variação de temperaturas segundo o eixo dos yy sob escoamento externo.

Figura 5.15: Comparação entre as evoluções de temperaturas ao longo dos eixos das abcissas e das ordenadas para ar quiescente e com escoamento externo.

No que diz respeito à variação de temperaturas ao longo do eixo das abcissas verifica-se que, sob influência de um escoamento externo, as amplitudes das temperaturas diminuem, mas a evolução destas é semelhante à verificada para condições de ar quiescente, ou seja, as temperaturas são mais baixas nas laterais do atuador e mais elevadas na zona imediatamente à frente

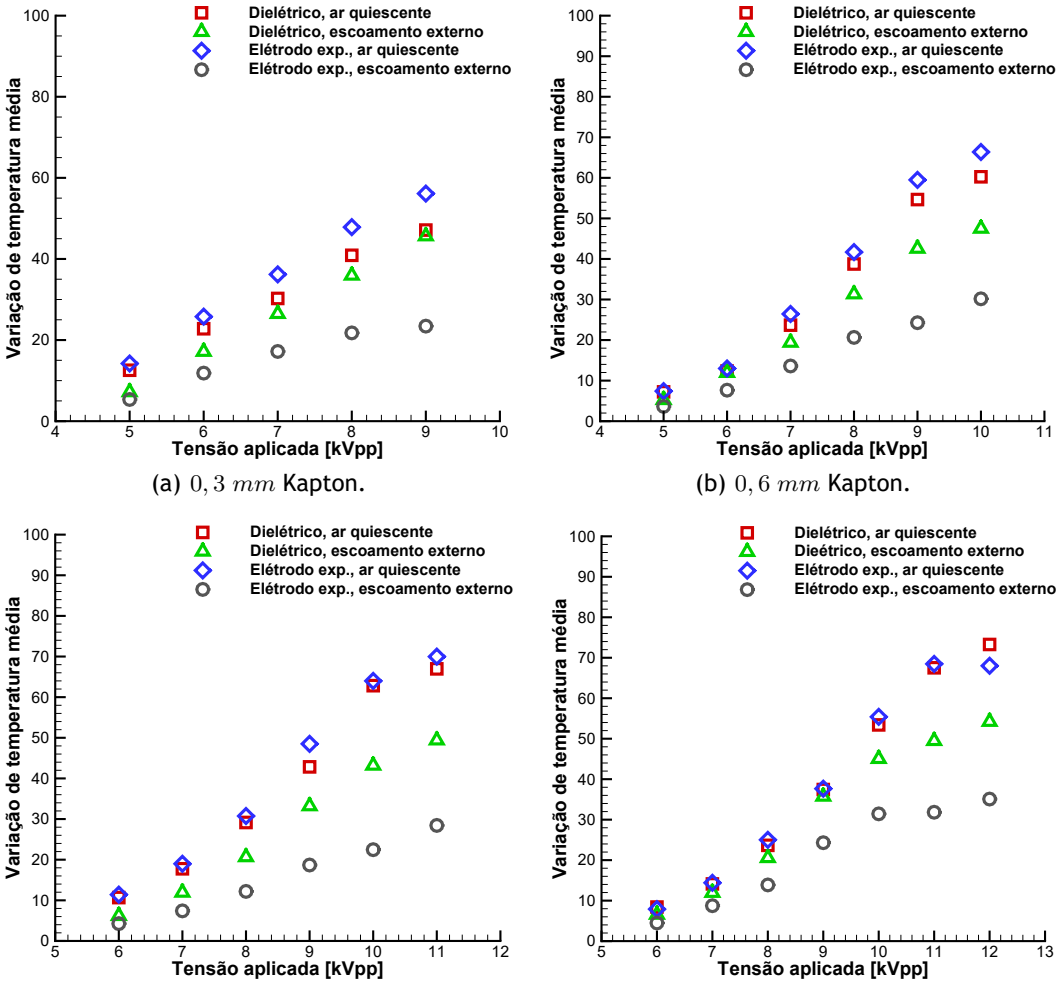
do elétrodo exposto, sendo que nesta zona apresentam uma amplitude aproximadamente constante ao longo do eixo dos xx. Da mesma forma que em condições de ar quiescente, também sob influência do escoamento externo se verificam flutuações nos perfis de temperaturas segundo as abcissas, sendo que neste segundo caso as flutuações aparentam ser mais evidentes. No que diz respeito à variação das temperaturas ao longo do eixo das ordenadas, os testes realizados sob efeito de um escoamento externo demonstraram uma vez mais uma evolução de temperaturas semelhantes aos casos de teste em condições de ar quiescente, mas claro, com amplitudes de temperaturas inferiores. Assim, conclui-se que a presença de um escoamento externo não influencia a variação das temperaturas ao longo da superfície de material dielétrico, levando apenas a uma redução das amplitudes destas.

Considerando os resultados até aqui apresentados, conclui-se que as temperaturas mais elevadas são encontradas no elétrodo exposto e na zona de formação de plasma, sendo que a presença de um escoamento externo tem maior influência nas temperaturas encontradas no elétrodo exposto. De modo a comparar e compreender melhor a influência do escoamento externo nestas duas regiões foram calculadas as temperaturas médias na zona de descarga de plasma em que as temperaturas são mais elevadas ($y/w = 0,2$), e na zona central do elétrodo exposto ($y/w = -0,5$). Assim, foram calculadas as temperaturas médias ao longo do eixo dos xx desde $x/l = 0$ a $x/l = 1$, para ambas as condições de ar quiescente e de escoamento externo. Os resultados obtidos para os atuadores de Kapton, com diferentes espessuras de camada dielétrica, para diferentes níveis de tensão aplicada e uma frequência de $24\ kHz$, são apresentados na figura 5.16.

Os gráficos de figura 5.16 mostram que para atuadores de Kapton com diferentes espessuras, quando estes funcionam em condições de ar quiescente, a temperatura média do elétrodo exposto é ligeiramente superior à temperatura encontrada na região de formação de plasma. Quando estes dispositivos funcionam na presença de um escoamento externo as temperaturas da superfície diminuem, tal como era esperado, verificando-se uma diminuição da temperatura média do elétrodo mais acentuada que a diminuição da temperatura da região de descarga de plasma. Perante isto, constata-se que na presença de um escoamento externo, a temperatura média da região de descarga de plasma é superior à temperatura média do elétrodo exposto, apresentando assim um comportamento inverso ao verificado em condições de ar quiescente. De notar também que, em condições de ar quiescente, apesar do elétrodo apresentar uma temperatura média superior à encontrada na região de plasma, a diferença entre estas duas temperaturas é bastante pequena, sendo que em alguns dos casos até foi encontrada uma temperatura média da região de plasma superior à temperatura média do elétrodo. No entanto, na presença de um escoamento externo, a diferença entre a temperatura média da zona de plasma e a temperatura média no elétrodo é muito superior. Isto acontece porque a energia calorífica libertada pelo funcionamento do atuador advém principalmente da descarga de plasma, como tal, na presença de um escoamento externo, o decaimento de temperatura na zona de plasma não é tão acentuado. Este comportamento verificou-se para todos os atuadores testados independentemente da espessura de camada dielétrica de cada um.

5.2.3.2 Análise para atuadores feitos com materiais dielétricos alternativos

De modo a verificar a influência do escoamento externo em atuadores a plasma com diferentes materiais dielétricos, foram testados em placa plana atuadores feitos em borracha PIB e PLA, ambos com uma espessura de $1\ mm$. O atuador de silicone acética não foi aqui testado sob efeito do escoamento externo, uma vez que já se havia verificado que este atuador apresentava



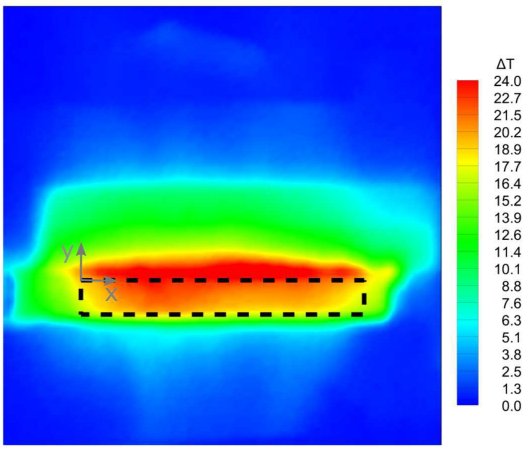
(a) $0,3\ mm$ Kapton. (b) $0,6\ mm$ Kapton.

(c) $0,84\ mm$ Kapton. (d) $1,02\ mm$ Kapton.

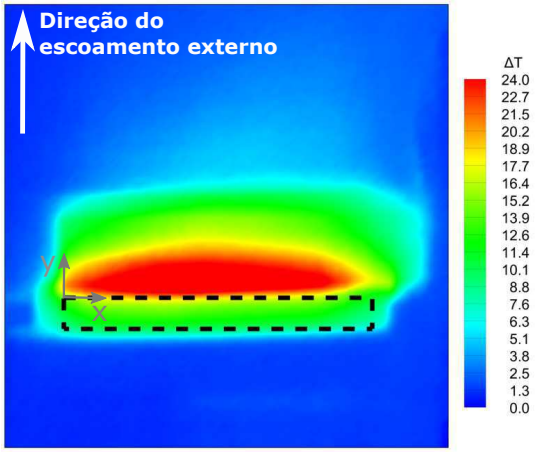
Figura 5.16: Temperaturas médias encontradas ao longo do eixo das abcissas no elétrodo e na superfície dielétrica para atuadores de Kapton com diferentes espessuras de camada dielétrica.

demasiadas irregularidades na camada dielétrica. Os testes experimentais foram conduzidos para diferentes níveis de tensão aplicada e mesma frequência (24 kHz). Na figura 5.17 é possível observar as imagens de infravermelhos obtidas para os atuadores de borracha PIB e de PLA com $1\ mm$ de espessura, para o mesmo nível de tensão, neste caso $8\ kVpp$.

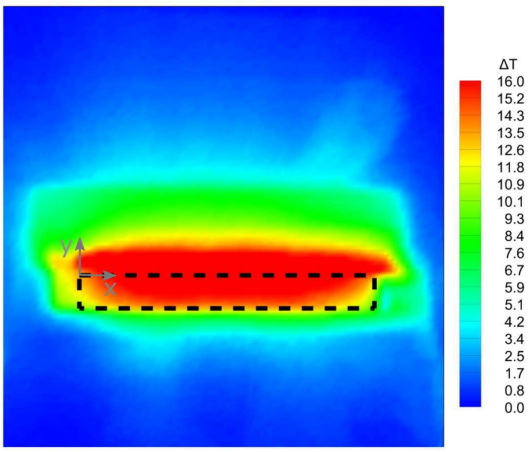
Através da análise da figura 5.17 verifica-se que, para o atuador de PLA, as temperaturas mais elevadas são encontradas na zona de formação de plasma, tanto para condições de ar quiescente como na presença de escoamento externo. De maneira semelhante ao que se havia verificado nos atuadores de Kapton com diferentes espessuras de camada dielétrica, quando se aplica um escoamento externo verifica-se um decaimento de temperatura mais expressivo no elétrodo exposto do que na zona de formação de plasma. Por sua vez, o atuador de borracha PIB apresenta um comportamento igual ao comportamento apresentado pelos atuadores de Kapton com diferentes espessuras de camada dielétrica. Para condições de ar quiescente, as temperaturas mais elevadas são encontradas no elétrodo exposto e na zona de formação de plasma mas, quando se aplica um escoamento externo, as temperaturas mais elevadas são encontradas apenas na região da descarga de plasma, uma vez que a diminuição das amplitudes das temperaturas do elétrodo exposto é muito mais significativa que a diminuição das amplitudes das temperaturas da zona de formação de plasma.



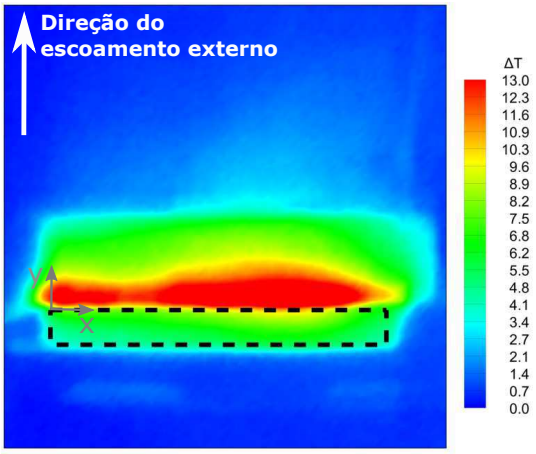
(a) Borracha PIB em condições de ar quiescente.



(b) Borracha PIB sob escoamento externo.



(c) PLA em condições de ar quiescente.

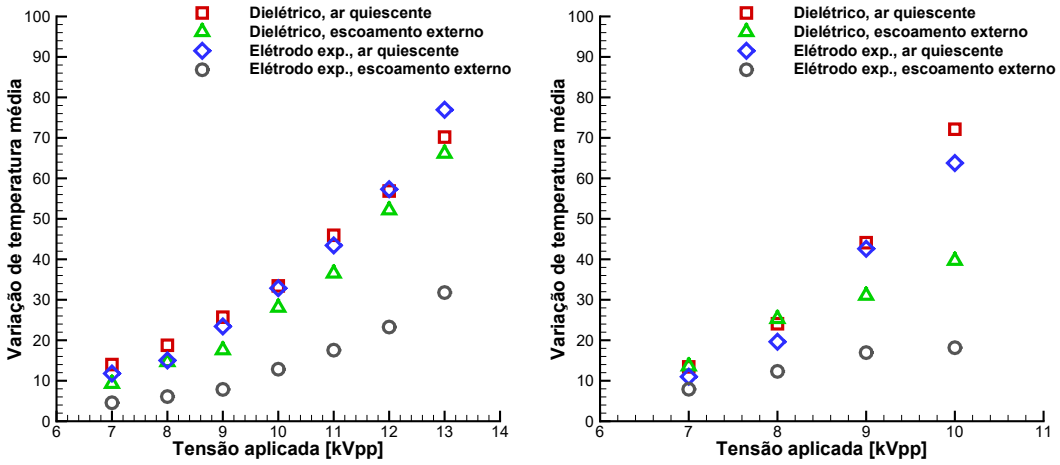


(d) PLA sob escoamento externo.

Figura 5.17: Imagens de infravermelhos obtidas para atuadores a plasma com materiais dielétricos alternativos, com e sem influência de escoamento externo.

Tal como já havia sido feito para os atuadores de Kapton com diferentes espessuras de camada dielétrica, para os atuadores fabricados com materiais dielétricos alternativos foram também calculadas as temperaturas médias na zona de descarga de plasma em que as temperaturas são mais elevadas ($y/w = 0,2$), e na zona central do elétrodo exposto ($y/w = -0,5$). Assim, foram calculadas as temperaturas médias ao longo do eixo dos xx desde $x/l = 0$ a $x/l = 1$, para ambas as condições de ar quiescente e de escoamento externo. Os resultados obtidos para os atuadores de borracha PIB e de PLA, para diferentes níveis de tensão aplicada e uma frequência de $24\ kHz$, são apresentados na figura 5.18.

Tal como se verifica pela figura 5.18 para o atuador de borracha PIB, em condições de ar quiescente, verifica-se que a temperatura média na zona de formação de plasma é aproximadamente igual à temperatura média encontrada no elétrodo exposto. Quando este atua na presença de um escoamento externo as temperaturas diminuem, sendo que a diminuição da temperatura média no elétrodo exposto é muito maior que a diminuição da temperatura média na zona de formação de plasma e, como tal, na presença de escoamento externo a temperatura média da zona de formação de plasma passa a ser significativamente superior à temperatura média do elétrodo exposto. Para o caso do atuador de PLA verificou-se que já em condições de ar quiescente a temperatura média na zona de formação de plasma é superior à temperatura média



(a) PIB. (b) PLA.

Figura 5.18: Temperaturas médias encontradas ao longo do eixo das abcissas no elétrodo e na superfície dielétrica para atuadores com materiais dielétricos alternativos.

no elétrodo exposto. Na presença de escoamento externo a diferença entre estas temperaturas é ainda maior, pois também neste atuador se verifica uma diminuição mais acentuada da temperatura média do elétrodo exposto.

5.2.3.3 Influência do escoamento externo no funcionamento de atuadores a plasma DBD

Perante os resultados até aqui apresentados, tanto para os atuadores de Kapton com diferentes espessuras de camada dielétrica como para os atuadores feitos com diferentes materiais dielétricos, verificou-se que a presença de um escoamento externo leva ao aumento do coeficiente de transferência de calor, que por sua vez origina uma redução das amplitudes da temperatura atingida na superfície dos atuadores. No entanto, verificou-se também que a diminuição da amplitude das temperaturas é mais acentuada no elétrodo exposto do que na zona de formação de plasma, independentemente da espessura da camada dielétrica ou do material dielétrico utilizado. Isto justifica-se por duas circunstâncias. A primeira é referente à geração de calor, que tal como foi visto na secção 5.1, ocorre principalmente na zona de descarga de plasma logo, sendo este o foco de geração de calor, esta zona não sofre tanto o impacto causado pelo aumento da transferência de calor por convecção forçada. A segunda é referente ao escoamento induzido pelo atuador. Tal como sabemos, o atuador durante o seu funcionamento gera uma força mássica que puxa o ar adjacente na direção da superfície e acelera-o para jusante, na direção tangencial à superfície em que este dispositivo se encontra aplicado. Como tal, origina um escoamento induzido cujas velocidades são mais elevadas na zona acima da superfície dielétrica, enquanto que acima do elétrodo exposto são praticamente nulas, tal como reportado na literatura. Portanto, isto significa que mesmo em condições de ar quiescente, a zona de formação de plasma já se encontra num regime de transferência de calor por convecção forçada e, quando é aplicado um escoamento externo, unicamente se verifica um aumento do coeficiente de transferência de calor. O mesmo não sucede com a zona do elétrodo exposto que, para condições de ar quiescente, encontra-se num regime de transferência de calor por convecção natural e, quando funciona na presença de um escoamento externo, passa para um regime de convecção forçada. O calor é principalmente gerado no plasma que, por sua vez, se encontra em contacto com a lateral do elétrodo exposto e, visto que este apresenta uma boa condutividade térmica, parte do calor gerado é transferido por condução para o elétrodo

exposto. Em condições de ar quiescente, o principal mecanismo de transferência de calor do elétrodo exposto para o ar adjacente consiste em transferência de calor por convecção natural, então a temperatura do elétrodo aumenta para níveis de temperaturas semelhantes aos encontrados na zona de formação de plasma sendo que, por vezes, atinge até níveis de temperatura superiores pois na zona de plasma existe transferência de calor por convecção forçada (devido ao escoamento induzido pelo atuador) e na zona do elétrodo exposto esta condição não se verifica. Na presença de um escoamento externo, a zona do elétrodo exposto passa de um regime de transferência de calor por convecção natural para um regime de transferência de calor por convecção forçada, verificando-se um aumento do coeficiente de transferência de calor muito mais significativo que o aumento do coeficiente de transferência de calor na zona de formação de plasma. Perante isto, o escoamento externo apresenta um impacto muito mais significativo na zona do elétrodo exposto do que na zona de formação de plasma.

5.3 Sistema de deteção/prevenção de gelo e controlo de escoamento baseado na impressão de atuadores a plasma de deslizamento com barreira dielétrica de descarga.

Durante o presente trabalho verificou-se que grande percentagem da potência aplicada é dissipada sob a forma de calor. Para além disso, verificou-se também que as temperaturas da superfície do atuador durante o seu funcionamento são bastante significativas o que demonstra que estes dispositivos podem ser utilizados em aplicações de degelo e prevenção de formação de gelo, combinando a capacidade de geração de calor com a capacidade de controlo de escoamento. Nesse sentido, desenvolveu-se um conceito de sistema de deteção/prevenção de acumulação de gelo e controlo de escoamento, o qual foi submetido como patente internacional, ref: WO2017IB55805 20170925, e que será explicado ao longo desta secção.

5.3.1 A problemática da acumulação de gelo em aeronaves

Em condições favoráveis, a formação de gelo pode ocorrer a partir da condensação de gotas de água no bordo frontal da asa das aeronaves. As acumulações de gelo são mais frequentes no bordo frontal das asas, cauda e motores, incluindo hélices ou pás de turbinas. A acumulação de gelo pode levar a um aumento de peso, criação de desequilíbrios aerodinâmicos, perturbação do escoamento local, redução do desempenho, perda crítica de controlo ou de sustentação, perda de aerodinâmica prematura e aumento da resistência. Assim, para prevenir a formação de gelo na superfície das aeronaves é necessário empregar um sistema adequado de proteção contra acumulação de gelo. Um sistema de proteção de gelo age como um sistema anti-gelo, prevenindo a sua formação, e/ou agindo enquanto sistema de degelo, derramando o gelo antes que este alcance uma espessura que o torne perigoso. O degelo pode ser realizado por diferentes métodos incluindo métodos mecânicos, geração de calor, utilização de químicos (líquidos ou gasosos, desenhados para reduzir a temperatura de congelamento da água) ou uma combinação de vários métodos. Cada um destes métodos apresenta vantagens, mas também inconvenientes tais como o elevado peso, consumo de energia ou a utilização de materiais perigosos. Para além disso, alguns destes métodos de anti-gelo e degelo são mecânicos e altamente complexos e, em alguns dos casos, prejudicam a performance aerodinâmica. Por outro lado, a função da maioria destes sistemas é limitada ao controlo de gelo e quando não existem condições favoráveis à

formação de gelo tornam-se inúteis e desnecessários para o melhoramento do desempenho de voo.

5.3.2 Descrição da invenção

A presente invenção divulga um sistema capaz de controlar o escoamento e simultaneamente realizar deteção de gelo, prevenção de formação de gelo e degelo sobre superfícies fazendo uso de um sistema único de deteção de gelo e um mecanismo de anti-gelo/degelo baseado numa configuração de três elétrodos que o torna muito mais eficiente. A figura 5.19 apresenta o referido sistema patenteado no documento WO2017IB55805 20170925.

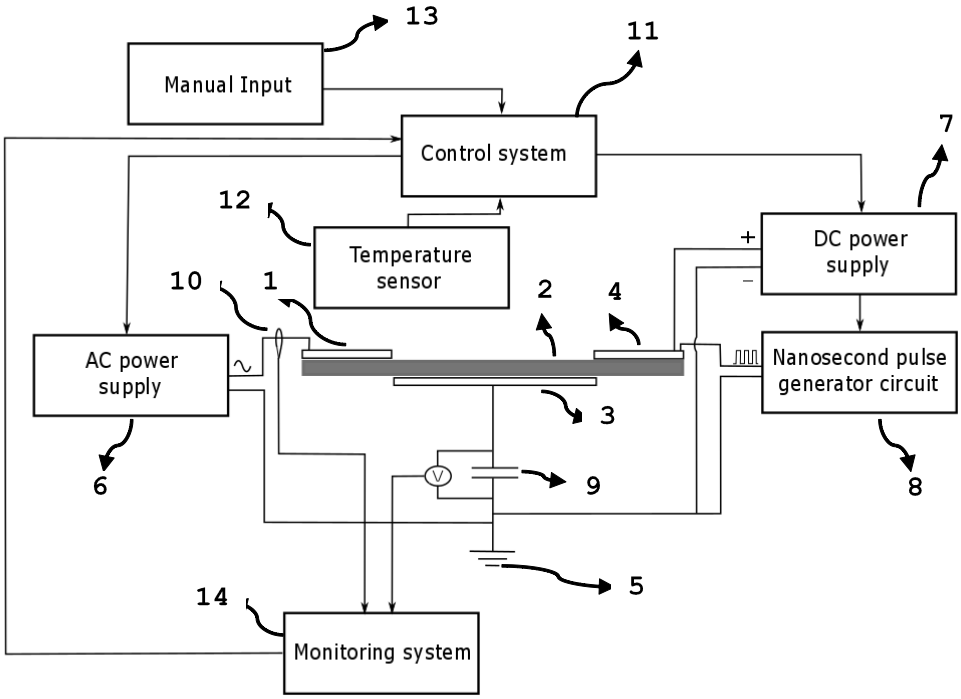


Figura 5.19: Sistema de deteção/proteção de gelo e controlo de escoamento baseado na impressão de atuadores a plasma de deslizamento com barreira dielétrica de descarga divulgado no documento WO2017IB55805 20170925.

Esta invenção compreende um atuador a plasma de barreira dielétrica de descarga composto por três elétrodos. A figura 5.19 mostra o esboço físico desta invenção onde os elétrodos de alta tensão podem ser distinguidos do material de barreira dielétrica (usualmente um polímero resistente a alta temperatura, vidro, Kapton ou teflon). Referindo-nos particularmente à Figura 5.19, um sensor/atuador simples desta invenção compreende: uma camada dielétrica, figura 5.19 (2), dois elétrodos posicionados na superfície da camada dielétrica, sendo que o elétrodo exposto AC, figura 5.19 (1), é excitado com tensão AC e o elétrodo de deslizamento/nanossegundo, figura 5.19 (4), que também se encontra exposto, é excitado por tensão continua com tendência para pulsos de duração nanossegundo e ainda um elétrodo embutido, figura 5.19 (3), que não fica exposto ao ar e é conectado ao plano terra, figura 5.19 (5). Um dos elétrodos é coberto por um material dielétrico e os restantes elétrodos são expostos ao escoamento livre. Ainda na figura 5.19 verificamos também o recurso a uma fonte de alimentação DC, figura 5.19 (7), uma fonte de alimentação AC, figura 5.19 (6), e um gerador de pulsos na gama nanossegundo, figura 5.19 (8). Os elétrodos encontram-se conectados a um gerador de alta tensão. Preferen-

cialmente, a distância entre o elétrodo exposto e o elétrodo embutido pode ser otimizada de maneira a aumentar o desempenho do atuador a plasma. A fonte de alimentação é configurada para gerar corrente alternada com magnitudes de frequências na ordem de quilohertz e amplitudes de tensão na ordem de quilovolt. Particularmente a fonte de alimentação pode originar uma tensão modulada. Quando o sinal de alta tensão AC, que é aplicado ao elétrodo exposto AC, apresenta suficientes amplitudes de tensão ($5 - 80\ kVpp$) e frequências ($1 - 60\ kHz$) uma alteração dinâmica do campo elétrico é produzida e o intenso campo elétrico ioniza parcialmente o ar adjacente produzindo plasma não térmico na superfície dielétrica. O ar ionizado propaga-se desde o lado frontal do elétrodo exposto AC para o elétrodo embutido criando uma trilha de plasma. A camada dielétrica não conduz prontamente a corrente, portanto previne a formação de arco elétrico entre os elétrodos, o que permite que o campo elétrico sugue o ar para baixo e forme o plasma. A diferença de potencial aplicada leva à alteração de iões carregados no plasma e alguns desses iões colidem com as moléculas de ar adjacentes, que ressaltam na mesma direção criando o chamado vento iónico. Desta maneira, o atuador a plasma acelera o fluido circundante. Neste modo, o principal mecanismo de controlo de escoamento passa pela indução de quantidade de movimento ao escoamento adjacente.

Quando o elétrodo de deslizamento/nanossegundo é excitado ao mesmo tempo com uma tensão DC com tendência para pulsos na gama de nanossegundo, forma-se uma ampla folha de plasma na superfície superior da camada dielétrica que cobre toda a superfície entre o elétrodo exposto de AC e o elétrodo de deslizamento/nanossegundo, que por sua vez também se encontra exposto. As colisões entre as partículas neutras e os iões acelerados originam uma força mássica no fluido circundante levando à formação do chamado vento iónico. A força mássica pode ser usada para induzir um desejado controlo de escoamento de um sistema fluido. Para os DBDs a quantidade de movimento do plasma e do fluido, induz um vórtice inicial que se propaga para jusante desde o elétrodo exposto AC até ao elétrodo de deslizamento/nanossegundo. A existência da barreira dielétrica introduz uma região de elevada quebra de força de campo elétrico e, portanto, leva a elevadas intensidades na região do plasma. A descarga de plasma gerada pelo DBD desencadeia a ionização das partículas contidas no gás que se encontra no ambiente circundante. O aquecimento do gás e da superfície devido à formação do plasma é causado pelo trabalho realizado pelos iões do campo elétrico, pela extinção das espécies eletronicamente excitadas e pelo impacto dos eletrões elásticos com o gás ambiente. O calor originado pela ionização é transmitido diretamente para a superfície sendo para aí posicionado pelo vento iónico e prevenindo deste modo a formação de gelo nessa superfície. De facto, uma grande parte do calor que é transferido para a camada dielétrica deriva da convecção do ar quente que flui sobre a sua superfície.

O atuador a plasma utilizado nesta invenção é um atuador do tipo DBD que gera o chamado plasma não térmico. A temperatura das partículas ionizadas neste tipo de plasma encontra-se tipicamente, e tal como ja foi demonstrado no presente trabalho, numa gama de 40^0C a 100^0C, e como tal a presença do plasma não apresenta efeitos destrutivos para os materiais nos quais são aplicados. A forma dos elétrodos do DBD pode opcionalmente ser alterada para formas circular ou de serpentina de modo a obter diferentes campos de força e fluxos de escoamento associados. Este sistema também compreende um módulo de controlo, figura 5.19 (11), que pode automaticamente controlar as fontes de alimentação de acordo com um critério predeterminado, permitindo a mudança automática entre os modos de funcionamento de deteção de gelo, anti-gelo e degelo, baseado no facto de que o aquecimento da superfície originado pela formação de plasma irá aumentar com o aumento da tensão aplicada e a tensão aplicada no modo de deteção de gelo é muito inferior à tensão aplicada nos modos de anti-gelo e degelo.

O sistema também inclui, pelo menos, um sensor de temperatura, figura 5.19 (12), cujo sinal de saída é usado para analisar a formação de gelo na superfície. O sensor permite determinar a presença de condições favoráveis à formação de gelo. Se há possibilidades de surgimento de condições favoráveis à formação de gelo, o sistema funciona em modo de deteção de gelo de modo a indicar o inicio da acumulação deste. Outros sinais de controlo, por exemplo relativos a condições meteorológicas, podem opcionalmente ser fornecidos ao sistema a partir do módulo de entrada de sinais de controlo, figura 5.19 (13). O módulo de controlo pode facilmente comutar entre modos, e em caso de não haver condições favoráveis à formação de gelo o sistema pode então ser usado como um dispositivo de controlo de escoamento. Mas em caso de deteção de formação de gelo sobre a superfície, o módulo de controlo ativa a fonte de alimentação ajustando apropriadamente os sinais de entrada dos elétrodos expostos e o sistema passa a funcionar em modo de degelo.
A tensão de funcionamento é medida a partir de uma sonda de alta tensão, figura 5.19 (10), e a corrente consumida pelo atuador a plasma DBD é obtida pela medição da tensão aos terminais do condensador de monitorização,figura 5.19 (9), que se encontra conectado ao plano terra. A tensão e corrente medidas durante o funcionamento do sistema podem ser obtidas pelo utilizador a partir do sistema de monitorização, figura 5.19 (14). O DBD é usado como um sensor detetor de gelo de maneira semelhante a um sensor capacitivo. Uma vez que as permissividades do ar, água e gelo são diferentes, a acumulação de carga na superfície do material dielétrico irá também ser diferente. A partir da medição do efeito de cada material no campo elétrico ou da carga na superfície, os diferentes materiais podem ser identificados.

5.3.3 Funcionalidades inovadoras da presente invenção em comparação com outros sistemas de prevenção de acumulação de gelo.

Este sistema apresenta um baixo consumo de energia, permite aumentar o desempenho e a resistência da fuselagem ou do motor apresentando também baixos custos de manutenção. Para além disso, não apresenta inconvenientes a nível de desempenho aerodinâmico, tal como aumento de resistência, e pode ser usado como um atuador para controlo de escoamento. Esta invenção integra várias tecnologias juntamente com as suas vantagens incluindo atuadores a plasma de barreira dielétrica de descarga para controlo de escoamento e aquecimento de superfície, descarga de deslizamento para obtenção de uma área de descarga mais extensa, descargas de pulsos de gama nanossegundo para um rápido aquecimento da superfície e impedimento de reformação de gelo, deteção de gelo a partir de perturbações do campo elétrico originadas pela presença de gelo e gotas de água, e fabricação desta placa de circuito elétrico a partir de tecnologia de impressão. Esta tecnologia tira partido do facto de que o atuador a plasma DBD poder ser usado tanto para controlo de escoamento como para aquecimento de superfície. Portanto este sistema é capaz de controlar o escoamento e simultaneamente realizar o degelo sobre superfícies. Nas seguintes subsecções são descritas de forma detalhada todas estas funcionalidades inovadoras da presente invenção

5.3.3.1 Atuador a plasma como dispositivo de degelo/anti-gelo e controlo de escoamento.

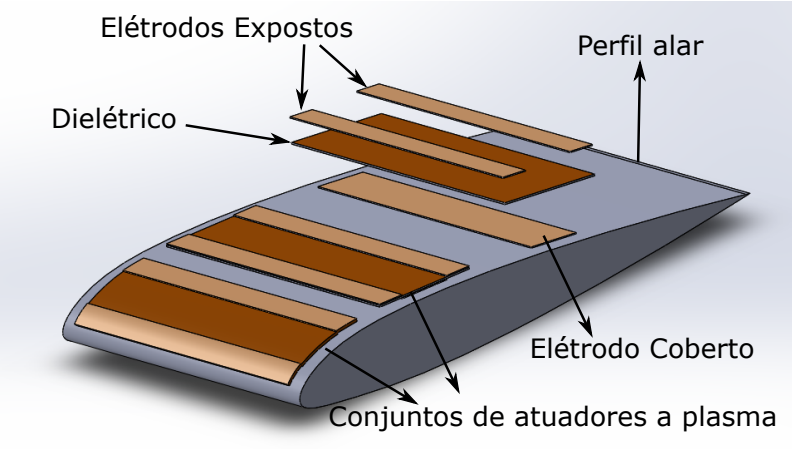
Tal como verificado ao longo do presente trabalho, o atuador a plasma DBD liberta energia durante a descarga dielétrica o que aumenta a temperatura da superfície na qual se encontra aplicado, permitindo prevenir a formação de gelo ou em caso da formação deste já ter ocorrido permite derretê-lo e expeli-lo da superfície. Estes atuadores podem funcionar em diferentes

modos dependendo do tipo de sinal de tensão de alimentação. Quando o DBD funciona com alta tensão AC a temperatura da superfície pode atingir temperaturas superiores a 100^0C, tal como já foi demonstrado ao longo do presente trabalho, sendo que estes valores de temperatura podem ser superados dependendo das características do material dielétrico. Deste modo, o vento iónico criado pelo atuador a plasma melhora o aquecimento da superfície a partir da convecção do ar aquecido para a superfície ao mesmo tempo que realiza controlo de escoamento permitindo por exemplo uma redução de resistência da força do ar e/ou aumento do coeficiente de sustentação. Por outro lado, quando um DBD é excitado por tensão pulsada de duração nanossegundo a temperatura junto à superfície é aumentada ($400\ K$ ($126,85^0C$) para pulsos com duração de $50\ ns$). Supõe-se que a vorticidade é criada pela onda de choque que é produzida a partir da camada de gás quente gerado durante o processo de rápido aquecimento no qual mais de 60% da energia da descarga é convertida em calor num período de tempo inferior a $1\ \mu s$. Tal como verificado no presente estudo, a amplitude da tensão aplicada e da frequência influencia a potência dissipada pelo atuador a plasma e, como tal, nesta invenção é também considerado um sistema para controlo das amplitudes de tensão e frequência que permite ajustar o funcionamento do atuador as necessidades de funcionamento. Deste modo, o mesmo sistema combina funcionalidades de controlo de escoamento e prevenção de acumulação e, como tal, mesmo quando as aeronaves viajam em meios nos quais não se verificam condições favoráveis à formação de gelo este sistema não se torna obsoleto, pois permite realizar controlo de escoamento podendo ser usado para diminuição da força de resistência do ar e melhoramento da sustentação.

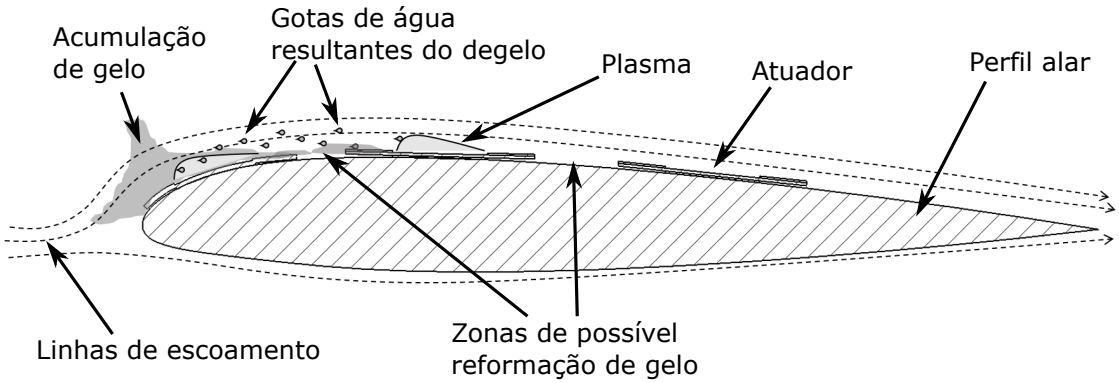
5.3.3.2 Atuador DBD em configuração de três elétrodos para área de descarga mais extensa e prevenção de reformação de gelo.

Dispositivos típicos de atuadores a plasma DBD compreendem dois elétrodos separados por uma barreira dielétrica. Como verificado ao longo do presente trabalho, a zona de formação de plasma é a zona da superfície do atuador que atinge temperaturas mais elevadas. Como tal, a área protegida da acumulação de gelo pela presente invenção depende do comprimento da região de descarga de plasma. Assim, na presente invenção faz-se uso de uma configuração de atuador baseada em três elétrodos permitindo originar uma descarga por deslizamento de modo a promover uma região de plasma mais extensa. Tal como foi explicado no capítulo 2, os atuadores DBD de deslizamento são compostos por dois elétrodos embutidos em cada um dos lados da camada dielétrica, tal como num dispositivo DBD convencional, e ainda um segundo elétrodo exposto alimentado por uma tensão continua. Isto resulta num deslizamento do espaço de carga entre os dois elétrodos expostos ao ar. Esta descarga é tão estável como a descarga de um atuador a plasma DBD simples e apresenta a vantagem de poderem ser usados em aplicações de larga escala porque a extensão da descarga pode ser aumentada ao longo de toda a distância presente entre os dois elétrodos expostos. Recorrendo à descarga por deslizamento a região de plasma é fortemente aumentada, o vento iónico criado junto à superfície é mais espesso e a velocidade máxima do jato produzido é ligeiramente aumentada. A figura 5.20 exemplifica a aplicação destes atuadores baseados em três elétrodos num perfil alar.

Na figura 5.20 b) podemos ver o atuador aplicado na superfície frontal da asa que representa uma das zonas mais criticas quanto à formação de gelo. Usando múltiplos sensores/atuadores pode-se então cobrir superfícies mais amplas. Quando se forma uma camada de gelo na zona frontal da asa, o sistema de atuadores será ativado em modo degelo removendo rapidamente o gelo da superfície. Neste caso o elétrodo exposto AC será excitado com alta tensão AC e



(a) Aplicação de atuadores a plasma ao longo de um perfil alar.



(b) Funcionamento dos atuadores em condições de degelo para um perfil alar.

Figura 5.20: Esquema de aplicação do sistema de proteção de acumulação de gelo num peril alar.

ao mesmo tempo o elétrodo de deslizamento/nanossegundo será alimentado com alta tensão de pulsos nanossegundo. Perante a formação de plasma sobre a superfície, a temperatura da superfície da asa aumenta para uma temperatura superior à temperatura de fusão da água. A formação de micro-ondas de choque juntamente com um rápido aquecimento do elétrodo de deslizamento/nanossegundo vai separar a camada de gelo da superfície. O gelo presente no bordo frontal da asa é derretido e vertido pelo escoamento em torno da asa. Algumas gotas de água resultantes do degelo realizado no bordo frontal da asa vão ser arrastadas pelo escoamento para a superfície da asa. Se a parte traseira da asa não se encontrar protegida, forma-se então uma camada de gelo na zona posterior à zona eficaz do plasma. Esta é uma preocupação também tida em conta na presente invenção e um dos motivos para a utilização de um terceiro elétrodo que pode ser excitado com pulsos nanossegundo. As gotas de água provenientes do derretimento do gelo nas regiões protegidas pelo atuador DBD podem voltar a congelar novamente na zona em que o atuador DBD não é tão eficaz, gerando uma camada de gelo secundária. Isto acontece porque a temperatura da superfície aquecida pelo plasma decresce ao longo da região de plasma, tal como foi verificado experimentalmente no presente estudo. Por isso, de modo a alargar a deposição de energia na superfície pelo atuador a plasma de deslizamento DBD, o segundo elétrodo exposto do atuador funciona com uma tensão continua positiva/negativa com tendência para pulsos de gama nanossegundo. Deste modo, recorrendo ao rápido aquecimento

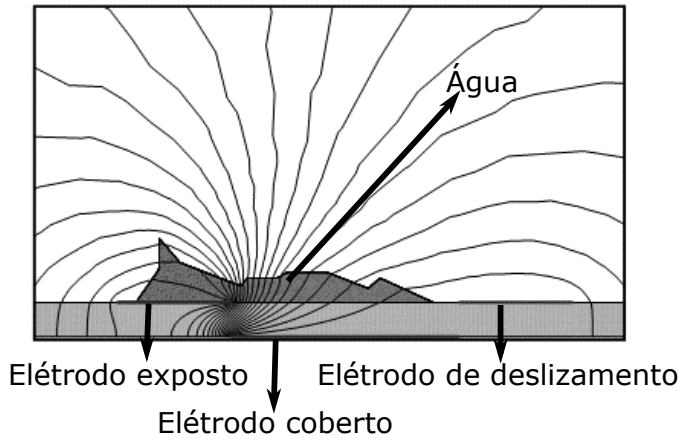
da superfície e também à formação de micro-ondas de choque, este sistema permite expelir da superfície as gotas de água provenientes do gelo derretido, atuando assim como um sistema que impede a reformação de gelo nas zonas em que o atuador não consegue realizar o degelo de forma tão eficaz. Uma parte desta camada de gelo que se reforma será derretida por intermédio do calor produzido pelo elétrodo de pulso na gama nanossegundo e a porção restante será derretida pelo segundo sensor/atuador que se encontra instalado na superfície, tal como demonstra a figura 5.20. Assim, as vantagens da descarga de deslizamento e as vantagens de um atuador DBD excitado por pulsos de gama nanossegundo encontram-se combinadas, de modo a obter uma ação de prevenção de acumulação de gelo muito mais eficaz.

5.3.3.3 Atuador a plasma como sensor detetor de formação de gelo

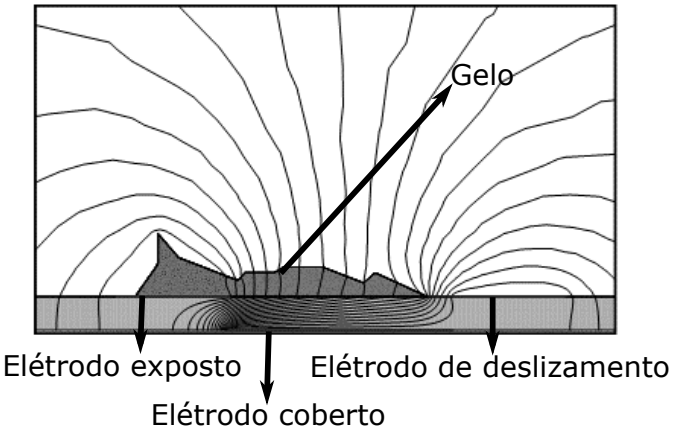
Num sistema de prevenção de acumulação de gelo é essencial conter sensores de formação de gelo pois estes permitem determinar se é ou não necessária a realização de degelo, e em caso de realização de degelo quais os parâmetros necessários para que o degelo seja eficaz. Na maioria dos sistemas de deteção de gelo de aeronaves, os sensores não podem ser colocados exatamente nas superfícies das asas uma vez que eles têm de estar obrigatoriamente livres de possíveis formações de gelo. Por outro lado, a adição de sensores salientes prejudica gravemente a aerodinâmica das aeronaves. Embora diversas tentativas tenham sido feitas para produção de detetores de gelo estes acabam sendo limitados pela sua precisão, pela sua incapacidade de distinção de gelo e água [231] e pela sua incapacidade de medição da espessura de gelo.

Atuadores a plasma DBD podem ser considerados como um sistema de condensadores e, como tal, a presente invenção emprega os mesmos princípios de funcionamento de um detetor capacitivo de gelo e utiliza o atuador a plasma DBD como um sensor detetor de gelo. Diversos detetores capacitivos de gelo estão descritos na literatura para detetar camadas de gelo numa superfície, de maneira que com base nos mesmo princípios é possível um atuador a plasma funcionar também como um sensor. A figura 5.21 mostra as perturbações do campo elétrico perto da superfície do sensor-atuador devido a contaminações externas tais como água e camada de gelo. O elétrodo exposto AC neste modo funciona com uma determinada tensão e o elétrodo embutido e o elétrodo de deslizamento/nanossegundo agem como recetores de cargas.

O campo elétrico perto da superfície permite distinguir a presença de uma camada de gelo ou uma camada de água que cubram parcialmente a superfície, tal como demonstra a figura 5.21. O valor físico de um condensador depende da constante dielétrica do material isolante. As propriedades elétricas da água são alteradas consoante o seu estado físico (sólido, líquido ou gasoso), portanto, se por exemplo tivermos vapor de água entre os elétrodos do condensador e este solidificar formando gelo, o valor de capacidade do condensador vai variar. Quando se aplica um diferencial de tensões entre os elétrodos, é induzida uma corrente elétrica através do condensador que leva a uma acumulação de eletrões. A diferenciação entre gelo e água pode ser determinada a partir da medição de alterações da constante dielétrica, sendo que esta medição pode ser realizada a partir da medição da carga do elétrodo. Recorrendo a este princípio, o DBD funciona como sensor detetor de gelo. A tensão de excitação que é necessária para propósitos de deteção de gelo é baixa e pode ser definida de acordo com a capacidade usada para medição das cargas da superfície. O sensor de gelo consequentemente notifica a existência de gelo ao sistema de maneira que este pode precisamente e cuidadosamente derreter o gelo nos pontos em que é necessário e unicamente quando é necessário.



(a) Perturbação externa devido a acumulação de água.



(b) Perturbação externa devido a acumulação de gelo.

Figura 5.21: Perturbações do campo elétrico perto da superfície do sensor-atuador devido a contaminações externas tais como água e camada de gelo.

5.3.3.4 Possibilidade de fabricação por impressão de circuitos

As tecnologias de impressão, como impressão por jato de tinta condutora/isoadora, podem ser usadas para produzir uma rede de atuadores a plasma DBD permitindo o revestimento de grandes superfícies. As tecnologias de impressão de circuitos têm recebido uma larga atenção como uma alternativa viável à produção de atuadores e sensores devido à simplicidade dos passos de processamento, redução de materiais usados, baixos custos de fabricação e técnicas simples de padronização. Além disso, esta tecnologia permite o controlo da espessura e quantidade de tinta aplicada, permite uma boa definição das áreas impressas e a possibilidade de desenvolver sistemas em superfícies que não sejam planares permitindo a adaptação dos sistemas de acordo com os requisitos desejados. A ampla variedade de materiais disponíveis para impressão (condutores, semicondutores e dielétricos) bem como a possibilidade de desenvolver novas formulações permitem a produção de atuadores a plasma DBD a partir de técnicas de impressão [232, 233]. O acoplamento de sensores e atuadores permite a redução do tamanho do atuador DBD permitindo o mesmo efeito de controlo com tensões inferiores e desse modo aumentando o rendimento.

A figura 5.22 esquematiza uma vista de cima de uma asa de aeronave equipada com uma rede destes sistemas de sensores/atuadores DBD, fabricados a partir tecnologia de impressão

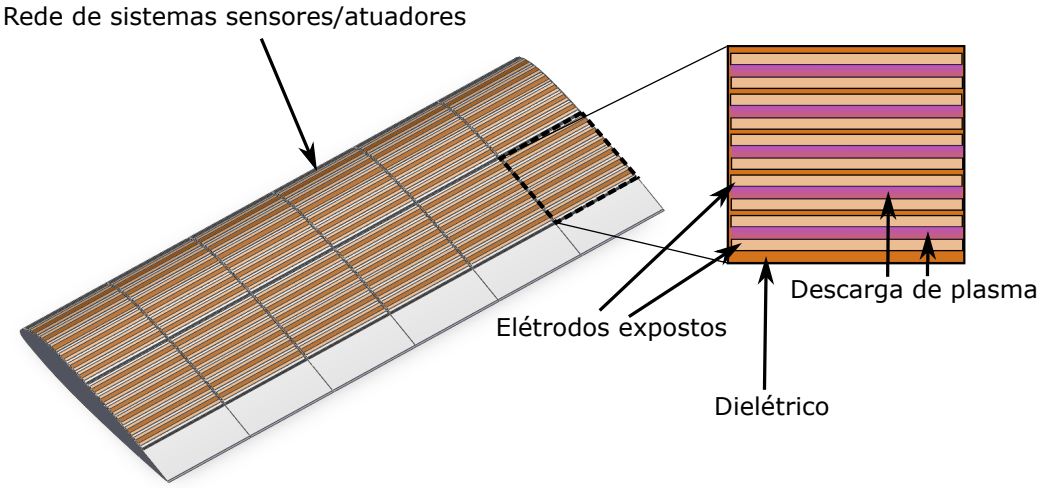


Figura 5.22: Rede de sistemas sensores/atuadores implementados em asa de aeronave.

de circuitos como superfícies flexíveis embutidas. Os conjuntos de sensores/atuadores DBD encontram-se escalonados entre eles e são conectados em paralelo formando uma rede de sensores/atuadores capaz de cobrir toda a superfície aerodinâmica. Esta rede de atuadores compreende diversas folhas flexíveis em que cada uma delas contém múltiplos sensores/atuadores DBD destinados a serem aplicados em superfícies, para controlo destas, e preparados para gerar múltiplas descargas de plasma de modo a induzirem um escoamento de partículas quentes ionizadas na direção de superfície. Recorrendo a tecnologia de impressão de circuitos, a personalização das dimensões dos sensores/atuadores DBD é algo que se realiza com extrema facilidade. A produção de faixas contínuas e flexíveis de redes de sensores/atuadores DBD a partir de tecnologia de impressão assegura ainda a redução de custos de instalação e manutenção.

5.3.4 Aplicações.

A presente invenção tem diversas aplicações industriais, principalmente aplicações nas quais seja útil deteção e prevenção de acumulação de gelo, bem como o controlo de escoamento tendo em vista o aumento do rendimento aerodinâmico. Assim sendo, a presente invenção tem grande potencial de aplicação em componentes de aeronaves, tais como:

- Asas fixas.
- Estabilizadores.
- Admissão de motores a jato.
- Entrada de motores.
- Pás do rotor de helicópteros.
- Pás rotativas.
- Pás de turbinas de ar.
- Pás de turbinas eólicas.

Para além disso, a presente invenção apresenta também aplicabilidade como sistema de degelo em sistemas tubulares críticos.

Capítulo 6

Conclusões finais e trabalhos futuros.

O presente capítulo visa sintetizar todo o trabalho desenvolvido ao longo do presente estudo, bem como as principais conclusões obtidas. Para além disso visa estipular possíveis trabalhos futuros de elevado interesse cientifico.

6.1 Síntese global

O presente trabalho focou-se no estudo de atuadores a plasma DBD apresentando uma análise exaustiva das características mecânicas, térmicas elétricas destes dispositivos, tendo em vista a sua utilização em aplicações no campo da termofluidodinâmica. Para tal, foi primeiramente desenvolvida uma instalação experimental com os recursos de instrumentação necessários para esse efeito. Os atuadores a plasma são alimentados com alta tensão e elevada frequência gerando, na região de descarga de plasma, um forte campo elétrico. Devido a esta natureza de funcionamento a grande maioria dos métodos de análise convencionais não podem ser aplicados no estudo de atuadores a plasma, tornando-se impraticaveis devido à elevada interferência eletromagnética gerada pelo funcionamento destes dispositivos. Como tal, numa primeira fase do presente trabalho, o foco de estudo residiu na adaptação de técnicas experimentais aplicáveis ao estudo dos atuadores a plasma, bem como ao desenvolvimento de novas técnicas experimentais. Nesta parte do trabalho desenvolveu-se uma técnica calorimétrica não-intrusiva, introduzida pela primeira vez na literatura com o presente trabalho, e que permite quantificar a potência calorifica gerada pelo funcionamento de atuadores a plasma.
Após a primeira fase de estudo e desenvolvimento de técnicas experimentais aplicáveis a atuadores a plasma, o presente trabalho focou-se no estudo das características elétricas e mecânicas destes dispositivos. A caracterização dos parâmetros elétricos é de elevada importância na medida em que permite saber os requisitos de alimentação necessários para o funcionamento dos atuadores, tais como potência consumida ou nível de tensão necessário para a ocorrência de formação de plasma. Após a caracterização elétrica dos atuadores, procedeu-se à análise do comportamento destes dispositivos do ponto de vista da mecânica dos fluidos, análise esta também de elevado interesse cientifico, pois permite averiguar o modo como os atuadores transferem quantidade de movimento e influenciam o fluido adjacente, tendo em vista a aplicabilidade destes dispositivos em controlo ativo de escoamentos. Nesta análise foram, em primeira instância, utilizadas técnicas de visualização com recurso a laser e partículas marcadoras e técnicas de visualização *Schlieren*, técnicas estas que permitiram analisar qualitativamente o comportamento do escoamento induzido por atuadores a plasma. Após as análises qualitativas, seguiram-se as análises quantitativas, tendo-se começado pela análise PIV do campo de velocidades de escoamento induzido por atuadores a plasma. Verificada alguma a ocorrência de alguma debilidade na técnica PIV desenvolvida, as velocidades de escoamento induzido foram caracterizadas através de técnicas de tubo de Pitot, técnica esta que permitiu obter os perfis de velocidades de escoamento induzido por diferentes atuadores a plasma. A partir dos perfis de velocidades de escoamento induzido foi calculada a potência mecânica exercida pelos atuadores no fluido adja-

cente e, fazendo uso deste parâmetro e da potência elétrica aplicada, foi também quantificado o rendimento mecânico. O rendimento mecânico dos atuadores a plasma é um parâmetro que quantifica o rendimento destes dispositivos no processo de transferência de energia cinética para o fluido adjacente e, como tal, é um parâmetro de elevada importância para a otimização de atuadores a plasma para aplicações de controlo ativo de escoamentos.

Durante a análise de atuadores a plasma para controlo ativo de escoamento, bem como durante a análise do comportamento térmico destes dispositivos, o presente trabalho focou-se no estudo da influência da espessura da camada dielétrica e também no estudo de novos materiais dielétricos que constituem boas alternativas para fabrico de atuadores a plasma. O estudo da influência da espessura da camada dielétrica é de elevada importância na medida em que permite averiguar os valores de espessura dielétrica que otimizam o rendimento aerodinâmico ou rendimento térmico, dependendo das aplicações desejadas. É sabido que os atuadores a plasma sofrem desgaste da camada dielétrica, provocado pela avalanche de eletrões que é projetada contra a barreira. Quanto maior o nível de tensão aplicado mais rápido o desgaste provocado na camada dielétrica mas, por outro lado, também melhores os rendimentos dos atuadores. Considerando este panorama, o estudo de materiais dielétricos que possam servir como alternativa ao uso do Kapton é de elevado interesse cientifico, pois é necessário encontrar materiais que ofereçam maior durabilidade, permitindo o funcionamento destes dispositivos com níveis de tensão mais elevados, o que por sua vez promove a otimização dos rendimentos destes dispositivos. Nesse sentido, foram estudados materiais como borracha de poli-isobutileno, silicone acética e ácido polilático, materiais estes cuja utilização na fabricação de atuadores a plasma não havia sido reportada na literatura até à data, mas que são materiais dielétricos que apresentam características dielétricas bastante interessantes do ponto vista de utilização em atuadores a plasma.

Tendo em vista a otimização de atuadores a plasma DBD foi desenvolvida e apresentada uma nova configuração de atuador a plasma: *"Stair Shaped Dielectric Barrier Discharge Plasma Actuator"*. Esta nova configuração visa aumentar as amplitudes de velocidade do escoamento induzido mantendo a elevada durabilidade da camada dielétrica do atuador, efeito este que resulta num aumento de rendimento mecânico do atuador. Esta inovadora configuração mantém a simplicidade de fabricação de um atuador convencional sem requerer o uso de processos de fabricação complexos ou dispendiosos. Foram então construídos e testados experimentalmente diferentes atuadores baseados neste conceito de SSDBD, tendo sido quantificadas as velocidades de escoamento induzido e o rendimento mecânico destes dispositivos.

A força de resistência do ar sobre veículos terrestres em movimento é um fator com elevada influência negativa no desempenho destes, podendo representar cerca de 65% das forças de atrito em veículos pesados em vias rápidas. Assim, é de extrema importância o estudo de atuadores a plasma para controlo de escoamentos sobre veículos, tendo em vista a redução da força de resistência do escoamento e consequente redução de custos de combustível e de impacto ambiental. Como tal, durante o presente trabalho foram construídos modelos que representam a geometria da traseira de veículos, e que posteriormente foram testados em túnel de vento. Foram aplicados atuadores a plasma para controlo da zona de separação do escoamento, tendo em vista a redução da zona de recirculação formada na traseira do veículo e, consequente, otimização de aerodinâmica do veículo.

Para além das possíveis aplicações dos atuadores a plasma no campo de controlo de escoamentos, estes dispositivos também apresentam possíveis aplicações no campo da transferência de calor. No entanto, durante o presente trabalho verificou-se alguma falta de informação na literatura relativa ao comportamento térmico de atuadores a plasma DBD. Perante este contexto,

o estudo dos mecanismos de geração de calor presentes no funcionamento destes dispositivos e a quantificação dos diversos parâmetros térmicos constituem um elevado contributo cientifico. A técnica experimental não-intrusiva baseada em princípios calorimétricos foi então aplicada ao estudo dos atuadores de plasma permitindo quantificar a potência térmica total gerada pelo funcionamento destes dispositivos. Recorrendo a um método analítico, estabelecido na literatura, foi quantificada a geração de calor por efeito de histerese dielétrica e comparada com a geração de calor total, o que permitiu explicar os mecanismos de geração de calor de atuadores a plasma DBD. O rendimento de geração de calor foi também quantificado e analisado do ponto de vista de utilização em aplicações do campo da transferência de calor, tendo em conta que em determinadas aplicações a geração de calor é benéfica enquanto que noutras nem tanto. As temperaturas de superfície de atuadores a plasma foram também caracterizadas por intermédio de medições de infravermelhos. Apesar do Kapton ser o material dielétrico mais utilizado pela maioria dos autores, os estudos sobre as temperaturas de superfície em atuadores a plasma de Kapton com diferentes espessuras eram inexistentes. Como tal, quantificaram-se as temperaturas de superfície de atuadores de Kapton com diferentes espessuras de camada dielétrica, e também atuadores feitos de materiais dielétricos alternativos. Primeiramente as medições de temperaturas de superfície foram realizadas para condições de ar quiescente, no entanto a esmagadora maioria das aplicações dos atuadores a plasma implica a existência de um escoamento imposto, escoamento este que tem influência na distribuição de temperaturas da superfície em que os atuadores são aplicados. Como tal, foi estudada a influência de um escoamento externo no comportamento térmico de diferentes atuadores a plasma DBD.

Os atuadores a plasma apresentam excelentes características térmicas, sendo que entre 50% a 90% da potência aplicada a estes dispositivos é libertada sob a forma de calor. Tendo em conta a capacidade de geração de calor destes dispositivos, o presente trabalho foi finalizado com o desenvolvimento de um sistema de deteção e prevenção de acumulação de gelo em aeronaves, baseado num atuador a plasma de três elétrodos, sistema este com funcionalidades totalmente inovadoras que motivaram à submissão de uma patente internacional. A acumulação de gelo em aeronaves é um problema real que pode levar a um aumento de peso, criação de desequilíbrios aerodinâmicos, perturbação do escoamento local, redução do desempenho, perda crítica de controlo ou de sustentação, perda de aerodinâmica prematura e aumento da resistência. O sistema desenvolvido neste trabalho permite combinar a capacidade de controlo de escoamento e a capacidade de realização de degelo dos atuadores a plasma, o que faz com que este sistema não se torne obsoleto mesmo quando as aeronaves circulam em ambientes sem condições favoráveis à formação de gelo. Para além disso, combina funcionalidades como deteção de acumulação de gelo a partir do atuador, que funciona também como sensor, capacidade de geração de uma descarga de plasma mais extensa, permite expelir as gotas de água resultantes da fusão do gelo, e ainda apresenta uma fácil aplicação podendo ser fabricado como uma folha fina e flexível.

6.2 Conclusões finais

O presente trabalho permitiu tirar diversas conclusões sobre as características elétricas, mecânicas e térmicas dos atuadores a plasma bem como sobre a aplicabilidade destes no campo da termofluidodinâmica. Como tal, as diversas conclusões obtidas no decorrer do presente trabalho são seguidamente sintetizadas por cada um dos tópicos investigados.

6.2.1 Caracterização elétrica

A caracterização elétrica de atuadores a plasma permitiu concluir que a forma de onda da tensão apresenta uma forma sinusoidal, enquanto que a forma de onda da corrente apresenta um comportamento aparentemente sinusoidal mas com uma série de picos de elevada amplitude. Concluiu-se que estas séries de picos são resultado de cada micro-descarga que produz uma rápida mudança da impedância elétrica do atuador e, como tal, podem ser observados 2 vezes por cada ciclo AC, indicando o tempo exato em que cada micro-descarga ocorre. Uma vez que a potência está diretamente relacionada com a corrente, estas séries de picos de elevada amplitude são também observadas na forma de onda da potência mas, neste caso, as séries de picos são observados uma vez por cada período. Os atuadores a plasma apresentam um comportamento semelhante ao de um condensador e, portanto, a corrente e a tensão apresentam uma desfasagem de aproximadamente 90^0. Concluiu-se que este comportamento das formas de onda se verifica para qualquer tipo de atuador a plasma do tipo ac-DBD, não sofrendo influência da espessura da camada dielétrica nem do tipo de material dielétrico.

Relativamente à potência consumida conclui-se que, para o mesmo nível de tensão, a potência consumida será menor quanto maior for a espessura da camada dielétrica, sendo que o consumo de potência aumenta de forma exponencial com o aumento da tensão aplicada. Concluiu-se ainda que a tensão de *breakdown* aumenta com o aumento da espessura da camada dielétrica e, perante isto, quanto maior for a espessura da camada dielétrica maior terá de ser a amplitude da tensão aplicada para que este realize a descarga de plasma. Verificou-se também que os valores de capacidade dos atuadores a plasma são inferiores para atuadores com camadas dielétricas mais espessas o que demonstrou uma vez mais a semelhança entre um atuador a plasma e um condensador, dado que a capacidade destes componentes também diminui com o aumento da distância entre os elétrodos.

A partir da caracterização elétrica de atuadores a plasma com diferentes materiais dielétricos concluiu-se que, independentemente do material dielétrico usado, a potência consumida irá evoluir exponencialmente com o aumento do nível de tensão aplicada. No entanto, concluiu-se também que esta evolução será mais brusca ou não dependendo do material dielétrico. Verificou-se ainda que o atuador de PLA apresenta consumos de potência semelhantes ao atuador de Kapton, enquanto que o atuador de silicone apresenta consumos de potência semelhantes ao atuador de borracha PIB, sendo que estes últimos dois atuadores apresentam consumos de potência inferiores aos atuadores de Kapton e de PLA. Concluiu-se também que atuador de PLA tem alguma dificuldade em suster níveis de tensão mais elevados, tendo apresentado rápida degradação, sendo que por vezes chegou mesmo a ocorrer rutura total da camada dielétrica após alguns segundos de funcionamento. Por outro lado, os atuadores de silicone e borracha PIB demonstraram um comportamento oposto, demonstrando capacidade para funcionar com níveis de tensão mais elevadas e apresentando uma degradação da camada dielétrica mais lenta. Concluiu-se que a tensão de *breakdown* varia com o tipo de material dielétrico utilizado sendo que, dos dielétricos testados, o PLA e a borracha PIB apresentaram tensões de *breakdown* superiores ao Kapton, enquanto que o atuador fabricado com silicone acética apresentou um valor de tensão de *breakdown* inferior de aproximadamente $2,74\ kVpp$. No que diz respeito às capacidades dos atuadores, concluiu-se que estas também variam com o tipo de material dielétrico usado, tendo-se verificado que os valores da capacidade efetiva rondam os $25\ pF$ e os $30\ pF$ e os valores de capacidade a frio encontram-se compreendidos entre os $10\ pF$ e os $15\ pF$, com exceção do atuador de borracha PIB que apresentou valores de capacidade a frio consideravelmente mais baixos, cerca de $4\ pF$.

6.2.2 Caracterização do escoamento induzido e aplicabilidade em controlo ativo de escoamentos

As visualizações de escoamento demonstraram que, em condições de ar quiescente, assim que o atuador é ligado este vai transferir quantidade de movimento para o ar adjacente e induzir um escoamento que leva à formação de um vórtice de inicialização do atuador, vórtice este que irá crescer e dissipar-se a jusante do atuador. Concluiu-se que a evolução deste vórtice de inicialização, e o intervalo de tempo necessário para o atuador alcançar um escoamento induzido estacionário, depende dos parâmetros elétricos do sinal de alimentação, neste caso tensão e frequência aplicadas, e também da espessura da camada dielétrica do atuador. Os resultados obtidos permitiram concluir que quanto maior a frequência e/ou a tensão aplicada, mais rapidamente o vórtice de inicialização é gerado e dissipado. Por outro lado, concluiu-se que o aumento da espessura da camada dielétrica do atuador retarda a formação e dissipação do vórtice de inicialização, diminuindo também o diâmetro por este apresentado. As visualizações através de técnicas *Schlieren* demonstraram que à medida que a amplitude da tensão aplicada aumenta, o jato produzido pelo atuador a plasma torna-se cada vez mais visível e melhor definido. Os resultados obtidos por técnicas *Schlieren* permitiram também concluir que, quanto maior a tensão aplicada maior a quantidade de movimento que é transferida para o ar adjacente. Verificou-se ainda que o calor libertado pelo atuador a plasma é bastante visível nas visualizações *Schlieren*, tendo-se concluído que as variações de densidade do meio observadas são em parte originadas pelo escoamento induzido, mas em grande parte também pelo calor gerado na descarga de plasma, que acaba por ser arrastado e dissipado pelo escoamento.

As técnicas de medição PIV demonstraram que devido à descarga de plasma, o ar circundante é sugado na direção da superfície em que o atuador se encontra aplicado e posteriormente acelerado para jusante do atuador. Concluiu-se que esta técnica experimental de medição de velocidades apresenta uma grande vantagem em relação a outras técnicas de medição, pois permite obter campos vetorizados de velocidades e permite obter uma análise mais completa do comportamento do escoamento. No entanto, concluiu-se que esta técnica é de difícil implementação, principalmente devido às dificuldades de *seeding* e à reflexão de luz junto à parede que, no caso do presente trabalho, impediu a obtenção de melhores resultados.

Por sua vez, a técnica de tubo de Pitot permitiu concluir que a zona de escoamento seriamente afetada pela operação dos atuadores se encontra a menos de $5\ mm$ de distância da superfície em que o atuador é aplicado, o que demonstra que o escoamento induzido atua principalmente na zona junto à parede, sendo que as amplitudes de velocidade mais elevadas são encontradas a $1,5\ cm$ de distância do elétrodo exposto. Concluiu-se ainda que a velocidade de escoamento induzido depende da tensão aplicada, sendo que com o aumento da tensão aplicada, as velocidades do escoamento induzido apresentam maiores amplitudes. Esta relação verifica-se para atuadores a plasma com diferentes espessuras de camada dielétrica ou com diferentes materiais dielétricos. Para além da amplitude das velocidades, também a região afetada pelo escoamento induzido aumenta para níveis de tensão aplicada mais elevados.

Através da análise de atuadores a plasma com diferentes espessuras de camada dielétrica concluiu-se que, para o mesmo nível de tensão aplicado, os atuadores com camadas dielétricas mais finas permitem atingir maiores velocidades de escoamento induzido e, como tal, transferem maior quantidade de movimento para o ambiente adjacente. No entanto, concluiu-se também que quanto maiores os níveis de tensão aplicada maiores as velocidades de escoamento induzido e, uma vez que os atuadores a plasma com camadas dielétricas mais espessas permitem um funcionamento com níveis de tensão mais elevados, então estes atuadores apresentam maior

facilidade em induzir amplitudes de velocidade mais elevadas. Este comportamento reflete-se também no rendimento mecânico de atuadores a plasma com diferentes espessuras de camada dielétrica. Neste aspeto, concluiu-se que o rendimento mecânico dos atuadores a plasma depende da espessura da camada dielétrica, sendo que o rendimento é maior para atuadores a plasma com camadas dielétricas mais finas. Por outro lado, verificou-se que os valores de rendimento mecânico aumentam para tensões mais elevadas e, como tal, concluiu-se que quanto maior a tensão aplicada melhor o rendimento mecânico do atuador a plasma. Uma vez que os atuadores a plasma com camadas dielétricas mais espessas apresentam maior durabilidade, e conseguem suster maiores níveis de tensão aplicada, verificou-se também que estes atuadores permitem atingir melhores rendimentos mecânicos, pois podem funcionar com níveis de tensão superiores aos níveis suportados por atuadores a plasma mais finos.

Relativamente à análise de atuadores com materiais dielétricos alternativos, o atuador fabricado em PLA demonstrou alguma incapacidade em suster níveis de tensão superiores a $10\ kVpp$, apresentando uma degradação muito mais rápida que a dos restantes materiais testados. No entanto, verificou-se também que a durabilidade deste pode depender de como é fabricado, sendo que atuadores que ficaram ligeiramente mais compactos apresentaram melhores durabilidades. Verificou-se também que a amplitude das velocidades induzidas aumenta com o aumento da tensão aplicada, independentemente do material dielétrico usado. Da mesma maneira, também a área afetada pelo escoamento induzido aumenta para níveis de tensão aplicada superiores. Concluiu-se ainda que, para o mesmo nível de tensão aplicada, o atuador de Kapton permite atingir maiores velocidades de escoamento induzido que os restantes atuadores testados. No entanto, quanto maiores os níveis de tensão aplicados, maiores as velocidades de escoamento induzido e, uma vez que os atuadores borracha de PIB e de silicone acética permitem um funcionamento com níveis de tensão mais elevados, por sua vez estes atuadores apresentam também maior facilidade em induzir amplitudes de velocidades superiores, sem risco iminente de rutura total da camada dielétrica. A nível de rendimento mecânico, concluiu-se que independentemente do material dielétrico usado o rendimento mecânico dos atuadores aumenta para níveis de tensão mais elevados e, como tal, o atuador de silicone foi o atuador que permitiu obter melhores rendimentos tendo-se estes verificado para os níveis de tensão aplicada de $12\ kVpp$ e $13\ kVpp$. Por sua vez, o atuador de borracha de PIB apresentou valores de rendimento também bastantes interessantes, sendo que para tensões aplicadas de $9\ kVpp$, $10\ kVpp$ e $11\ kVpp$ foi o atuador que apresentou melhores rendimentos mecânicos. Por sua vez, o atuador de PLA apresentou rendimentos semelhantes aos do atuador de Kapton. Esta análise permitiu concluir que a nível de durabilidade o atuador de PLA fica muito aquém dos restantes materiais testados. Por outro lado, a borracha PIB e a silicone acética são materiais que devem ser vistos como excelentes alternativas aos atuadores de Kapton, pois apresentam boa durabilidade e, para além disso, permitem obter melhores rendimentos mecânicos.

Os testes experimentais realizados sobre atuadores em configuração SSDBD permitiram concluir que a disposição da camada dielétrica em forma de escada não influencia o comportamento geralmente apresentado pelas formas de onda de tensão e corrente aplicadas, no entanto, tem influência na potência consumida pelo atuador a plasma, níveis de carga atingidos, tensão de *breakdown* e capacidade. Dependendo dos parâmetros geométricos dos atuadores SSDBD, estes podem apresentar consumos de potência superiores aos apresentados por um atuador convencional, tendo-se concluído que quanto mais acentuada for a redução de espessura da camada dielétrica ao longo do elétrodo exposto, maior será a potência consumida. Para além disso, concluiu-se também que quanto mais acentuada for a diminuição da espessura da camada dielétrica ao longo do elétrodo exposto maior será a capacidade do atuador.

Relativamente às velocidades induzidas, os resultados obtidos demonstraram que que para níveis de tensão de $8\ kVpp$ e de $9\ kVpp$ todos os atuadores do tipo SSDBD testados permitem atingir velocidades de escoamento induzido superiores às velocidades de escoamento induzidas pelo atuador de configuração convencional. Um dos casos de teste apresentou sempre velocidades de escoamento induzido superiores às apresentadas pelo atuador de espessura de camada dielétrica constante, independentemente do nível de tensão aplicado. Relativamente à potência e rendimento mecânicos, verificou-se que para os níveis de tensão de $7\ kVpp$, $8\ kVpp$ e $9\ kVpp$ todos os atuadores SSDBD testados apresentaram maiores potências mecânicas e melhores rendimentos que o atuador convencional. Deste modo concluiu-se que a configuração SSDBD permite gerar velocidades de escoamento induzido mais elevadas que uma configuração convencional, não perdendo a sua robustez e durabilidade. Para além disso, concluiu-se também que esta configuração inovadora permite aumentar consideravelmente o rendimento mecânico dos atuadores a plasma.
Relativamente aos testes realizados em túnel de vento, demonstrou-se que na traseira do modelo origina-se uma zona de recirculação, zona esta que pode ser reduzida através da aplicação de atuadores a plasma, que atrasam a separação do escoamento e promovem a adesão deste à superfície do corpo. Dos ângulos de traseiras testados concluiu-se que o ângulo de inclinação de 60^0 foi o caso de teste em que a atuação da descarga de plasma foi mais evidente. Concluiu-se que a aplicação de apenas um atuador a plasma na primeira zona de separação do escoamento permite visualizar algum efeito no controlo do escoamento, no entanto, este efeito nem sempre é significativo tornando-se difícil de detetar através dos perfis de velocidade obtidos. Assim, concluiu-se que para obtenção de um controlo mais eficaz, deve-se utilizar mais que um atuador de modo a que estes atuem sobre uma área mais extensa. Os atuadores a plasma demonstraram também ser eficazes na eliminação de efeitos tridimensionais, tendo-se concluído que a aplicação de um atuador a plasma ao longo de todo canto de um corpo BFS representa o posicionamento mais eficaz na mitigação da bolha de recirculação gerada nessa zona.

6.2.3 Caracterização térmica e aplicabilidade ao campo da transferência da calor

A partir da análise da potência térmica dissipada por atuadores a plasma concluiu-se que, para níveis de tensão mais reduzidos, a potência aplicada é dissipada no dielétrico sob a forma de calor, pois os atuadores ainda não apresentam descarga de plasma. Deste modo, a potência consumida pelos atuadores é dissipada na sua totalidade na camada dielétrica sob a forma de calor, devido ao fenómeno de histerese dielétrica. À medida que a tensão aplicada se aproxima dos níveis de tensão de *breakdown*, o valor de potência consumida torna-se consideravelmente superior ao valor de potência térmica dissipada pela camada dielétrica, o que demonstra que parte da potência aplicada ao atuador começa a ser utilizada na formação de plasma. Assim, concluiu-se que, para estes níveis de tensão entre $2\ kVpp$ e $3,5\ kVpp$, apesar do plasma ainda não ser visível, a formação deste já começa a ocorrer e, como tal, inicia-se a ionização do ar e parte da potência é consumida nas colisões entre eletrões e calor libertado pelo gás, ao mesmo tempo que outra parte será transferida como quantidade de movimento para o ar adjacente. Este comportamento verifica-se para atuadores a plasma com diferentes espessuras de camada dielétrica ou diferentes materiais dielétricos, verificando-se diferenças nos níveis de tensão para os quais se começa a dar a ignição do plasma. Com o atuador de PLA, mesmo para uma tensão aplicada de $3,5\ kVpp$, a potência aplicada é totalmente dissipada sob a forma de calor no dielétrico. Já o atuador de borracha PIB apresenta um comportamento oposto, sendo que a

partir de $2\ kVpp$ a potência dissipada sob a forma de calor no dielétrico já representa apenas uma parte da potência aplicada. Estes comportamentos distintos estão claramente relacionados com o fator de dissipação do dielétrico pois, dos dielétricos testados, o PLA apresenta o maior fator de dissipação, enquanto que a borracha PIB apresenta o menor fator de dissipação.

Quando os atuadores são alimentados com tensões superiores à tensão de *breakdown*, ocorre formação de plasma e, devido a isso, para além da potência térmica gerada no dielétrico, haverá também potência térmica gerada no plasma devido às colisões entre eletrões, iões e partículas neutras e reações químicas associadas. Perante os resultados obtidos, concluiu-se que o calor libertado por atuadores a plasma DBD é principalmente originado pela descarga de plasma, e não tanto pelo fenómeno de histerese dielétrica. No que diz respeito à influência da espessura da camada dielétrica, verificou-se que nos atuadores mais finos a percentagem de potência ativa que se traduz em calor libertado é menor que em atuadores mais espessos, o que nos levou a concluir que atuadores com maior espessura de camada dielétrica são mais aconselhados para aplicações nas quais se pretenda gerar calor. De realçar que, independentemente da espessura da camada dielétrica dos atuadores a plasma, a maior parte da potência aplicada ao atuador é libertada sob a forma de calor, o que permite concluir que estes dispositivos para além de dispositivos de controlo de escoamento podem também ser utilizados como dispositivos geradores de calor.

Em relação a atuadores a plasma com diferentes materiais dielétricos, concluiu-se que estes apresentam um comportamento semelhante ao comportamento apresentados pelo atuador de Kapton, ou seja, em todos os casos se verificou que a potência térmica gerada por efeito de histerese dielétrica representa apenas uma pequena parte da potência térmica total, e esta percentagem diminui com o aumento do nível de tensão aplicada. Verificou-se que dependendo do material dielétrico usado a potência térmica dissipada no dielétrico varia, no entanto, mantém-se sempre inferior a 15% da potência elétrica aplicada. Olhando para a potência térmica total, os atuadores de PLA e Silicone apresentaram uma produção de potência térmica semelhante à apresentada pelo atuador de Kapton, sendo que entre 75% e 95% da potência aplicada é convertida em calor. No entanto, de notar que para o mesmo nível de tensão o atuador de silicone apresenta potências consumidas inferiores, e também níveis inferiores de potência térmica libertada. O atuador de borracha PIB demonstrou ser o atuador que converte menor percentagem de potência ativa em potência térmica, representando entre 50% e 60% da potência aplicada. Os resultados permitiram concluir que, independentemente do material dielétrico utilizado, grande parte da potência aplicada aos atuadores a plasma é libertada sob a forma de calor, sendo que estes poderão gerar mais ou menos calor dependendo das características do material dielétrico.

A análise do rendimento térmico de atuadores a plasma com diferentes espessuras de camada dielétrica permitiu concluir que atuadores mais finos apresentam rendimentos inferiores, entre os 50% e 70%, enquanto que atuadores mais espessos apresentam rendimentos entre os 80% e 90%. Desse modo podemos concluir que atuadores mais espessos são mais adequados para aplicações nas quais a geração de calor é benéfica, tais como aplicações de degelo e prevenção de formação de gelo, enquanto que atuadores mais finos são mais adequados para aplicações nas quais a libertação de calor por parte dos atuadores é indesejada, tais como aplicações de refrigeração de pás de turbinas por película de arrefecimento. No que diz respeito ao tipo de material dielétrico utilizado na fabricação de atuadores a plasma, verifica-se que as características deste influenciam o comportamento térmico dos atuadores a plasma DBD. Verificou-se que o atuador fabricado em borracha PIB foi aquele que apresentou rendimentos térmicos mais baixos, próximos de 50%. Por outro lado, atuadores a plasma fabricados em Kapton, silicone

ou PLA apresentam rendimentos térmicos semelhantes, próximos de 80% e 90%. Assim, os resultados obtidos permitiram concluir que a escolha do material dielétrico deve ser feita tendo em conta a aplicação a que se destina o atuador a plasma. Atuadores a plasma fabricados em Kapton, silicone e PLA apresentam rendimentos de geração de calor superiores e, como tal, são mais indicados para aplicações de degelo e prevenção de formação de gelo, aplicações estas nas quais se pretende que estes dispositivos promovam geração de calor. Por outro lado, atuadores a plasma fabricados em borracha PIB serão mais adequados para aplicações como refrigeração de pás de turbinas por película de arrefecimento, nas quais a geração de calor é indesejada.

Os resultados obtidos através de termografia por infravermelhos demonstraram que a distribuição de temperaturas na superfície dos atuadores é semelhante em atuadores com diferentes espessuras de camadas dielétricas, permitindo concluir que as temperaturas mais elevadas são encontradas no elétrodo exposto e na zona adjacente a este, ou seja, na zona em que ocorre a formação de plasma. Os resultados obtidos demonstraram também que, para o mesmo nível de tensão aplicada, os atuadores mais finos apresentam temperaturas mais elevadas, sendo que as amplitudes das temperaturas diminuem com o aumento da espessura da camada dielétrica. Assim, concluiu-se que a espessura da camada dielétrica influencia a magnitude das temperaturas da superfície dos atuadores sendo que, para o mesmo nível de tensão aplicada, quanto maior a espessura da camada dielétrica menores as gamas de temperaturas alcançadas. A distribuição de temperaturas na superfícies dos atuadores pode diferir em função do tipo de material dielétrico utilizado. As temperaturas mais elevadas são encontradas na zona adjacente ao elétrodo exposto, ou seja, na zona em que ocorre a formação de plasma, no entanto, dependendo do material dielétrico as temperaturas mais elevadas podem ou não encontrar-se também no elétrodo exposto. De maneira semelhante ao comportamento demonstrado pelos atuadores de Kapton, os atuadores de borracha PIB e de silicone apresentam as temperaturas mais elevadas no elétrodo exposto e na zona de formação de plasma. No entanto, o mesmo não sucedeu com o atuador de PLA que na zona do elétrodo exposto apresentou temperaturas inferiores às temperaturas apresentadas na zona de formação de plasma. Para o mesmo nível de tensão aplicada, verificou-se que as temperaturas mais elevadas são atingidas pelos atuadores de Kapton e de PLA, seguidos do atuador de borracha PIB e por último o atuador de silicone.

Quando o atuador funciona sob influência de um escoamento externo, as temperaturas do elétrodo exposto são reduzidas significativamente, sendo que as temperaturas mais elevadas são encontradas unicamente na zona de formação de plasma. Para além disso, as amplitudes de temperaturas apresentadas ao longo da superfície do atuador diminuem quando este funciona sob efeito de um escoamento externo. Isto acontece porque a energia calorífica libertada pelo funcionamento do atuador advém principalmente da descarga de plasma e, como tal, na presença de um escoamento externo, o decaimento de temperatura na zona de plasma não é tão acentuada. Este comportamento verificou-se para todos os atuadores testados, independentemente da espessura de camada dielétrica de cada um.

Finalmente concluiu-se que os atuadores a plasma podem ser usados para realizar deteção e prevenção de formação de gelo simultaneamente com controlo de escoamentos. Um conceito de sistema baseado em atuadores a plasma foi desenvolvido tendo em vista essa finalidade, tendo-se concluído que este sistema pode desenvolver o degelo de forma muito mais eficiente que os sistemas atuais, apresentando ainda outras vantagens como baixo custo de manutenção, robustez e fácil aplicação em diversos tipos de componentes de aeronaves.

6.3 Trabalhos futuros

O presente trabalho, durante as sucessivas etapas, foi abrindo portas para diversos estudos que terão sem dúvida alguma elevado interesse cientifico. A nível de técnicas experimentais aqui utilizadas, verificou-se que a técnica de velocimetria PIV pode ser melhorada, o que permitirá análises mais precisas e mais aprofundadas sobre o estudo dos atuadores a plasma. Para esse efeito, é necessário desenvolver-se um sistema de geração de partículas marcadoras que permita a geração de uma mistura mais homogénea e continuada. Por outro lado, é importante estudar que tipo de superfícies podem permitir a redução da reflexão da luz laser junto à parede, o que levará a uma melhor análise do escoamento induzido por DBD's nesta zona, uma vez que esta é a zona em que as maiores amplitudes de velocidade são encontradas.

A debilidade dos atuadores quando estes operam a níveis de tensão demasiado elevados é uma realidade, mas também é uma realidade que é nestes níveis de tensão que os atuadores permitem extrair o seu melhor desempenho. Aqui foram apresentados e estudados três materiais que não haviam ainda sido utilizados em fabricação de atuadores a plasma, tendo-se verificado que dois desses materiais tornam os atuadores a plasma mais eficientes e, aparentemente, mais resistentes ao desgaste provocado pela descarga de plasma. Apesar de terem sido encontrados indicadores de que estes dois dielétricos apresentam melhor durabilidade, esta durabilidade não foi cientificamente comprovada durante o presente estudo em termos de estudo da fadiga térmica de longa duração. Como tal, um estudo de elevado interesse cientifico consiste na realização de testes de durabilidade e de capacidade destes dielétricos susterem elevadas tensões durante elevados períodos. Por outro lado, todos os dias surgem novos materiais no mercado, pelo que a procura de novos materiais dielétricos e a aplicação deles na fabricação de atuadores a plasma constitui também um tópico de investigação de elevado interesse cientifico.

No presente estudo foi divulgada uma nova configuração de atuador a plasma o *"Stair Shaped Dielectric Barrier Discharge Plasma Actuator"*. Foram obtidos resultados preliminares sobre esta configuração que indicam que estes atuadores permitem aumentar o rendimento aerodinâmico comparativamente aos atuadores convencionais, apresentando ainda uma boa durabilidade. Os resultados obtidos no presente estudo são ainda resultados iniciais, sendo que são inúmeros os tópicos que podem ser investigados relativamente a esta inovadora configuração. Devem ser investigados outros parâmetros geométricos, tendo em vista a otimização da configuração SSDBD, principalmente para outras espessuras máximas diferentes de $1\,mm$, o que permitirá averiguar se para diferentes espessuras o aumento de rendimento também se verifica. A realização de testes de durabilidade destes dispositivos é também de elevado interesse cientifico, na medida em que estes podem demonstrar se efetivamente este tipo de configuração permite ou não obter uma maior durabilidade que a configuração convencional. Por último, é também de elevado interesse analisar as características térmicas de dispositivos baseados nesta configuração tendo em vista a sua possível utilização em aplicações da área da transferência de calor.

Os resultados obtidos através das análises termográficas demonstraram que, em condições de ar quiescente, a zona do elétrodo exposto faz parte da zona que apresenta temperaturas mais elevadas juntamente com a região de formação de plasma. Assim sendo, da mesma maneira que um aumento da extensão do plasma permite um aumento da zona afetada por temperaturas mais elevadas, também um aumento das dimensões do elétrodo exposto pode causar o mesmo efeito. Perante isto, o estudo da influência das dimensões do elétrodo exposto no campo das temperaturas da superfície do atuador, representa um possível trabalho futuro de elevada importância para aplicações de degelo baseadas em atuadores a plasma DBD.

O presente estudo foi finalizado com o desenvolvimento de um conceito de sistema de de-

teção/proteção de acumulação de gelo e controlo de escoamento. A construção experimental deste sistema e a realização de testes experimentais de degelo constituem também um trabalho de elevado interesse cientifico, bem como o estudo da otimização deste sistema.

Bibliografia

[1] L. Wang, Z. Luo, Z. Xia, B. Liu, and X. Deng, "Review of actuators for high speed active flow control," *Science China Technological Sciences*, vol. 55, no. 8, p. 2225¤2240, 2012. 1

[2] L. N. Cattafesta and M. Sheplak, "Actuators for active flow control," *Annual Reviews of Fluid Mechanics*, vol. 43, pp. 247–272, 2011. 1

[3] T. C. Corke, C. L. Enloe, and S. P. Wilkinson, "Dielectric barrier discharge plasma actuators for flow control," *Annual Reviews of Fluid Mechanics*, vol. 42, pp. 505–529, 2010. 1

[4] L. Kotsonis, M.and Veldhuis, "Experimental study on dielectric barrier discharge actuators operating in pulse mode," *Journal of Applied Physics*, vol. 108, no. 113304, pp. 1–9, 2010. 1, 31

[5] M. Abdollahzadeh, F. Rodrigues, J. C. Pascoa, and P. J. Oliveira, "Numerical design and analysis of a multi-dbd actuator configuration for the experimental testing of acheon nozzle model," *Aerospace Science and Technology*, vol. 41, pp. 259–273, 2015. 1, 4

[6] M. Abdollahzadeh, J. C. Pascoa, and P. J. Oliveira, "Modified split-potential model for modeling the effect of dbd plasma actuators in high altitude flow control," *Current Applied Physics*, vol. 14, pp. 1160–1170, 2014. 1

[7] J. W. Ferry, "Thrust measurement of dielectric barrier discharge plasma actuators and power requirements for aerodynamic control," Master's thesis, Missouri University of Science and Technology, 2010. 1, 2, 18, 31, 34

[8] G. I. Font, C. L. Enloe, and T. E. McLaughlin, "Plasma volumetric effects on the force production of a plasma actuator," *AIAA Journal*, vol. 48, no. 9, pp. 1869–1874, 2010. 1, 2

[9] T. C. Corke, M. L. Post, and D. M. Orlov, "Single dielectric barrier discharge plasma enhanced aerodynamics: physics, modeling and applications," *Experiments in Fluids*, vol. 46, pp. 1–26, 2009. 1

[10] N. M. Houser, L. Gimeno, R. E. Hanson, T. Goldhawk, T. Simpson, and P. Lavoie, "Microfabrication of dielectric barrier discharge plasma actuators for flow control," *Sensors and Actuators, A: Physical*, vol. 201, pp. 101–104, 2013. 2

[11] B. E. Mertz and T. C. Corke, "Time-dependent dielectric barrier dishcharge plasma actuator modeling," in *47th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including The New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, no. AIAA 2009-1083, 5 - 8 January 2009, pp. 1–12. 2

[12] C. He, T. C. Corke, and M. P. Patel, "Plasma flaps and slats, an application of weakly ionized plasma actuators," *Journal of Aircraft*, vol. 46, no. 3, pp. 864–873, 2009. 2, 25

[13] C. Durasiewicz, A. Singh, and J. C. Little, "A comparative flow physics study of ns-DBD vs ac-DBD plasma actuators for transient separation control on a NACA 0012 airfoil," in *2018 AIAA Aerospace Sciences Meeting*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jan 2018. 2

[14] C. L. Kelley, P. Bowles, J. Cooney, C. He, and T. C. Corke, "High mach number leading-edge flow separation control using ac dbd plasma actuators," in *50th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, no. AIAA 2012-0906, 09-12 January 2012, pp. 1–22. 2

[15] Y. Bouremel, J. M. Li, Z. Zhao, and M. Debiasi, "Effects of AC dielectric barrier discharge plasma actuator location on flow separation and airfoil performance," *Procedia Engineering*, vol. 67, pp. 270–278, 2013. 2

[16] A. Naghib-Lahouti, H. Hangan, and P. Lavoie, "Distributed forcing flow control in the wake of a blunt trailing edge profiled body using plasma actuators," *Physics of Fluids*, vol. 27, no. 3, p. 035110, mar 2015. 2

[17] X. Huang and X. Zhang, "Plasma actuators for noise control," *International Journal of Aeroacoustics*, vol. 9, no. 4-5, pp. 679–703, jun 2010. 2

[18] ——, "Streamwise and spanwise plasma actuators for flow-induced cavity noise control," *Physics of Fluids*, vol. 20, no. 037101, pp. 1–10, 2008. 2, 28, 35

[19] S. Grundmann and C. Tropea, "Experimental damping of boundary-layer oscillations using dbd plasma actuators," *International Journal of Heat and Fluid Flow*, vol. 30, pp. 394–402, 2009. 2

[20] ——, "Active cancellation of artificially introduced Tollmien-Schlichting waves using plasma actuators," *Experiments in Fluids*, vol. 44, pp. 795–806, 2008. 2

[21] ——, "Experimental transition delay using glow-discharge plasma actuators," *Experiments in Fluids*, vol. 42, pp. 653–657, 2007. 2

[22] L.-H. Feng, T. N. Jukes, K.-S. Choi, and J.-J. Wang, "Flow control over a NACA 0012 airfoil using dielectric-barrier-discharge plasma actuator with a gurney flap," *Experiments in Fluids*, vol. 52, no. 6, pp. 1533–1546, feb 2012. 2

[23] N. Benard, J. Jolibois, and E. Moreau, "Lift and drag performances of an axisymmetric airfoil controlled by plasma actuator," *Journal of Electrostatics*, vol. 67, no. 2-3, pp. 133–139, may 2009. 2

[24] R. Joussot, D. Hong, R. Weber-Rozenbaum, and A. Leroy-Chesneau, "Modification of the laminar-to-turbulent transition on a flat plate using a dbd plasma actuator," in *5th Flow Control Conference*, no. AIAA 2010-4708, 28 June - 1 July 2010, pp. 1–8. 2

[25] F. O. Thomas, T. C. Corke, M. Iqbal, A. Kozlov, and D. Schatzman, "Optimization of dielectric barrier discharge plasma actuators for active aerodynamic flow control," *AIAA Journal*, vol. 47, no. 9, pp. 2169–2178, 2009. 2

[26] A. Kozlov and F. O. Thomas, "Active noise control of bluff-body flows using dielectric barrier discharge plasma actuators," in *15th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference*, no. AIAA 2009-3245, 11 - 13 May 2009, pp. 1–14. 2

[27] J. Yu, Z. Wang, F. Chen, G. Yan, and C. Wang, "Large eddy simulation of the elliptic jets in film cooling controlled by DBD plasma actuators with an improved model," *Journal of Heat Transfer*, aug 2018. 2

[28] L. Guozhan, C. Fu, L. Linxi, and S. Yanping, "Large eddy simulation of the effects of plasma actuation strength on film cooling efficiency," *Plasma Science and Technology*, vol. 18, no. 11, pp. 1101–1109, oct 2016. 2

[29] Y. Liu, C. Kolbakir, H. Hu, and H. Hu, "A comparison study on the termal effects in dbd plasma actuation and electrical heat for aircraft icing mitigation," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 124, pp. 319–330, 2018. 2, 29

[30] W. Zhou, Y. Liu, H. Hu, H. Hu, and X. Meng, "Utilization of thermal effect induced by plasma generation for aircraft icing mitigation," *AIAA Journal*, vol. 56, no. 3, pp. 1–8, 2018. 2, 29

[31] M. L. Post, "Plasma actuators for separation control on stationary and oscillating airfoils," Master's thesis, University of Notre Dame, 2004. 3

[32] K.-S. Choi, T. N. Jukes, R. D. Whalley, L. Feng, J. Wang, T. Matsunuma, and T. Segawa, "Plasma virtual actuators for flow control," *Journal of Flow Control, Measurement and Visualization*, vol. 03, no. 01, pp. 22–34, 2015. 3

[33] A. Dumas, M. Trancossi, I. Giuliani, and M. Madonia, "Ugello capace di deviare in modo din□mico e controllabile un getto sint□tico senza parti meccaniche in movimento e suo sistema di controllo," Italian Patent RE2011A000 065, 2011. 4

[34] S. Roy, P. Zhao, A. DasGupta, and J. Soni, "Dielectric barrier discharge actuator for vehicle drag reduction agt highway speeds," *AIP Advances*, vol. 6, no. 025322, pp. 1–11, 2016. 5, 26, 27

[35] A. Ebrahimi and M. Movahhedi, "Power improvement of NREL 5-MW wind turbine using multi-DBD plasma actuators," *Energy Conversion and Management*, vol. 146, pp. 96–106, aug 2017. 5

[36] D. Greenblatt, M. Schulman, and A. Ben-Harav, "Vertical axis wind turbine performance enhancement using plasma actuators," *Renewable Energy*, vol. 37, no. 1, pp. 345–354, jan 2012. 5

[37] F. Rodrigues, J. Pascoa, and M. Trancossi, "Heat generation mechanisms of dbd plasma actuators," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 90, pp. 55–65, 2018. 7

[38] P. R. Ashill, J. L. Fulker, and K. C. Hackett, "A review of recent developments in flow control," *The Aeronautical Joural*, vol. 109, no. 1095, pp. 205–232, 2005. 9

[39] M. Gad-El-Hak, *Flow Control, passive, active and reactive flow management*. Cambridge University Press, 2000. 9, 10

[40] R. Pul, "Dielectric barrier discharge plasma actuators for unsteady aerodynamic load control," Master's thesis, Delft University of Technology, 2013. 10, 32, 38

[41] C. Hale, "Development of dielectric barrier discharge plasma actuators and their application at subsonic speeds," Ph.D. dissertation, University of Manchester, 2012. 10, 13

[42] W. Siemens, "Ueber die elektrostatische induction und die verzogerung des stroms in flaschendrahten," *Annalen der Physik*, vol. 178, no. 9, pp. 66–122, 1857. 10

[43] U. Kogelschatz, "Dielectric-barrier discharges: Their history, discharge physics, and industrial applications," *Plasma Chemistry and Plasma Processing*, vol. 23, no. 1, pp. 1–46, 2003. 10, 74

[44] T. Andrews and P. G. Tait, "On the volumetric relations of ozone, and the action of the electrical discharge on oxygen and other gases," *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, vol. 150, pp. 113–131, 1860. 10

[45] I. Langmuir, "Oscillations in ionized gases," *Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America*, vol. 14, pp. 627–637, 1928. 10

[46] E. E. Kunhardt, "Generation of large-volume, atmospheric-pressure, nonequilibrium plasmas," *IEEE Transactions on Plasma Science*, vol. 28, no. 1, pp. 189–200, 2000. 10

[47] N. Bernard and E. Moreau, "Electrical and mechanical characteristics of surface ac dielectric barrier discharge plasma actuators applied to airflow control," *Experiments in Fluids*, vol. 55, pp. 1–43, 2014. 10

[48] C. Liu and J. R. Roth, "Boundary layer control by a one atmosphere uniform glow discharge plasma layer," in *IEEE International Conference on Plasma Science*, 5-8 June 1995. 11

[49] J. R. Roth, D. M. Shermann, and S. P. Wilkinson, "Boundary layer flow control with a one atmosphere uniform glow discharge surface plasma," in *36th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, no. AIAA 98-0328, 1998, pp. 1–28. 11

[50] T. C. Corke and E. Matlis, "Phased plasma arrays for unsteady flow control," in *American Institute of Aeronautics and Astronautics*, no. AIAA2000-2323, 19-22June 2000, pp. 1–10. 11

[51] T. C. Corke, E. J. Jumper, M. L. Post, D. M. Orlov, and T. E. McLaughlin, "Application of weakly-ionized plasmas as wing flow-control devices," in *American Institute of Aeronautics and Astronautics*, no. AIAA2002-0350, 2002, pp. 1–9. 11, 25

[52] C. L. Enloe, T. E. McLaughlin, R. D. VanDyken, K. D. Kachner, E. J. Jumper, and T. C. Corke, "Mechanisms and responses of a single dielectric barrier plasma actuator: Plasma morphology," *AIAA Journal*, vol. 42, no. 3, pp. 589–594, 2004. 11

[53] C. L. Enloe, T. E. McLaughlin, R. D. VanDyken, K. D. Kachner, E. J. Jumper, T. C. Corke, M. Post, and O. Haddad, "Mechanisms and responses of a single dielectric barrier plasma actuator: Geometric effects," *AIAA Journal*, vol. 42, no. 3, pp. 595–604, 2004. 11, 34

[54] C. L. Enloe, M. G. McHarg, and T. E. McLaughlin, "Time-correlated force production measurements of the dielectric barrier discharge plasma aerodynamic actuator," *Journal of Applied Physics*, vol. 103, no. 073302, pp. 1–6, 2008. 13, 14

[55] A. Bouchmal, "Modeling of dielectric-barrier discharge actuator," Master's thesis, Delft University of Technology, 2011. 13

[56] C. O. Porter, J. W. Baughn, T. E. McLaughlin, C. L. Enloe, and G. I. Font, "Plasma actuator force measurements," *AIAA Journal*, vol. 45, no. 7, pp. 1562–1570, 2007. 13, 15, 34, 35

[57] G. I. Font, "Boundary-layer control with atmospheric plasma discharges," *AIAA Journal*, vol. 44, no. 7, pp. 1572–1578, 2006. 13

[58] C. L. Enloe, T. E. McLaughlin, G. I. Font, and J. W. Baughn, "Parameterization of temporal structure in the single-dielectric-barrier aerodynamic plasma actuator," *AIAA Journal*, vol. 44, no. 6, pp. 1127–1136, 2006. 13, 14, 31

[59] W. Kim, H. Do, M. G. Mungal, and M. A. Capelli, "On the role of oxygen in dielectric barrier discharge actuation of aerodynamic flows," *Applied Physics Letters*, vol. 91, no. 181501, pp. 1–3, 2007. 13

[60] D. M. Orlov, "Modeling and simulation of single dielectric barrier discharge plasma actuators," Ph.D. dissertation, University of Notre Dame, 2006. 13

[61] M. Forte, L. Leger, J. Pons, E. Moreau, and G. Touchard, "Plasma actuators for airflow control: measurement of the non-stationary induced flow velocity." *Journal of Electrostatics*, vol. 63, pp. 929–936, 2005. 15, 37

[62] M. Forte, J. Jolibois, J. Pons, E. Moreau, G. Touchard, and M. Cazalens, "Optimization of a dielectric barrier discharge actuator by stationary and non-stationary measurements of the induced flow velocity: application to airflow control," *Experiments in Fluids*, vol. 43, no. 6, pp. 917–928, aug 2007. 15

[63] A. R. Hoskinson, N. Hershkowitz, and D. E. Ashpis, "Force measurements of single and double barrier DBD plasma actuators in quiescent air," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 41, no. 24, p. 245209, nov 2008. 15

[64] K. P. Singh and S. Roy, "Force approximation for a plasma actuator operating in atmospheric air," *Journal of Applied Physics*, vol. 103, no. 1, p. 013305, jan 2008. 15

[65] M. Kotsonis, S. Ghaemi, L. Veldhuis, and F. Scarano, "Measurement of the body force field of plasma actuators," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 44, no. 4, p. 045204, jan 2011. 15

[66] T. Abe, M. Takagaki, and K. Yamada, "Momentum transfer and flow induction in a dielectric barrier discharge plasma actuator," *AIP Advances*, vol. 2, no. 4, p. 042150, dec 2012. 16

[67] J. R. Roth, X. Dai, J. Rahel, and D. M. Shermann, "The physics and phenomenology of paraelectric one atmosphere uniform glow discharge plasma (oaugdp) actuators for aerodynamic flow control," in *43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, no. AIAA 2005-781, 10-13 January 2005, pp. 1–11. 16, 43

[68] B. Dong, J. M. Bauchire, J. M. Pouvesle, P. Magnier, and D. Hong, "Experimental study of a dbd surface discharge for the active control of subsonic airflow," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 41, no. 155201, pp. 1–9, 2008. 16, 31

[69] S. A. Stanfield, J. Menart, C. DeJoseph, R. L. Kimmel, and J. R. Hayes, "Rotational and vibrational temperature distributions for a dielectric barrier discharge in air," *AIAA Journal*, vol. 47, no. 5, pp. 1107–1115, 2009. 16

[70] T. N. Jukes, K. Choi, T. Segawa, and H. Yoshida, "Jet flow induced by a surface plasma actuator," in *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part I: Journal of Systems and Control Engineering*, vol. 222, 2008, pp. 347–356. 16, 36

[71] R. Joussot, D. Hong, H. Rabat, V. Boucinha, R. Weber-Rozenbaum, and A. Leroy-Chesneau, "Thermal characterization of a dbd plasma actuator: Dielectric temperature measurements using infrared thermography," in *40th Fluid Dynamics Conference and Exhibit*, no. AIAA 2010-5102, 28 June - 1 July 2010, pp. 1–8. 16, 41

[72] R. Erfani, H. Zare-Behtash, and K. Kontis, "Plasma actuator: Influence of dielectric surface temperature," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 42, pp. 258–264, 2012. 17

[73] R. Tirumala, N. Bernard, E. Moreau, M. Fenot, G. Lalizel, and E. Dorignac, "Temperature characterization of dielectric barrier discharge actuators: influence of electrical and geometric parameters," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 47, no. 255203, pp. 1–12, 2014. 17, 41, 75

[74] A. Aberoumand, S.and Jafarimighaddam and T. Aberoumand, H.and Iran, "Numerical investigation on the impact of dbd plasma actuators ontemperature enhancement in the channel flow," *Heat Transfer - Asian Research*, vol. 0, pp. 1–14, 2016. 17

[75] A. Benmoussa, A. Belasri, and Z. Harrache, "Numerical investigation of gas heat effect in dielectric barrier discharge for ne-xe excilamp," *Current Applied Physics*, vol. 17, pp. 479–483, 2017. 17

[76] C. E. Ennis and R. I. Kaiser, "Mechanistical studies on the electron-induced degradation of polymethylmethacrylate and kapton," *Physical Chemistry Chemical Physics*, vol. 12, pp. 14 902–14 915, 2010. 17

[77] J. Pons, L. Oukacine, E. Moreau, and J. Tatibouet, "Observation of dielectric degradation after surface dielectric barrier discharge operation in air at atmospheric pressure," *IEEE Transactions on Plasma Science*, vol. 36, no. 4, pp. 1342–1343, 2008. 17

[78] A. Rigit, K. Lai, and D. Bong, "Degradation of a dielectric barrier discharge plasma actuator," in *Proceedings of the 9th International Conference on Propertires and Applications of Dielectric Materials*, 2009, pp. 569–572. 17

[79] N. M. Houser, "Manufacturing of dielectric barrier discharge plasma actuator for degradation resistance," Master's thesis, University of Toronto, 2013. 18

[80] R. E. Hanson, N. M. Houser, and P. Lavoie, "Dielectric material degradation monitoring of dielectric barrier discharge plasma actuators," *Journal of Applied Physics*, vol. 115, no. 043301, pp. 1–9, 2014. 18

[81] C. Ozturk and J. D. Jacob, "Aerodynamic flow control using jet vectoring plasma actuators," in *47th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including The New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, no. AIAA 2009-486, 5 - 8 January 2009, pp. 1–19. 19

[82] A. Santhanakrishnan and J. D. Jacob, "On plasma synthetic jet actuators," in *44th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, no. AIAA 2006-0317, 9-12 January 2006, pp. 1–19. 19

[83] ——, "Flow control with plasma synthetic jet actuators," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 40, pp. 637–651, 2007. 19

[84] A. Santhanakrishnan, "Characteriztion and flow physics of plasma synthetic jet actuators," Master's thesis, University of Kentucky, 2007. 19

[85] V. Kopiev, N. Ostrikov, M. Zaitsev, K. Vl., I. Belyaev, V. Bityurin, A. Klimov, I. Moralev, and S. Godin, "Noise control by nozzle surface hf dbd actuators," in *49th AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, no. AIAA 2011-911, 4 - 7 January 2011, pp. 1–16. 19

[86] T. Segawa, H. Furutani, H. Yoshida, T. Jukes, and K. Choi, "Wall normal jet under elevated ttemperature produced by surface plasma actuator," in *45th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, no. AIAA 2007-784, 2007, pp. 1–8. 19

[87] M. Bolitho and J. D. Jacob, "Thrust vectoring flow control using plasma synthetic jet actuators," in *46th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, 7 - 10 January 2008, pp. 1–11. 19

[88] S. Fleming, M. Bolitho, and J. Jacob, "Separation control using vectoring plasma actuators," in *48th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jan 2010. 20

[89] S. Roy and C.-C. Wang, "Bulk flow modification with horseshoe and serpentine plasma actuators," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 42, no. 3, p. 032004, dec 2008. 20

[90] C.-C. Wang and S. Roy, "Flow shaping using three-dimensional microscale gas discharge," *Applied Physics Letters*, vol. 95, no. 8, p. 081501, aug 2009. 20

[91] R. Durscher and S. Roy, "Induced flow from serpentine plasma actuators acting in quiescent air," in *49th AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jan 2011. 20

[92] C.-C. Wang and S. Roy, "Physics-based analysis of horseshoe plasma actuator for improving film cooling effectiveness," in *48th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jan 2010. 20

[93] C.-C. Wang, R. Durscher, and S. Roy, "Three-dimensional effects of curved plasma actuators in quiescent air," *Journal of Applied Physics*, vol. 109, no. 8, p. 083305, apr 2011. 20

[94] M. Riherd and S. Roy, "Serpentine geometry plasma actuators for flow control," *Journal of Applied Physics*, vol. 114, no. 8, p. 083303, aug 2013. 21

[95] P. Riherd and S. Roy, "Simulations of serpentine plasma actuators in a laminar boundary layer," in *51st AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jan 2013. 21

[96] H. Aono, S. Yamakawa, K. Iwamura, S. Honami, and H. Ishikawa, "Straight and curved type micro dielectric barrier discharge plasma actuators for active flow control," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 88, pp. 16–23, nov 2017. 21

[97] R. Erfani, H. Zare-Behtash, C. Hale, and K. Kontis, "Development of dbd plasma actuators: the double encapsulated electrode," *Acta Astronautica*, vol. 109, pp. 132–143, 2015. 22, 42

[98] C. Hale, R. Erfani, and K. Kontis, "Multiple encapsulated electrode plasma actuators to influence the induced velocity: further configurations," in *40th Fluid Dynamics Conference and Exhibit*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jun 2010. 22

[99] ——, "Plasma actuator with multiple encapsulated electrodes to influence the induced velocity," in *48th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jan 2010. 22

[100] R. Erfani, T. Erfani, S. V. Utyuzhnikov, and K. Kontis, "Optimisation of multiple encapsulated electrode plasma actuator," *Aerospace Science and Technology*, vol. 26, no. 1, pp. 120–127, apr 2013. 22

[101] R. Erfani, T. Erfani, C. Hale, K. Kontis, and S. Utyuzhnikov, "Optimization of induced velocity for plasma actuator with multiple encapsulated electrodes using response surface methodology," in *49th AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jan 2011. 22

[102] R. Winkel, "Experimental study on the energy deposition of an ns-DBD plasma actuator and its effect on a laminar boundary layer," Master's thesis, Delft University of Technology, 2015. 23

[103] M. Abdollahzadeh, J. C. Pascoa, and P. J. Oliveira, "Two-dimensioal numerical modeling of interaction of micro-shock wave generated by nanosecond plasma actuators and transonic flow," *Journal of Computational and Applied Mathematics*, vol. 270, pp. 401–416, 2014. 23

[104] C. Rethmel, J. Little, K. Takashima, A. Sinha, I. Adamovich, and M. Samimy, "Flow separation control using nanosecond pulse driven DBD plasma actuators," *International Journal of Flow Control*, vol. 3, no. 4, pp. 213–232, dec 2011. 23

[105] D. Opaits, D. Roupassov, S. Starikovskaia, A. Starikovskii, I. Zavialov, and S. Saddoughi, "Plasma control of boundary layer using low-temperature non-equilibrium plasma of gas discharge," in *43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jan 2005. 23

[106] D. V. Roupassov, A. A. Nikipelov, M. M. Nudnova, and A. Y. Starikovskii, "Flow separation control by plasma actuator with nanosecond pulsed-periodic discharge," *AIAA Journal*, vol. 47, no. 1, pp. 168–185, jan 2009. 23

[107] J. Little, K. Takashima, M. Nishihara, I. Adamovich, and M. Samimy, "Separation control with nanosecond-pulse-driven dielectric barrier discharge plasma actuators," *AIAA Journal*, vol. 50, no. 2, pp. 350–365, feb 2012. 23

[108] J. Little, M. Nishihara, I. Adamovich, and M. Samimy, "High-lift airfoil trailing edge separation control using a single dielectric barrier discharge plasma actuator," *Experiments in Fluids*, vol. 48, no. 3, pp. 521–537, oct 2009. 23

[109] D. Hai, S. Zhiwei, C. Keming, L. Ganniu, L. Jichun, L. Zheng, and H. Liang, "The study of flow separation control by a nanosecond pulse discharge actuator," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 74, pp. 110–121, jun 2016. 24

[110] A. Singh and J. C. Little, "Parametric investigation of turbulent mixing layer control using ns-DBD plasma actuators," in *55th AIAA Aerospace Sciences Meeting*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jan 2017. 24

[111] J. Zheng, Y. D. Cui, Z. Zhao, J.-M. Li, and B. C. Khoo, "Flow separation control over a NACA 0015 airfoil using nanosecond-pulsed plasma actuator," *AIAA Journal*, vol. 56, no. 6, pp. 2220–2234, jun 2018. 24

[112] K. Takashima, N. Zouzou, E. Moreau, A. Mizuno, and G. Touchard, "Generation of extended surface discharge on dielectric surface - electrical properties," *International Journal of Plasma Environmental Science and Technology*, vol. 1, no. 1, pp. 14–20, 2007. 24

[113] S. Seney, R. Huffman, W. Bailey, D. Lui, M. Reeder, and J. Stults, "Experimental study on the induced velocity of a three potential sliding discharge dbd actuator." in *42nd AIAA Plasmadynamics and Lasers Conference*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jun 2011. 24

[114] T. Matsuno, A. Fukuda, H. Kawazoe, K. Nakai, and H. Nishida, "Parametric optimization of multi-electrode plasma actuator with serrated electrode," *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, vol. 249, p. 012005, oct 2017. 24

[115] E. Moreau, R. Sosa, and G. Artana, "Electric wind produced by surface plasma actuators: a new dielectric barrier discharge based on a three-electrode geometry," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 41, no. 115204, pp. 1–12, 2008. 24, 31, 35

[116] E. Moreau, C. Louste, and G. Touchard, "Electric wind induced by sliding discharge in air at atmospheric pressure," *Journal of Electrostatics*, vol. 66, no. 1-2, pp. 107–114, jan 2008. 24

[117] R. Sosa, H. Kelly, D. Grondona, A. Marquez, V. Lago, and G. Artana, "Electrical and plasma characteristics of a quasi-steady sliding discharge," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 41, no. 3, p. 035202, jan 2008. 24

[118] R. Sosa, E. Arnaud, E. Memin, and G. Artana, "Study of the flow induced by a sliding discharge," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 16, no. 2, pp. 305–311, apr 2009. 24

[119] R. Sosa, J. D. Adamo, and G. Artana, "Circular cylinder drag reduction by three-electrode plasma actuators," *Journal of Physics: Conference Series*, vol. 166, p. 012015, may 2009. 24

[120] K. D. Bayoda, N. Benard, and E. Moreau, "Nanosecond pulsed sliding dielectric barrier discharge plasma actuator for airflow control: electrical, optical, and mechanical characteristics," *Journal of Applied Physics*, vol. 118, no. 6, p. 063301, aug 2015. 24

[121] ——, "Single nanosecond dielectric barrier discharge and pulsed sliding discharge applied to separation control along a naca 0015 airfoil," in *46th AIAA Plasmadynamics and Lasers Conference*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jun 2015. 24

[122] ——, "Electrical and mechanical characteristics of nanosecond pulsed sliding dielectric barrier discharges with different electrode gaps," *Journal of Physics: Conference Series*, vol. 646, p. 012054, oct 2015. 24

[123] M. L. Post and T. C. Corke, "Separation control using plasma actuators: Dynamic stall vortex control on oscillating airfoil," *AIAA Journal*, vol. 44, no. 12, pp. 3125–, 2006. 25

[124] T. C. Corke, B. Mertz, and M. P. Patel, "Plasma flow control optimized airfoil," in *44th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, no. AIAA 2006-1208, 9 - 12 January 2006, pp. 1–13. 25

[125] M. L. Post and T. C. Corke, "Flow control with single dielectric barrier plasma actuators," in *35th AIAA Fluid Dynamics Conference and Exhibit*, no. AIAA 2005-4630, 6 - 9 June 2005, pp. 1–19. 25

[126] T. C. Corke and M. L. Post, "Overview of plasma flow control: Concepts, optimization, and applications," in *43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, no. AIAA 2005-563, 10 - 13 January 2005, pp. 1–15. 25, 34

[127] M. L. Post and T. C. Corke, "Separation control using plasma actuators - dynamic stall control on an oscillating airfoil," in *2nd AIAA Flow Control Conference*, no. AIAA 2004-2517, 28 June - 1 July 2004 2004, pp. 1–14. 25

[128] M. Post and T. Corke, "Separation control using plasma actuators - stationary and oscillating airfoils," in *42nd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, no. AIAA 2004-841, 5 - 8 January 2004 2004, pp. 1–12. 25

[129] M. L. Post and T. C. Corke, "Separation control on high angle of attack airfoil using plasma actuators," *AIAA Journal*, vol. 42, no. 11, pp. 2177–2184, 2004. 25

[130] Y. Shcherbakov, N. Ivanov, N. D. Baryshev, V. S. Frolovskij, and V. S. Syssoev, "Drag reduction by ac streamer corona discharges along a wing-like profile plate," in *31st AIAA Plasmadynamics and Lasers Conference*, no. AIAA2000-2670, 19-22 June 2000, pp. 1–5. 25

[131] J. R. Roth, "Aerodynamic flow acceleration using paraelectric and peristaltic electrohydrodynamic effects of a one atmosphere uniform glow discharge plasma," *Physics of Plasmas*, vol. 10, no. 5, pp. 2117–2126, 2003. 25

[132] M. P. Patel, T. Terry Ng, S. Vasudevan, T. C. Corke, and C. F. Suchomel, "Scaling effects of an aerodynamic plasma actuator," *Journal of Aircraft*, vol. 45, no. 1, pp. 223–236, 2008. 25

[133] T. N. Jukes, T. Segawa, S. Walker, H. Furutani, N. Iki, and S. Takekawa, "Active separation control over a naca0024 by dbd plasma actuator and fbg sensor," *Journal of Fluid Science and Technology*, vol. 7, no. 1, pp. 39–52, 2012. 25

[134] K. T. Hyun and C. Chun, "The wake flow control behind a circular cylinder using ion wind," *Experiments in Fluids*, vol. 35, pp. 541–552, 2003. 25

[135] T. E. McLaughlin, M. D. Munska, J. P. Vaeth, T. E. Dauwalter, J. R. Goode, and S. G. Siegel, "Plasma-based actuators for cylinder wake vortex control," in *2nd AIAA Flow Control Conference*, no. AIAA 2004-2129, 28 June - 1 July 2004, pp. 1–11. 25

[136] Y. Li, Y. Wu, M. Zhou, C. Su, X. Zhang, and J. Zhu, "Control of the corner separation in a compressor cascade by steady and unsteady plasma aerodynamic actuation," *Experiments in Fluids*, vol. 48, pp. 1015–1023, 2010. 26

[137] S. C. Morris, T. C. Corke, D. VanNess, J. Stephens, and T. Douville, "Tip clearence control using plasma actuators," in *43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, no. AIAA 2005-782, 10 - 13 January 2005, pp. 1–8. 26

[138] S. R. Ahmed, G. Ramm, and G. Faltin, "Some salient features of the time-averaged ground vehicle wake," in *SAE Technical Paper Series*. SAE International, feb 1984. 26

[139] V. Boucinha, R. Weber, and A. Kourta, "Drag reduction of a 3d bluff body using plasma actuators," *International Journal of Aerodynamics*, vol. 1, no. 3/4, p. 262, 2011. 26

[140] B. Khalighi, J. Ho, J. Cooney, B. Neiswander, T. C. Corke, and T. Han, "Aerodynamic drag reduction investigation for a simplified road vehicle using plasma flow control," in *Proceedings of the ASME 2016 Fluids Engineering Division Summer Meeting*. ASME, jul 2016. 26

[141] J. Julian, H. Harinaldi, B. Budiarso, R. Difitro, and P. Stefan, "The effect of plasma actuator placement on drag coefficient reduction of ahmed body as an aerodynamic model," *International Journal of Technology*, vol. 7, no. 2, p. 306, feb 2016. 26

[142] S. Shadmani, S. M. Nainiyan, R. Ghasemiasl, M. Mirzaei, and S. G. Pouryoussefi, "Experimental study of flow control over an ahmed body using plasma actuator," *Mechanics and Mechanical Engineering*, vol. 22, no. 1, 2018. 26

[143] P. Sujar-Garrido, N. Benard, E. Moreau, and J. P. Bonnet, "Dielectric barrier discharge plasma actuator to control turbulent flow downstream of a backward-facing step," *Experiments in Fluids*, vol. 56, no. 4, mar 2015. 26

[144] P. Sujar-Garrido, "Active control of the turbulent flow downstream of a backward facing step with dielectric barrier discharge plasma actuators," Ph.D. dissertation, Universit¤ de Poitiers, 2014. 26

[145] G. Correale, "Flow control over a backward facing step by ns-DBD plasma actuator," in *45th AIAA Fluid Dynamics Conference*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jun 2015. 27

[146] G. Correale, T. Michelis, and M. Kotsonis, "NS-DBD plasma actuation on a backward facing step," in *52nd Aerospace Sciences Meeting*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jan 2014. 27

[147] Y. Koide, R. Sasaki, Y. Kameya, and M. Motosuke, "A burst wave-induced plasma actuator for controlling separated flow over a backward-facing step at low Reynolds numbers," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 66, pp. 72–78, sep 2015. 27

[148] N. Benard, P. Sujar-Garrido, J.-P. Bonnet, and E. Moreau, "Control of the coherent structure dynamics downstream of a backward facing step by DBD plasma actuator," *International Journal of Heat and Fluid Flow*, vol. 61, pp. 158–173, oct 2016. 27

[149] R. Ruisi, H. Zare-Behtash, K. Kontis, and R. Erfani, "Active flow control over a backward-facing step using plasma actuation," *Acta Astronautica*, vol. 126, pp. 354–363, sep 2016. 27

[150] F. O. Thomas, A. Kozlov, and T. C. Corke, "Plasma actuators for cylinder flow control and noise reduction," *AIAA Journal*, vol. 46, no. 8, pp. 1921–1931, August 2008. 28

[151] Y. Li, X. Zhang, and X. Huang, "The use of plasma actuators for bluff body broadband noise control," *Experiments in Fluids*, vol. 49, pp. 367–377, 2010. 28

[152] D. G. Bogard and K. A. Thole, "Gas turbine film cooling," *Journal of Propulsion and Power*, vol. 22, no. 2, pp. 249–270, 2006. 28

[153] S. Roy and C. Wang, "Plasma actuated heat transfer," *Applied Physics Letters*, vol. 92, no. 231501, pp. 1–3, 2008. 28

[154] ——, "Numerical investigation of three-dimensional plasma actuation for improving film cooling effectiveness," *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, vol. 27, pp. 489–497, 2013. 28

[155] J. Yu, L. He, W. Zhu, W. Ding, and Y. Wang, "Numerical simulation of the effect of plasma aerodynamic actuation on improving film hole cooling performance," *Heat Mass Transfer*, vol. 49, pp. 897–906, 2013. 28

[156] P. Audier, M. F□not, N. Benard, and E. Moreau, "Film cooling effectiveness enhancement using surface dielectric barrier discharge plasma acutator," *International Journal of Heat and Fluid Flow*, vol. 62, pp. 247–257, 2016. 28

[157] P. Audier, M. Fenot, N. Benard, and E. Moreau, "Flow control of an elongated jet in cross-flow: Film cooling effectiveness enhancement using surface dielectric barrier discharge plasma actuator," *Applied Physics Letters*, vol. 108, no. 084103, pp. 1–4, 2016. 28

[158] J. V. Broecke, "De-icing using ns-dbd plasma actuators," Master's thesis, Delft University of Technology, March 2016. 29

[159] X. Meng, J. Cai, Y. Tian, X. Han, D. Zhang, and H. Hu, "Experimental study of deicing and anti-icing on a cylinder by dbd plasma actuation," in *47th AIAA Plasmadynamics and Lasers Conference*, A. Aviation, Ed., 13-17 June 2016, pp. 1–14. 29, 134

[160] J. Cai, Y. Tian, X. Meng, X. Han, D. Zhang, and H. Hu, "An experimental study of icing control using dbd plasma actuator," *Experiments in Fluids*, vol. 58, no. 102, pp. 1–8, 2017. 29

[161] W. Zhou, Y. Liu, H. Hu, X. Meng, and H. Hu, "Utilization of thermal effect enduced by ac-dbd plasma generation for aircraft icing mitigation," in *2018 AIAA Aerospace Sciences Meeting*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jan 2018. 29

[162] Y. Liu, C. Kolbakir, and H. Hu, "A comparison study on ac-dbd plasma and electrical heating for aircraft icing mitigation," in *2018 AIAA Aerospace Sciences Meeting*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jan 2018. 29

[163] D. E. Ashpis, M. C. Laun, and E. L. Griebeler, "Progress toward accurate measurements of power consumptions of dbd plasma actuators," in *50th AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, no. AIAA 2012-0823, 09 - 12 January 2012, pp. 1–24. 30

[164] H. Do, W. Kim, M. G. Mungal, and M. A. Capelli, "Bluff body flow separation control using surface dielectric barrier discharges," in *45th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, no. AIAA 2007-939, 8 □ 11 January 2007, pp. 1–9. 31

[165] S. Kotsonis, M.and Ghaemi, R. Giepman, and L. Veldhuis, "Experimental study on the body force field of dielectric barrier discharge actuators," in *41st Plasmadynamics and Lasers Conference*, no. AIAA 2010-4630, 28 June - 1 July 2010, pp. 1–13. 31, 35

[166] R. Durscher and S. Roy, "Novel multi-barrier plasma actuators for increased thrust," in *48th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, no. AIAA 2010-965, 4 - 7 January 2010 2010, pp. 1–9. 31

[167] J. C. Zito, D. P. Arnold, R. J. Durscher, and S. Roy, "Investigation of impedance characteristics and power delivery for dielectric barrier discharge plasma actuators," in *48th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, no. AIAA 2010-964, 4 - 7 January 2010 2010, pp. 1–17. 31

[168] A. R. Hoskinson, "Measurements and simulations of surface dielectric barrier discharges used as plasma actuators," National Aeronautics and Space Administration, Tech. Rep. NASA/CR□2012-217628, September 2012. 32

[169] D. Poon, "Separation control using plasma actuators: Experimental studies of plasma actuator performance," Master's thesis, UNIVERSITY OF MINNESOTA, 2011. 32

[170] J. Pons, E. Moreau, and G. Touchard, "Asymmetric surface dielectric barrier discharge in air at atmospheric pressure: electrical properties and induced airflow characteristics," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 38, pp. 3635–3642, 2005. 32, 42

[171] S. G. Pouryoussefi and M. Mirzaei, "Experimental study of the unsteady actuation effect on induced flow characteristics in dbd plasma actuators," *Plasma Science and Technology*, vol. 17, no. 5, pp. 415–424, may 2015. 33

[172] C. R. Marks, R. Sondergaard, M. Wolff, and R. Anthony, "Experimental comparison of dbd plasma actuators for low reynolds number separation control," *Journal of Turbomachinery*, vol. 135, no. 1, p. 011024, oct 2012. 33

[173] G. Santos, "Uma abordagem experimental ao vento i□nico gerado por um atuador a plasma: desenvolvimento de uma instala□□o schlieren qualitativa e quantitativa," Master's thesis, Universidade da Beira Interior, Jun. 2018. 33

[174] G. Correale, "Nanosecond dielectric barrier discharge plasma actuator: characterization and application," Master's thesis, Delft University of Technology, 2016. 33

[175] G. S. Settles, *Schlieren and shadowgraph techniques*. Springer Berlin Heidelberg, 2012. [Online]. Available: https://www.ebook.de/de/product/20189862/g_s_settles_schlieren_and_shadowgraph_techniques.html 33

[176] G. Neretti, "Active flow control by using plasma actuators," in *Recent Progress in Some Aircraft Technologies*. InTech, sep 2016. 33

[177] G. Neretti, A. Cristofolini, and C. A. Borghi, "Experimental investigation on a vectorized aerodynamic dielectric barrier discharge plasma actuator array," *Journal of Applied Physics*, vol. 115, no. 16, p. 163304, apr 2014. 33

[178] A. Cristofolini, G. Neretti, F. Roveda, and C. A. Borghi, "Schlieren imaging in a dielectric barrier discharge actuator for airflow control," *Journal of Applied Physics*, vol. 111, no. 3, p. 033302, feb 2012. 33

[179] D. Opaits, G. Neretti, A. Likhanskii, S. Zaidi, M. Shneider, R. Miles, and S. Macheret, "Experimental investigation of dbd plasma actuators driven by repetitive high voltage nanosecond pulses with dc or low-frequency sinusoidal bias," in *38th Plasmadynamics and Lasers Conference*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jun 2007. 33

[180] S. Nourgostar and J. R. Roth, "Schlieren imaging of the aerodynamic flow field induced by a paraelectric electrohydrodynamic (ehd) plasma actuator," *IEEE Transactions on Plasma Science*, vol. 36, no. 4, pp. 1320–1321, aug 2008. 33

[181] A. Komuro, K. Takashima, K. Konno, N. Tanaka, T. Nonomura, T. Kaneko, A. Ando, and K. Asai, "Schlieren visualization of flow-field modification over an airfoil by near-surface gas-density perturbations generated by a nanosecond-pulse-driven plasma actuator," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 50, no. 21, p. 215202, may 2017. 33

[182] F. F. Chen, *Introduction to Plasma Physics and Controlled Fusion*. Springer US, 1984, vol. Volume 1: Plasma Physics. 34

[183] R. Durscher and S. Roy, "Force measurement techniques and preliminary results using aerogels and ferroelectrics for dielectric barrier discharge actuators," in *42nd AIAA Plasmadynamics and Lasers Conference*, no. AIAA 2011-3735, 27 - 30 June 2011, pp. 1–14. 34

[184] T. Abe, Y. Takizawa, S. Sato, and N. Kimura, "Experimental study for momentum transfer in a dielectric barrier discharge plasma actuator," *AIAA Journal*, vol. 46, no. 9, pp. 2248–2256, 2008. 34

[185] D. F. Opaits, G. Neretti, S. H. Zaidi, M. N. Shneider, and R. B. Miles, "Dbd plasma actuators driven by a combination of low frequency bias voltage and nanosecond pulses," in *46th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, no. AIAA 2008-1372, 7 - 10 January 2008, pp. 1–18. 34

[186] J. W. Gregory, C. L. Enloe, G. I. Font, and T. E. McLaughlin, "Force production mechanisms of a dielectric-barrier discharge plasma actuator," in *45th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, no. AIAA 2007-185, 8 - 11 January 2007 2007, pp. 1–13. 34

[187] A. R. Hoskinson, N. Hershkowitz, and D. E. Ashpis, "Comparisons of force measurement methods for dbd plasma actuators in quiescent air," in *47th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including The New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, no. AIAA 2009-485, 5 - 8 January 2009, pp. 1–11. 35

[188] N. Bernard, N. Balcon, and E. Moreau, "Electric wind produced by a single dielectric barrier discharge actuator operating in atmospheric flight conditions ▫ pressure outcome," in *39th Plasmadynamics and Lasers Conference*, no. AIAA 2008-3792, 23 - 26 June 2008, pp. 1–16. 35

[189] L. V. King, "On the convection of heat from small cylinders in a stream of fluid: Determination of the convection constants of small platinum wires with applications to hot-wire anemometry," *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 214, no. 509-522, pp. 373–432, jan 1914. 36

[190] J. A. Vernet, R. Orlu, and P. H. Alfredsson, "Separation control by means of plasma actuation on a half cylinder approached by a turbulent boundary layer," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 145, pp. 318–326, 2015. 36

[191] S. Yamada, K. Shibata, H. Ishikawa, S. Honami, and M. Motosuke, "Flow behavior behind a circular cylinder by dbd plasma actuators in low reynolds number," in *48th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, no. AIAA 2010-549, 4 - 7 January 2010, pp. 1–9. 36

[192] J. Huang, "Separation control over low pressure turbine blades using plasma actuators," Ph.D. dissertation, University of Notre Dame, 2005. 36

[193] J. A. Vernet, "Plasma actuators for separation control - design and application," Master's thesis, Royal Institute of Technology, 2014. 37

[194] D. Greenblatt, C. Y. Schulle, D. Roman, and C. O. Paschereit, "Dielectric barrier discharge flow control at very low flight reynolds numbers," *AIAA Journal*, vol. 46, no. 6, pp. 1528–1541, 2008. 37

[195] C. Sanjuan, M. N. S□nchez, R. Enr□quez, and M. R. H. Celem□n, "Experimental piv techniques applied to the analysis of natural convection in open joint ventilated facades," *Energy Procedia*, vol. 30, pp. 1216–1225, 2012. 38

[196] W. G. Ryerson and K. Schwenk, "A simple, inexpensive system for digital particle image velocimetry (dpiv) in biomechanics," *Journal of Experimental Zoology*, vol. 317, no. 2, pp. 127–140, 2012. 38

[197] M. Jahanmiri, "Particle image velocimetry: Fundamentals and its applications," Chalmers University of Technology, Tech. Rep., 2011. 38, 39

[198] F. W. Bach, K. Mohwald, L. Engl, B. Drobler, and K. Hartz, "Particle image velocimetry in thermal spraying," *Advanced Engineering Materials*, vol. 8, no. 7, pp. 650–653, 2006. 38

[199] R. D. Whalley and K. Choi, "The satarting vortex in quiescent air induced by dielectric-barrier-discharge plasma," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 703, pp. 192–203, 2013. 38

[200] T. N. Jukes and K. Choi, "Dielectric-barrier-discharge vortex generators: characterisation and optimisation for flow separation control," *Experiments in Fluids*, vol. 52, pp. 329–345, 2012. 38

[201] B. M. M. Fernandes, "Estudo experimental do escoamento a jusante das rodas e estator de uma turbina wells biplano atrav□s de particle image velocimetry," Master's thesis, Instituto Superior Tecnico de Lisboa, 2011. 38

[202] M. Raffel, C. Willert, S. Wereley, and J. Kompenhans, *Particle Image Velocimetry*, 2nd ed. Springer US, 2007. 39

[203] von Karman Institute, Ed., *Measurements Techniques in Fluid Dynamics*. Rhode Saint Genese Belgium, 1997. 39

[204] D. C. Lam, "Design of optical measurements for plasma actuators for the validation of quiescent and flow control simulations," Master's thesis, Virginia Polytechnic Institute, Dec. 2015. 41

[205] R. Geuns, "The use of dielectric barrier discharge plasma actuators for low-speed flow control: An experimental study on plasma characteristics," Master's thesis, Delft University of Technology, November 2014. 41, 60

[206] M. Kuhn, M. Kuhn-Kauffeldt, J. Schein, and A. Belinger, "Plasma actuators for active flow control based on a glow discharge," *Journal of Physics: Conference Series*, vol. 825, p. 012007, apr 2017. 41

[207] I. Biganzoli, R. Barni, C. Riccardi, A. Gurioli, and R. Pertile, "Optical and electrical characterization of a surface dielectric barrier discharge plasma actuator." *Plasma Sources Science and Technology*, vol. 22, no. 025009, p. 9, 2013. 41, 60

[208] J. Shin, V. Narayanaswamy, L. L. Raja, and N. T. Clemens, "Characterization of a direct-current glow discharge plasma actuator in low-pressure supersonic flow," *AIAA Journal*, vol. 45, no. 7, pp. 1596–1605, jul 2007. 41

[209] J. Kraus, *Electromagnetics*, 4th ed. McGraw-Hill Inc., 1991. 43, 44

[210] E. Merlo, A. Gurioli, E. Magnoli, G. Mattiuzzo, R. Pertile, and G. Vitillo, "System for preventing icing on an aircraft surface operationally exposed to air," Italy patent WO/2014/122 568, 2014. 46

[211] S. G. Saddoughi, B. J. Badding, P. Giguere, M. P. Boespflug, G. A. Bennett, and A. Gupta, "System for deicing a wind turbine blade," U.S. patenteu EP 2 365 219 A2, 2011. 47

[212] ——, "System and method of deicing and prevention or delay of flow separation over wind turbine," U.S. patentus US 8 038 397 B2, 2011. 47

[213] G. Herbaut and D. Bouillon, "Splitter nose with plasma de-icing for axial turbomachine compressor," France Patent CA 2 908 979 A1, 2016. 47

[214] G. Correale and I. Popov, "Boundary layer control via nanosecond dielectric/resistive barrier discharge," France patent WO 2 015 024 601 A1, 2015. 47

[215] R. Miles, A. O. Macheret, M. Shneider, A. Likhanskii, and J. S. Silkey, "Systems and methods for controlling flows with electrical pulses," U.S. patentus US 7 744 039 B2, 2010. 48

[216] W. Guang-qiu, X. Bang-meng, and Y. Guang-quan, "Laminated plate aircraft skin with flow control and deicing prevention functions," China Patent CN 102 991 666, 2013. 48

[217] C. Jinsheng, T. Yonggiang, M. Xuan-shi, and Z. Qi, "Icing removing device and method of dielectric barrier discharge plasma," China Patent CN 104 890 881 A, 2015. 48

[218] D. Mei, X. Zhu, Y. He, J. D. Yan, and X. Tu, "Plasma-assisted conversion of co2 in a dielectric barrier discharge reactor: understanding the effect of packing materials," *Plasma Sources Science and Technology*, vol. 24, no. 015011, p. 10pp, 2015. 54

[219] R. Geuns, G. Goekce, G. Plyushchev, P. Leyland, R. Pimentel, A. Champlain, and Y. Jean, "Understanding sdbd actuators: An experimental study on plasma characteristics," in *45th AIAA Plasmadynamics and Lasers Conference*, no. AIAA 2014-2811, 16-20 June 2014, pp. 1–13. 60

[220] H. Rabat, J. M. Bauchire, M. Chang, and D. Hong, "Experimental study of the ozone produced by a plasma actuator using surface dielectric barrier discharge," in *XXth International Conference on Gas Discharges and Their Applications*, July 2014, pp. 291–294. 74

[221] J. Kitayama and M. Kuzumoto, "Analysis of ozone generation from air in silent discharge," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 32, pp. 3032–3040, 1999. 74

[222] G. Pietsch and V. Gibalov, "Dielectric barrier discharges and ozone synthesis," *Pure and Applied Chemistry*, vol. 70, no. 6, pp. 1169–1174, 1998. 74

[223] G. S. Settles, "Shadowgraph techniques," in *Schlieren and Shadowgraph Techniques*. Springer Berlin Heidelberg, 2001, pp. 143–163. 92

[224] M. D. Giorgi, E. Pescini, F. Marra, and A. Ficarella, "Plasma actuator scaling down to improve its energy conversion efficiency for active flow control in modern turbojet engines compressors," *Applied Thermal Engineering*, vol. 106, pp. 334–350, aug 2016. 94

[225] X. Meng, Y. Wang, J. Wang, J. Cai, F. Liu, and S. Luo, "Body force produced by plasma actuator using PIV and pressure measurements," in *51st AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jan 2013. 94

[226] R. Erfani, C. Hale, and K. Kontis, "The influence of electrode configuration and dielectric temperature on plasma actuator performance," in *49th AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, jan 2011. 94

[227] D. M. Schatzman and F. O. Thomas, "Turbulent boundary-layer separation control with single dielectric barrier discharge plasma actuators," *AIAA Journal*, vol. 48, no. 8, pp. 1620–1634, aug 2010. 94

[228] X. Wang, J. Engel, and C. Liu, "Liquid crystal polymer (lcp) for mems: processes and applications," *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 13, no. 5, pp. 628–633, 2003. 125

[229] H. Dodiuk and G. S. H., Eds., *Handbook of Thermoset Plastics*. Elsevier, 2014. 128

[230] S. Ebnesajjad, *Handbook of Biopolymers and Biodegradable Plastics. Properties, Processing and Applications*. Elsevier, 2013. 128

[231] G. W. Codner, D. A. Pruzan, R. L. Rauckhorst, A. D. Reich, and D. B. Sweet, "Impedance type ice detector," U.S. patentus US5 955 887A, 1999. 157

[232] S. Khan, L. Lorenzelli, and R. S. Dahiya, "Technologies for printing sensors and electronics over large flexible substrates: A review," *IEEE Sensors Journal*, vol. 15, no. 6, pp. 3164–3185, jun 2015. 158

[233] V. Correia, C. Caparros, C. Casellas, L. Francesch, J. G. Rocha, and S. Lanceros-Mendez, "Development of inkjet printed strain sensors," *Smart Materials and Structures*, vol. 22, no. 10, p. 105028, sep 2013. 158

Apêndice A

Geradores de sinal de alta tensão usados para alimentação de atuadores a plasma.

A.1 Esquema de ligações do PVM 500 e dados técnicos do gerador Minipuls 2.2

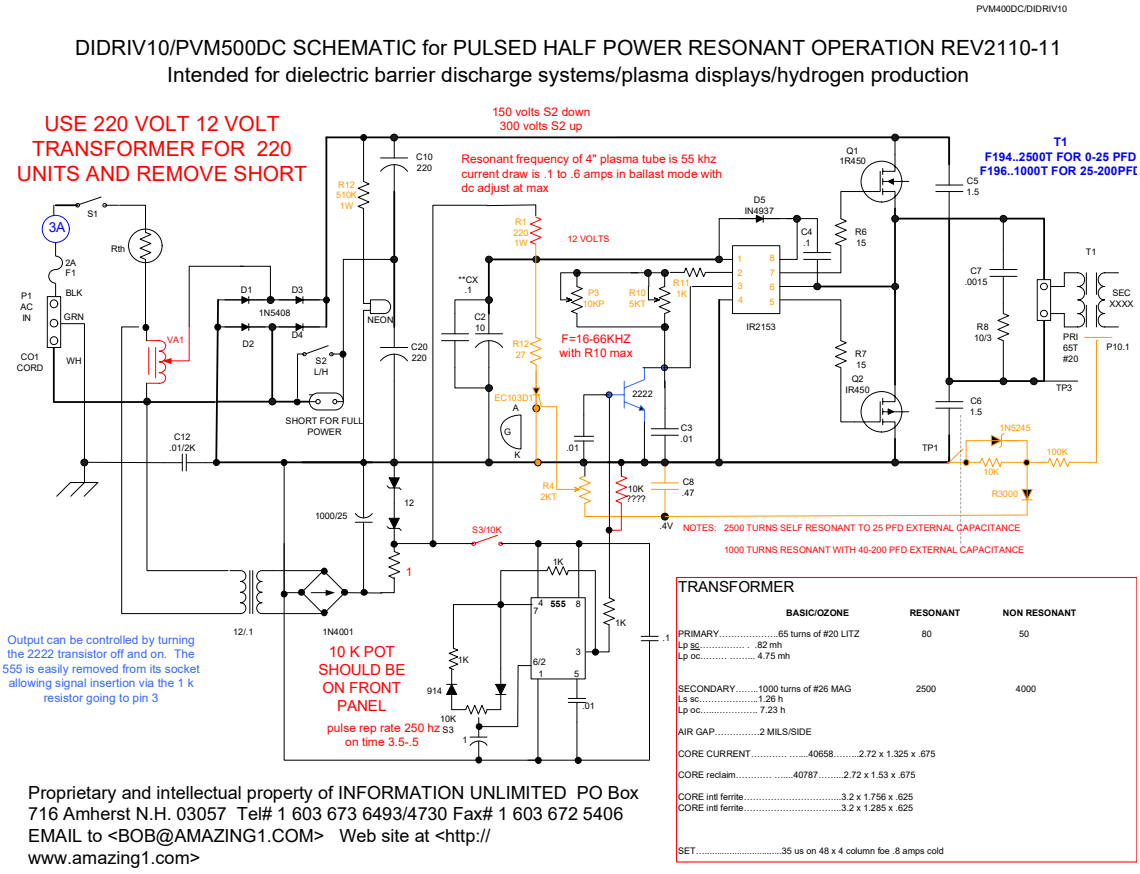
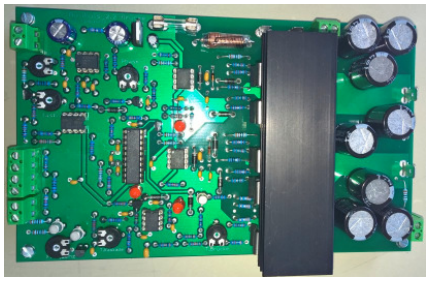


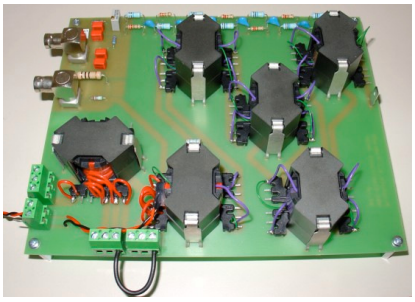
Figura A.1: Esquema de ligações do gerador de alta tensão $PVM\ 500$.

Minipuls 2.2

kit for efficiently generating high frequency high voltage

The assembly Minipuls 2.2 is designed for generating high AC voltages with frequencies in the range 5-20 kHz and amplitudes up to 10 kV peak (=20 kVpp or 7 kV_{RMS}). The assembly consists of two boards, the full bridge converter and the transformer cascade. Supply can be by a standard laboratory power supply. Control can be by an external control signal as well as internal.





Full bridge converter

Internal control

- Frequency 5-20 kHz, adjustable.
- Phase 0-180° adjustable for setting the output power
- Additionally, it is possible to adjust burst frequency 0-400 Hz and duty cycle in the range 0-100%.

External control possibilities

Control voltages are designed for the range 0-5V:

- Inhibit input (input current <0.5 mA):

operation possible	input open or U>2V
shut down	0V<U<2V

- Frequency control input: Any voltage applied there will increase frequency, the internal setting will serve as minimum frequency. Additionally, the internal +5.0V reference voltage is available, so that it is easily possible to add here an external potentiometer.
- External clock: The operation frequency can alternatively be set by an external TTL signal, the output frequency is then half the clock signal frequency.
- The phase input can be used to regulate the output power.
- Supply 15-40 V, 4A max. Total input power <140W. Optionally, by changing the position of the fuse, the power part may be powered separately by 0....45V, 4A max.
- Supply fuse 4A
- max. average output power 120W, for short periods even higher.
- All inputs by screw contacts, outputs by 6.3 mm terminals.
- Primary current limit 10A, corresponding to an output current limit of about 60 mA peak or 40mA_{RMS}.
- Power transistors and cascade are under temperature surveillance.

Board size 116*193mm with mounting bolt in the edges; weight around 360g.

Transformer cascade

- Output transformers in 5-fold cascaded circuit, RM14 ferrite cores.
- Transformer ratio selectable 1:102, 1:121 and 1:148
- Primary resonance inductor selectable 81µH, 100µH and 121µH.
- Output signal: Approximate sinusoidal.
- Time-Voltage product for saturation of the output transformers around 0.45Vs, corresponding to 10 kV peak at 7 kHz.
- Maximum output voltage 10 kV peak, depending on load and frequency.
- The cascade is designed for capacitive loads up to 300 pF and resistive loads >100 kΩ; however full output voltage cannot be guaranteed for all loads.
- Overvoltage limit around 12 kV by spark gap.
- Voltage monitor output 1:1000
- Current monitor output 10 V/A
- Input by screw contacts, voltage and current monitor BNC, output by 6.3 mm terminal.
- extra screw contact for temperature surveillance.
- board size 160*190 mm with mounting bolts in the edges; weight around 0.8 kg.

Environmental

- Environmental temperature 0 - 35 °C
- Humidity 0 - 80%, the assembly is intended for use in dry rooms.
- Protection class III, IP 00.

Safety, EMC

The high voltage output does not have any special protection against touching! The user has to ensure that the transformer cascade and anything connected to the output cannot be touched during operation.
Outputs of high frequency transformers have very little stored energy. But the current may exceed allowed limits, touching may cause severe burns.
The likely use of the device (open connection, barrier discharge) is a possible source of high frequency noise emissions, which may influence nearby electronics devices. This has to be considered by the user and appropriate measures taken.

08.09.15 Dr. Jörg Brutscher

GBS Elektronik GmbH
Bautzner Landstraße 22
01454 Großerkmannsdorf
Germany

Tel.: 0049 (0)351 21 70 07 - 0
Fax.: 0049 (0)351 21 70 07 - 21
E-Mail: kontakt@gbs-elektronik.de
Website: www.gbs-elektronik.de

Figura A.2: Dados técnicos do gerador de alta tensão *Minipuls 2.2*.

Apêndice B

Construção do suporte para medições com tubo de Pitot.

B.1 Desenhos de execução e projecção do suporte para medições com tubo de Pitot.

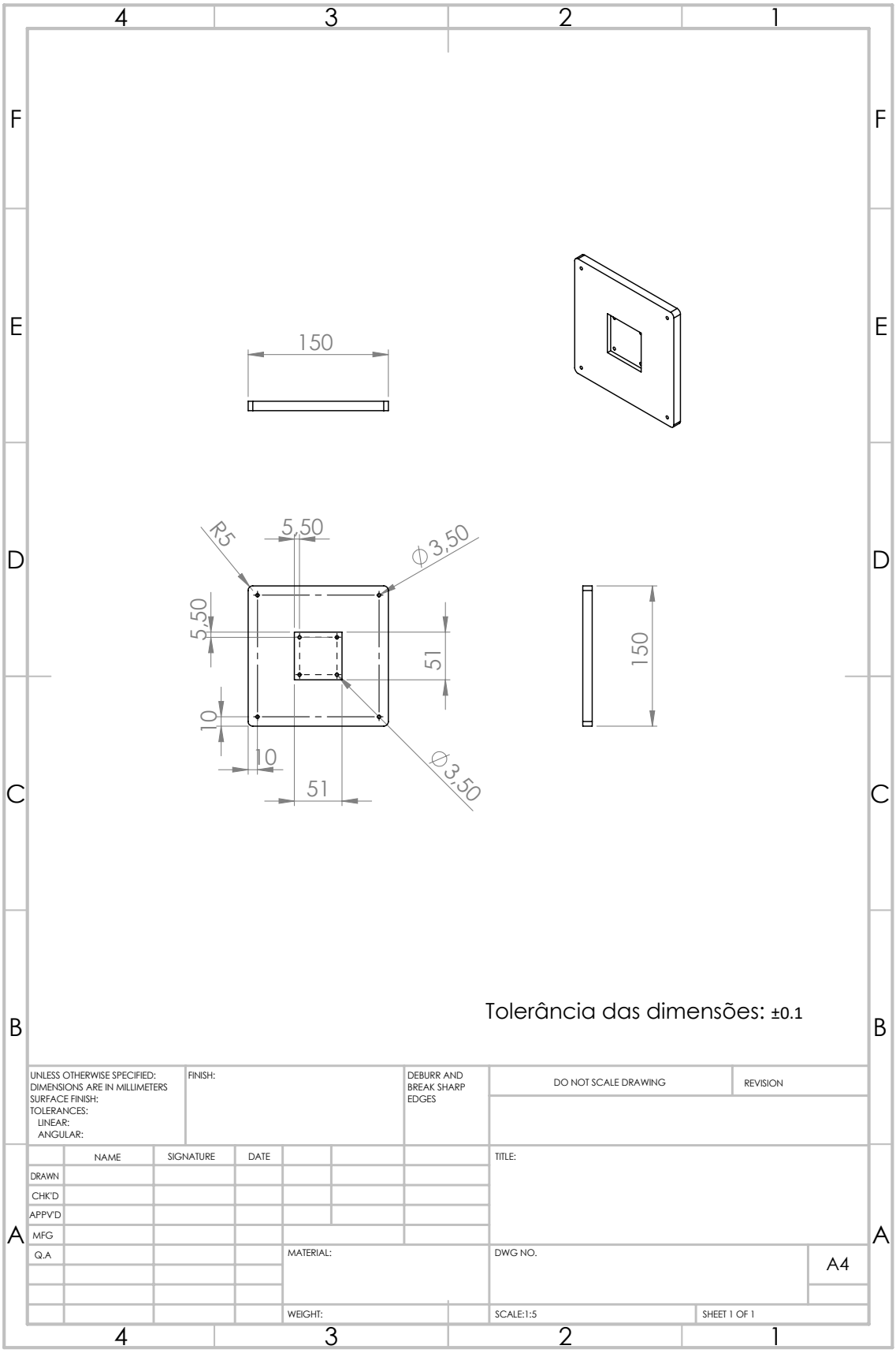


Figura B.1: Base do suporte.

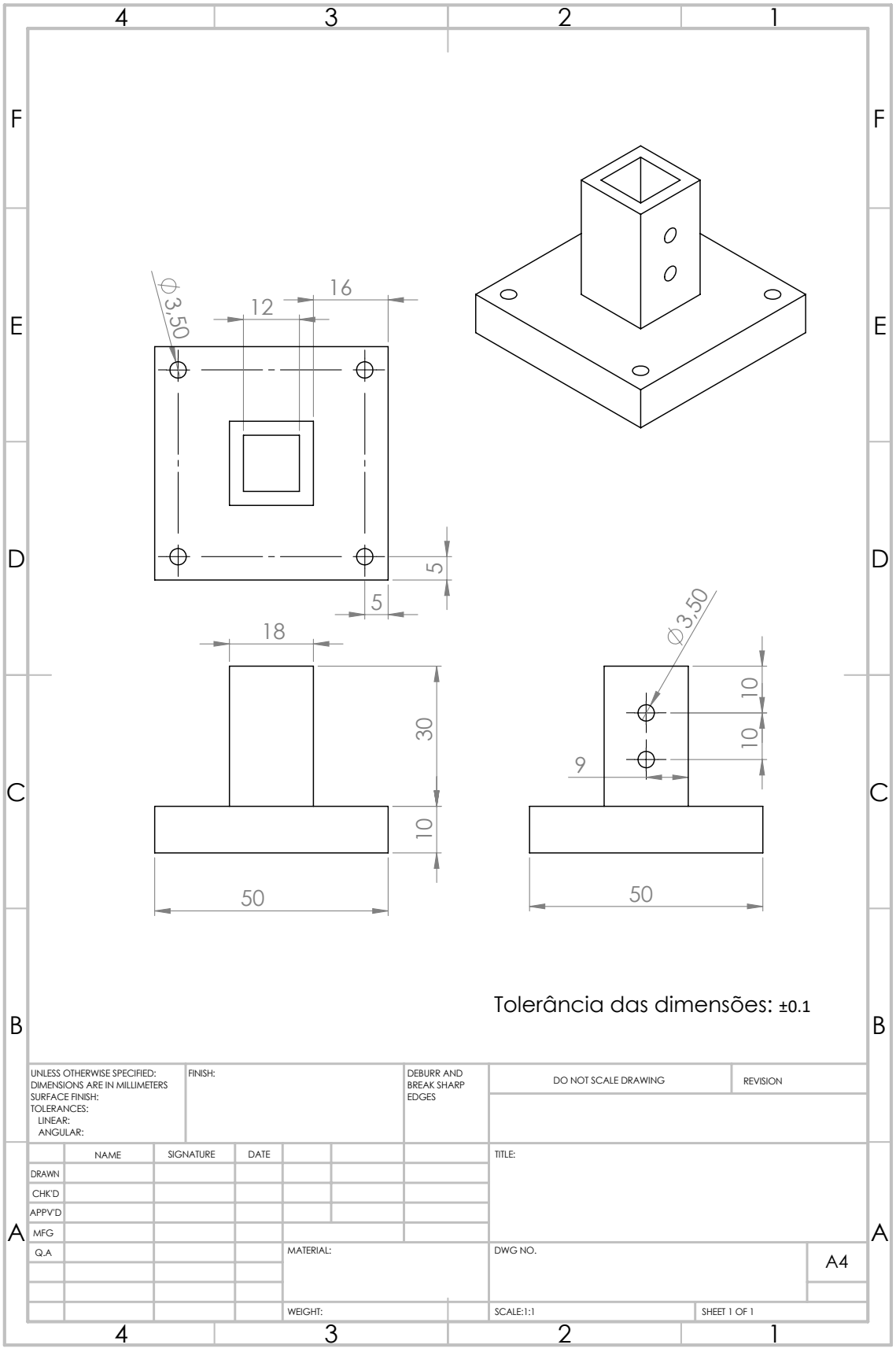


Figura B.2: Peça de encaixe entre a base e o perfil de alumínio vertical.

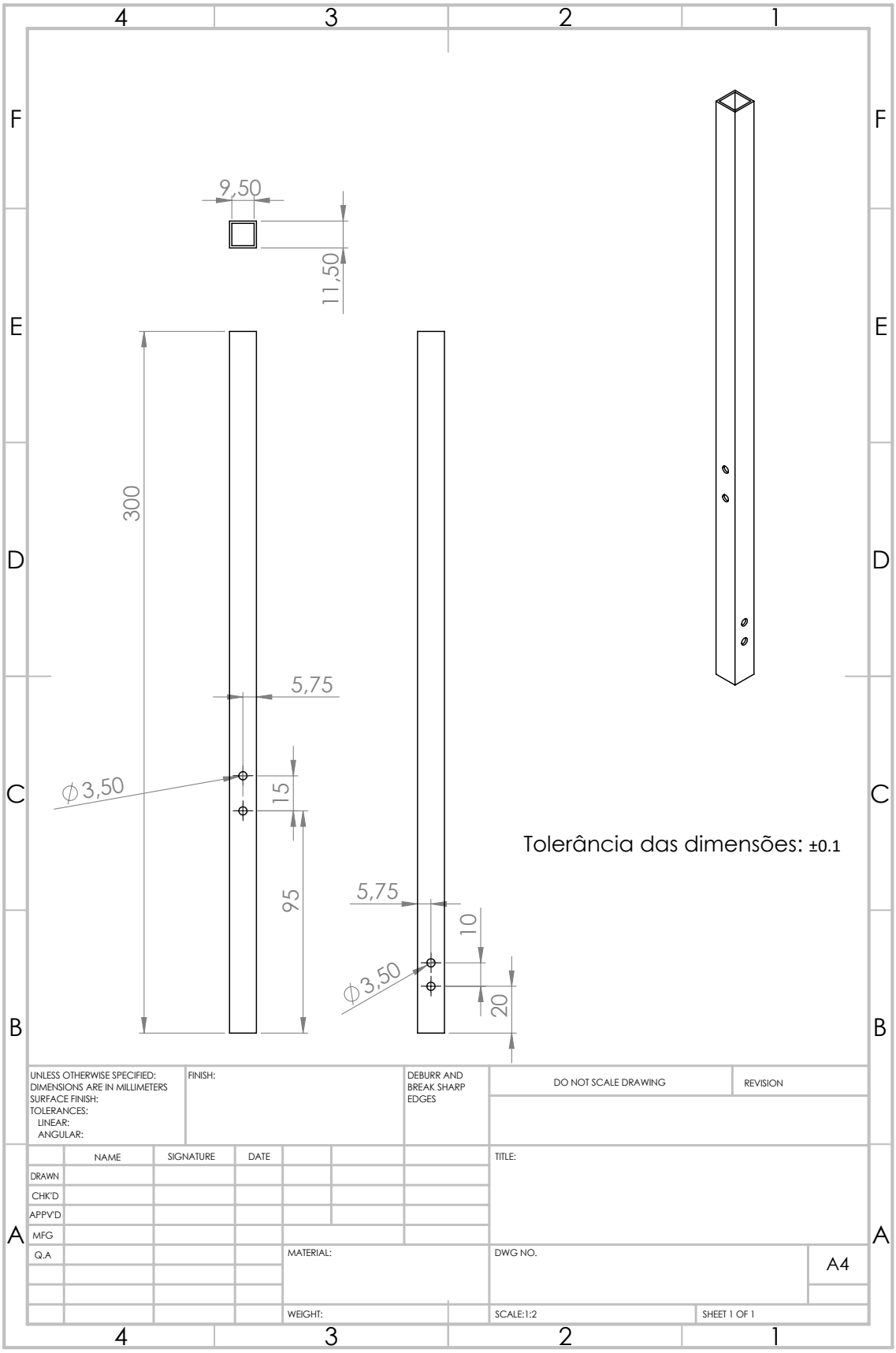


Figura B.3: Perfil de alumínio vertical.

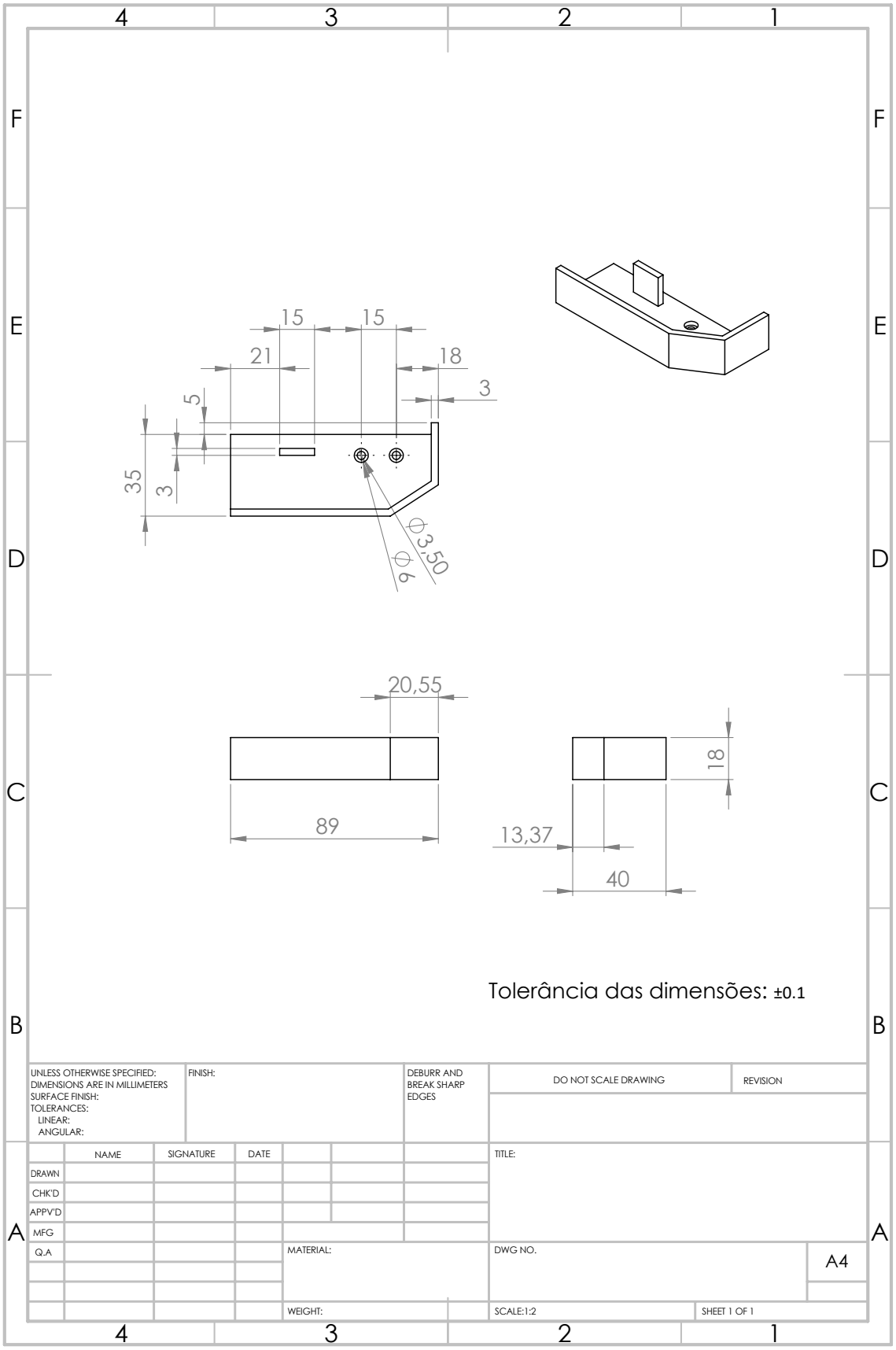


Figura B.4: Peça de encaixe do micrómetro.

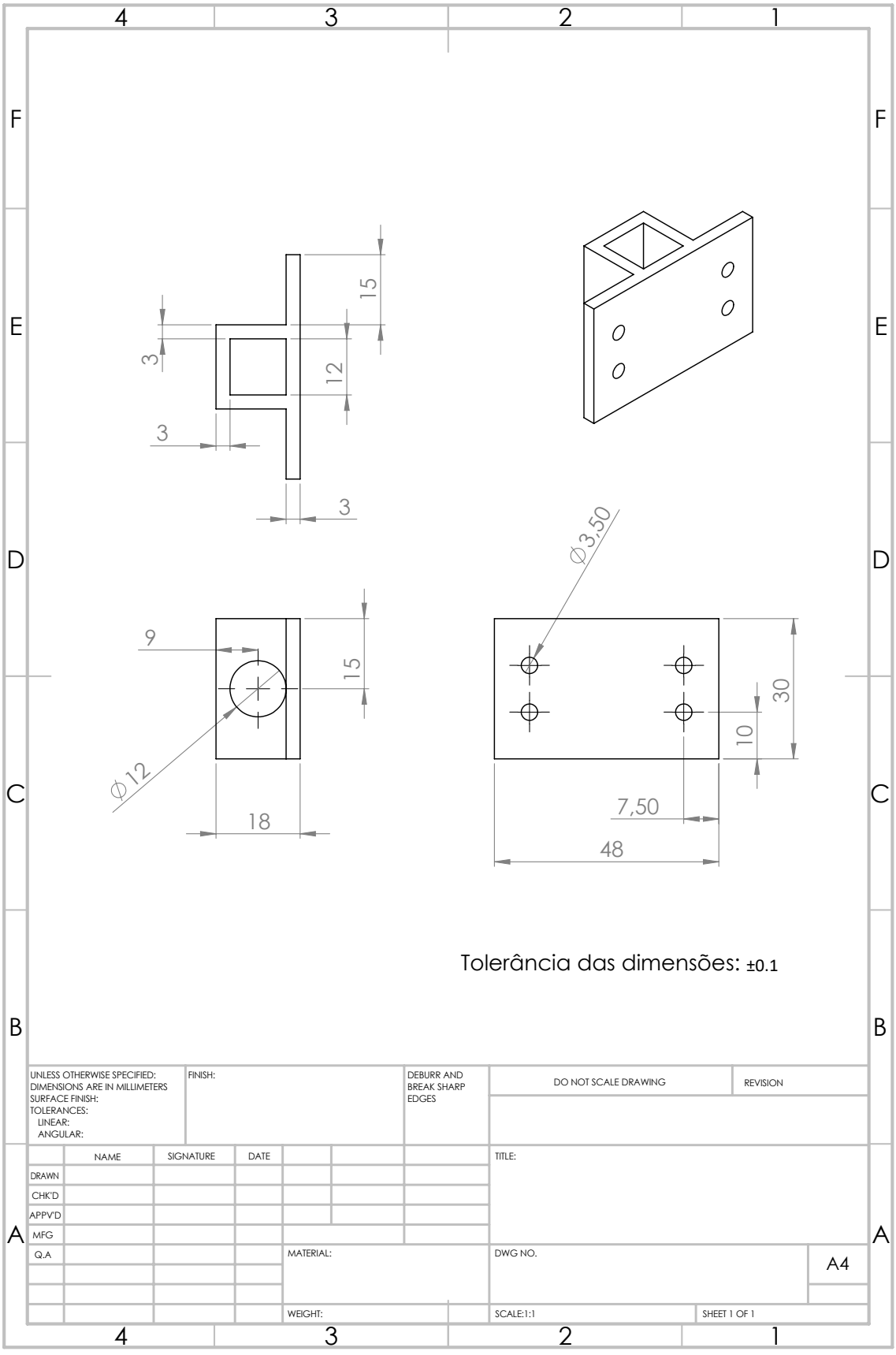


Figura B.5: Peça para que permite o movimento do perfil de alumínio horizontal ao longo do perfil de alumínio vertical.

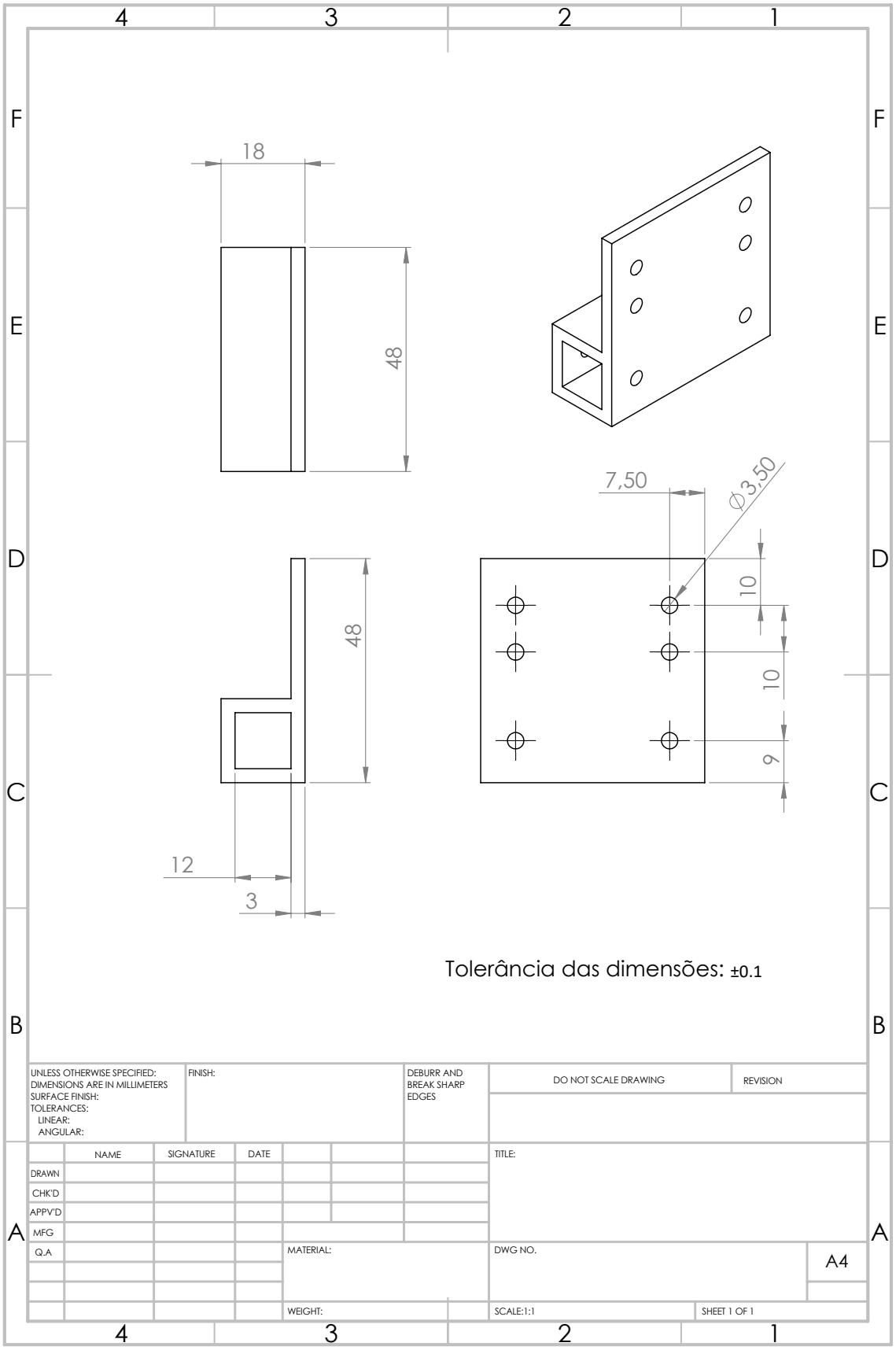


Figura B.6: Peça de encaixe do perfil de alumínio horizontal.

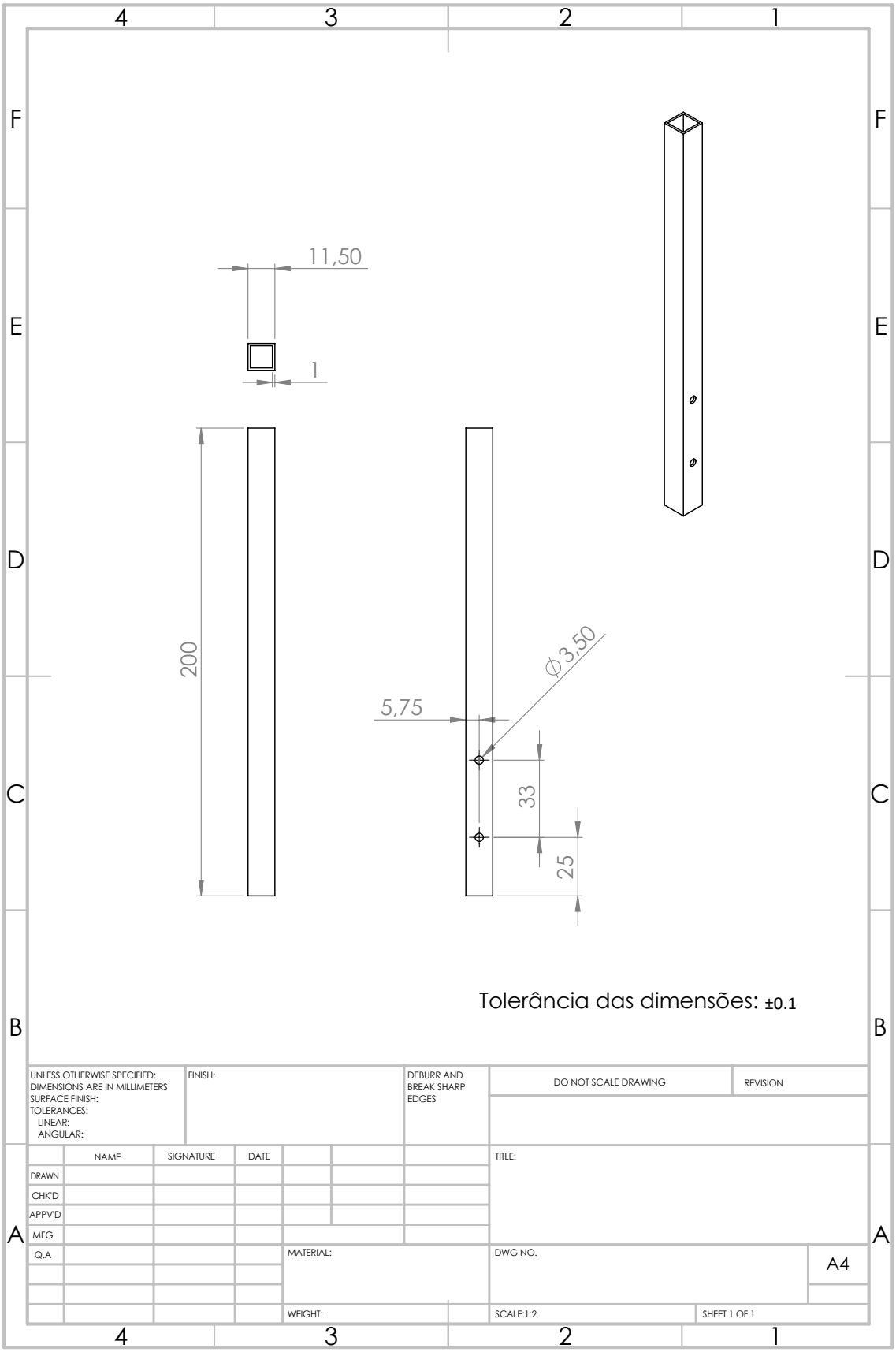


Figura B.7: Perfil de alumínio horizontal.

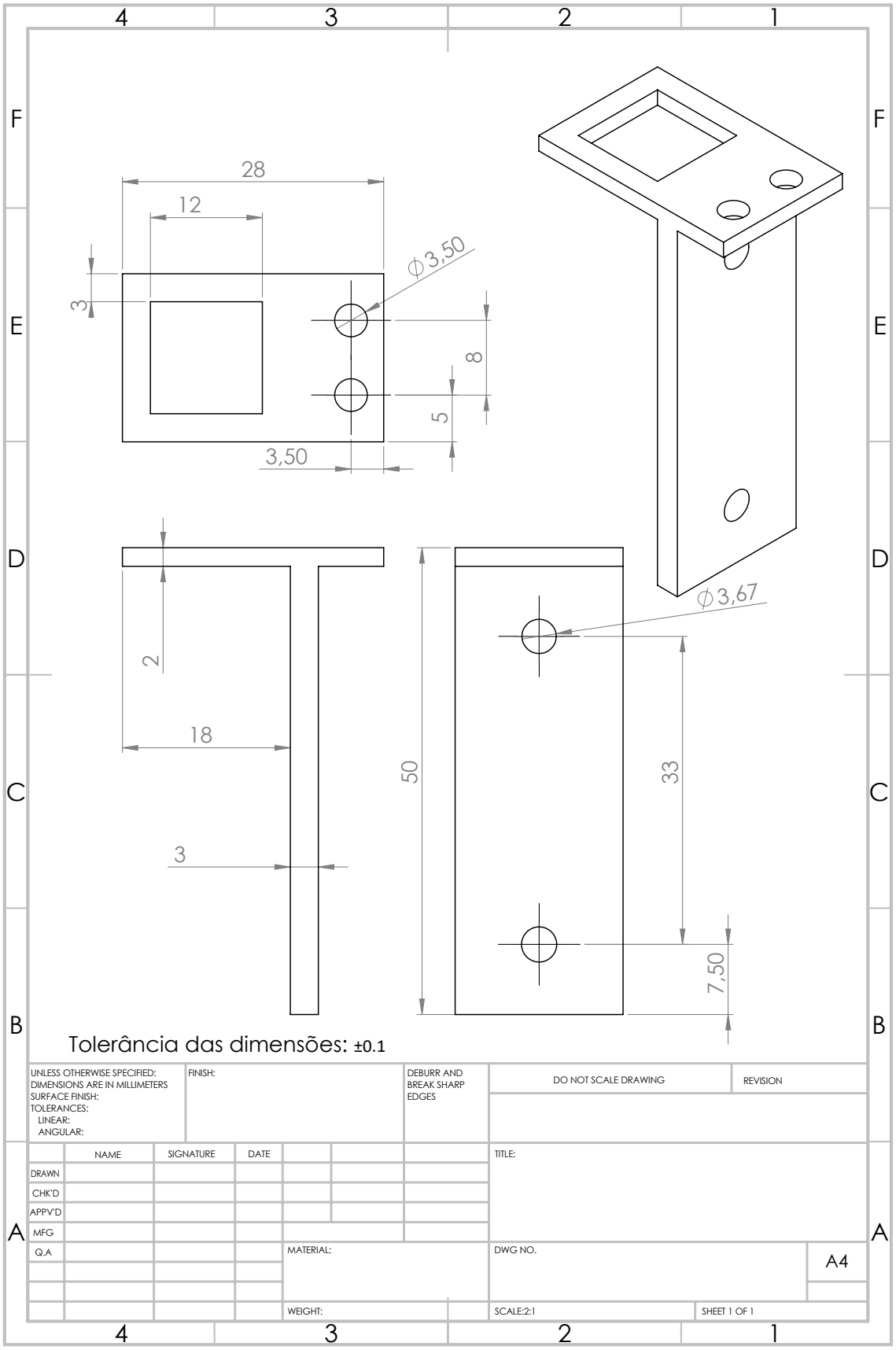


Figura B.8: Parte 1 da peça de controlo do deslocamento do perfil de alumínio horizontal.

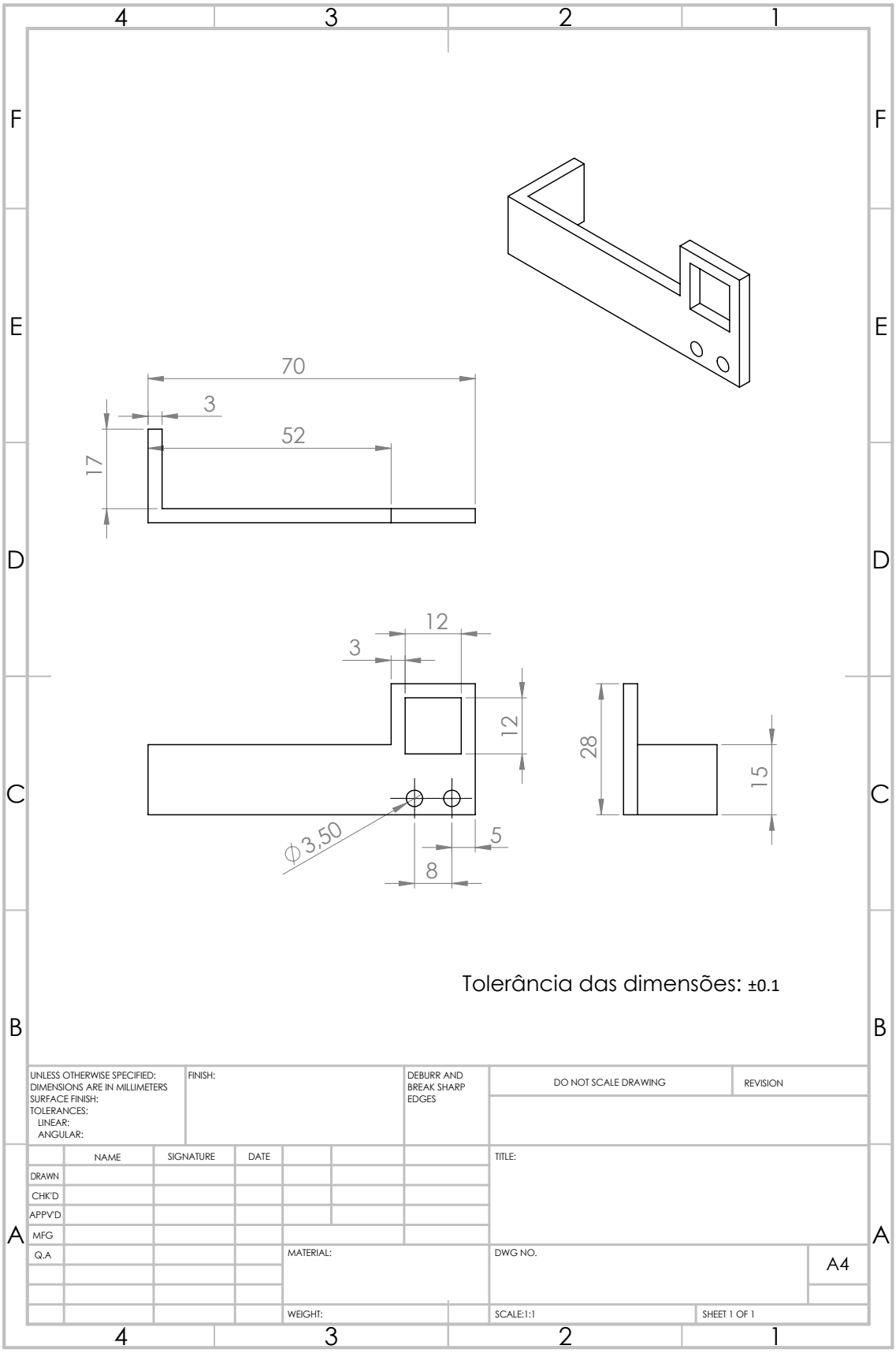


Figura B.9: Parte 2 da peça de controlo do deslocamento do perfil de alumínio horizontal.

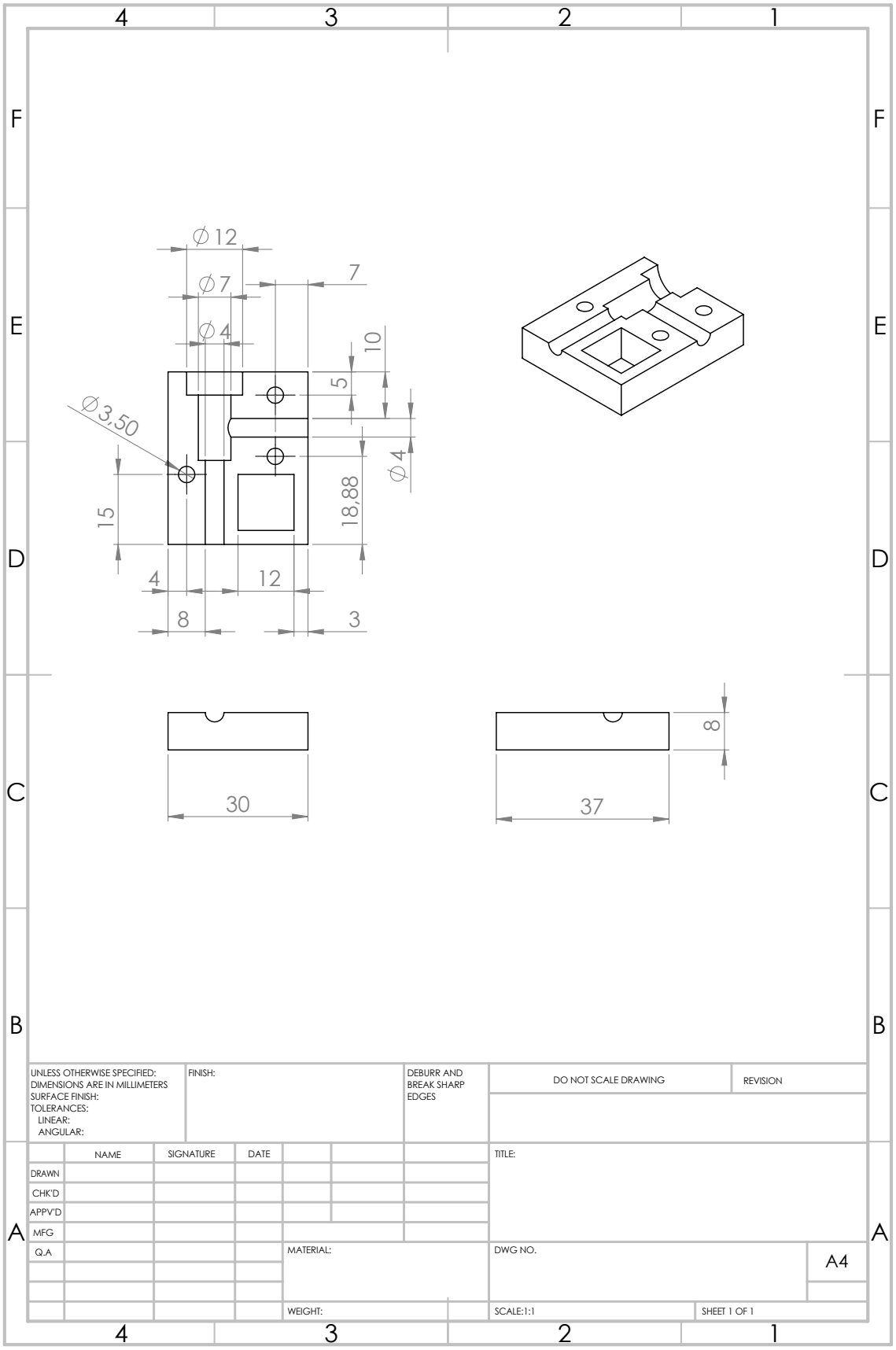
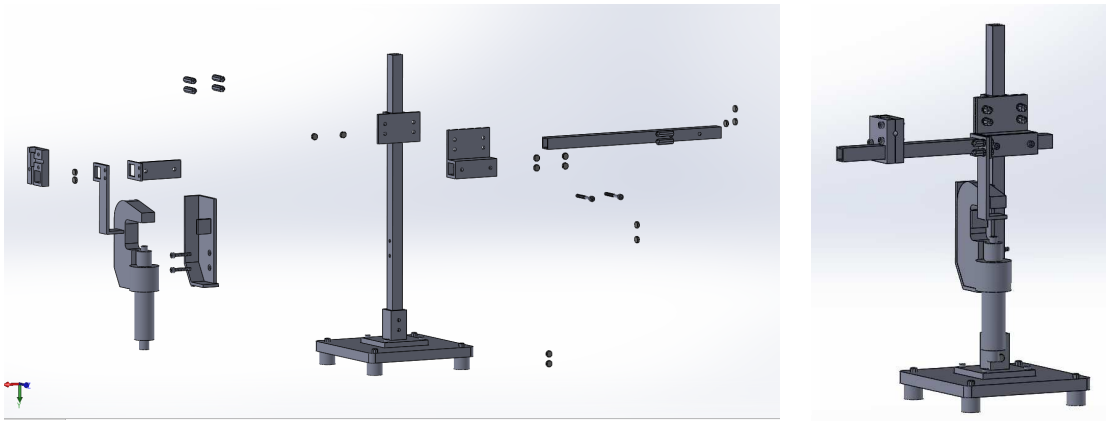


Figura B.10: Encaixe do tubo de Pitot ao perfil de alumínio horizontal.



(a) Vista explodida da montagem do suporte.

(b) Projeção da montagem final.

Figura B.11: Projeção da montagem do suporte para medições com tubo de Pitot.

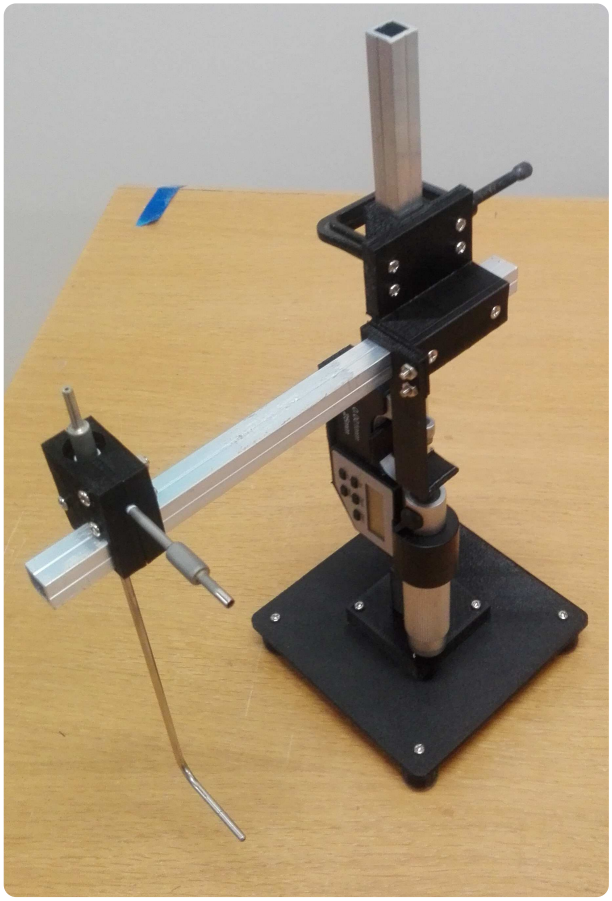


Figura B.12: Produto final.

Apêndice C

Construção de modelos para testes em túnel de vento

C.1 Desenhos de execução e construção dos modelos de teste em túnel de vento.

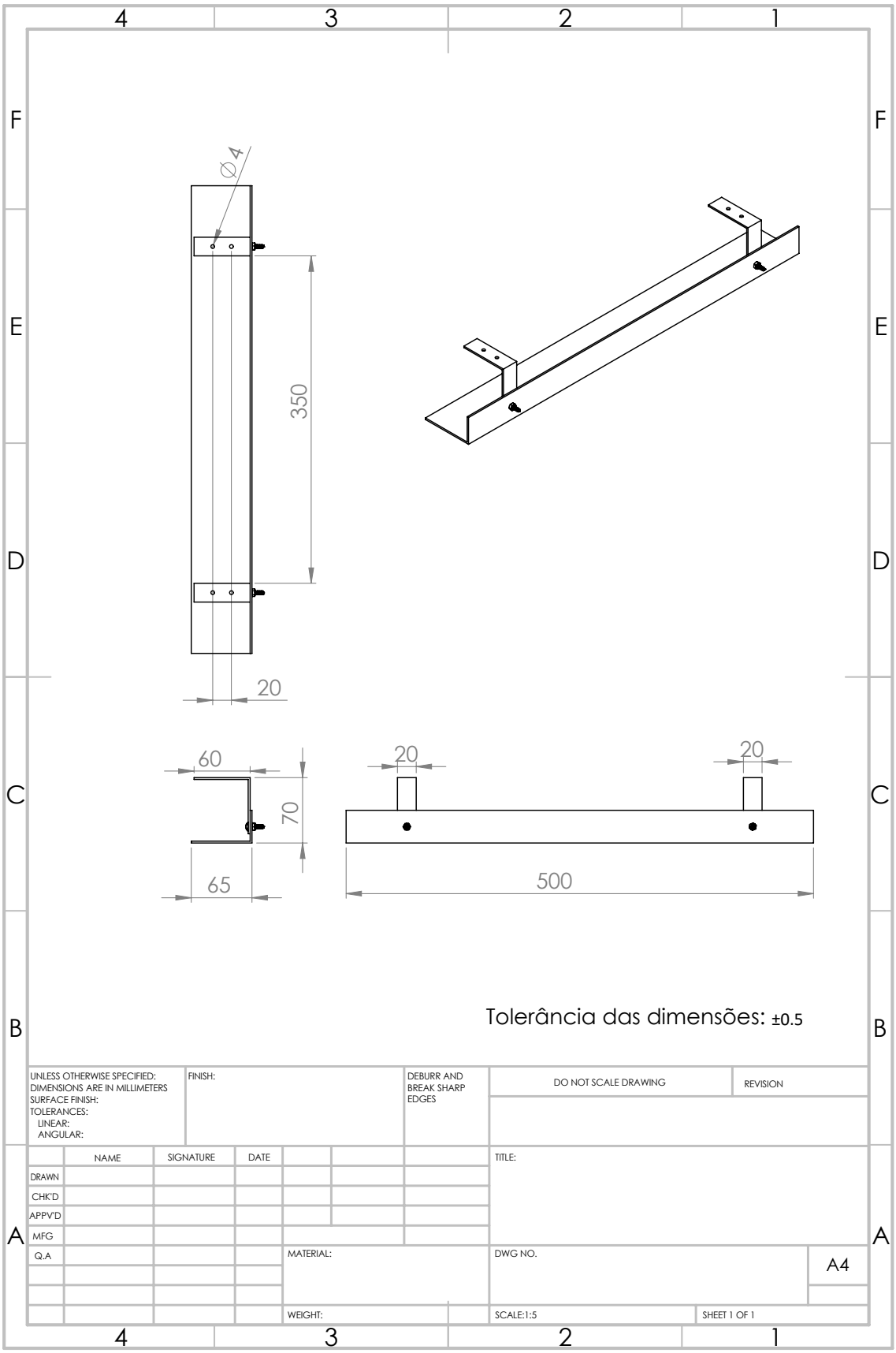


Figura C.1: Base do corpo *Ahmed*.

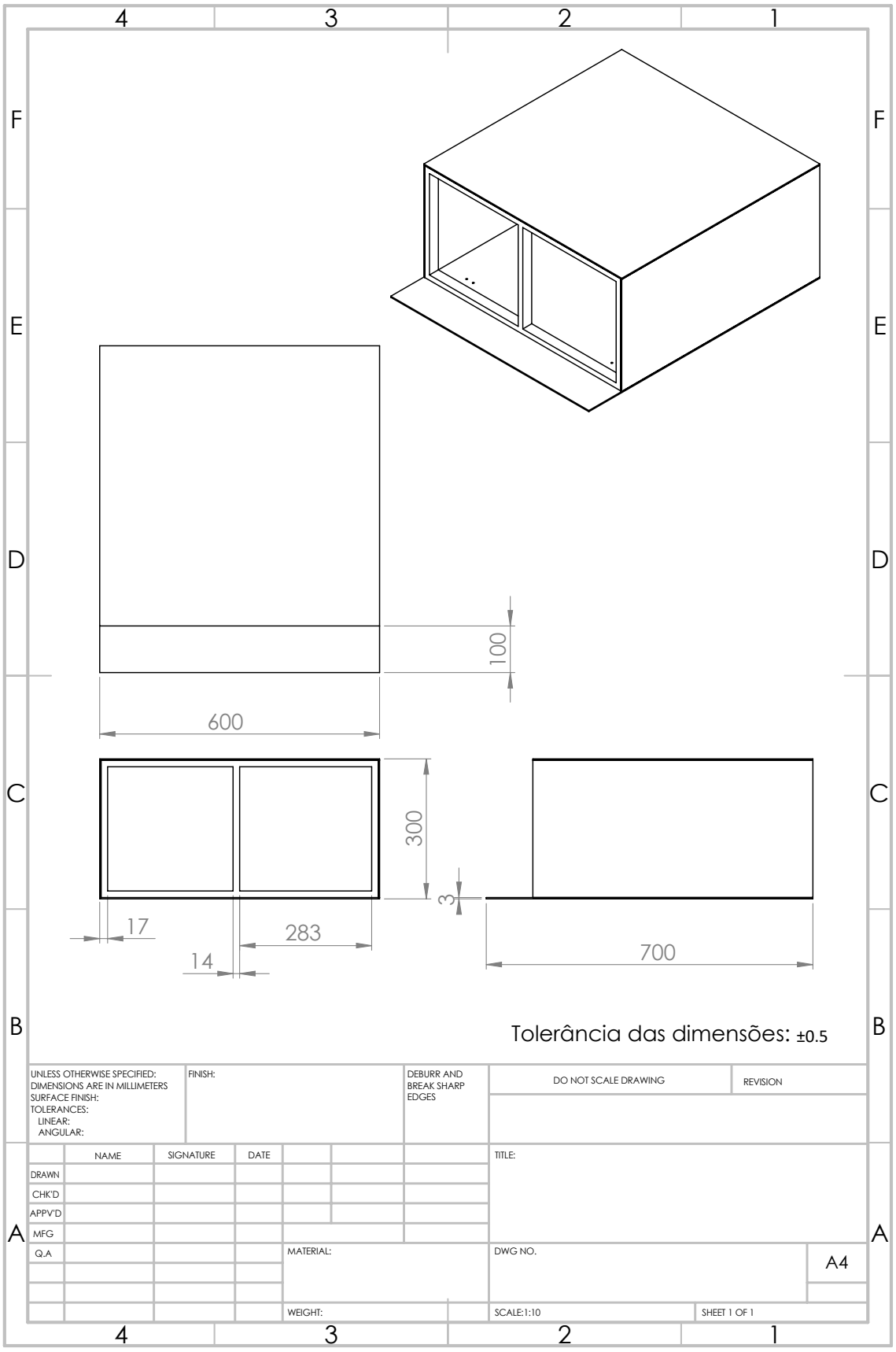


Figura C.2: Bloco principal do corpo *Ahmed*.

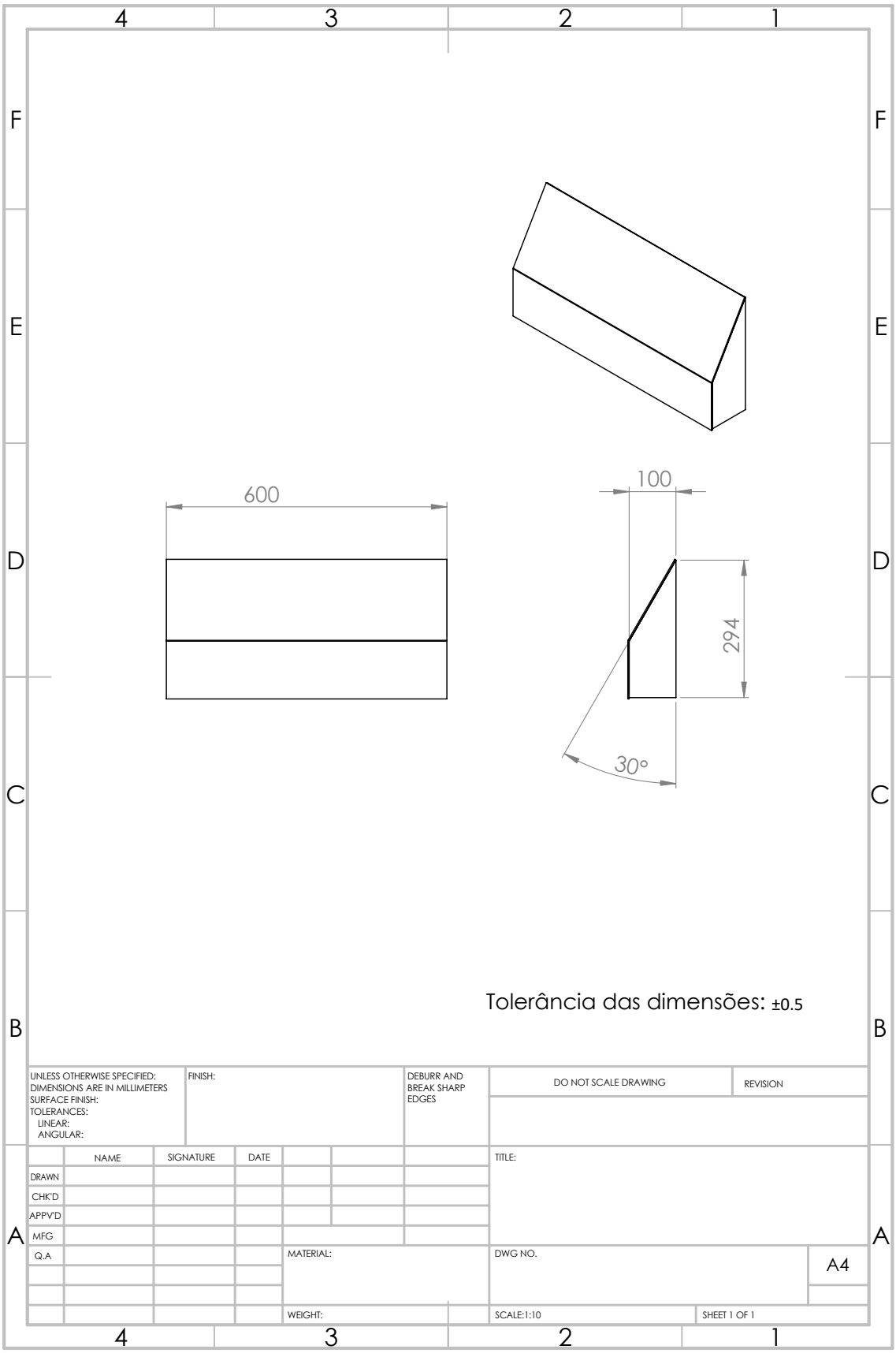


Figura C.3: Traseira com inclinação de 30 graus.

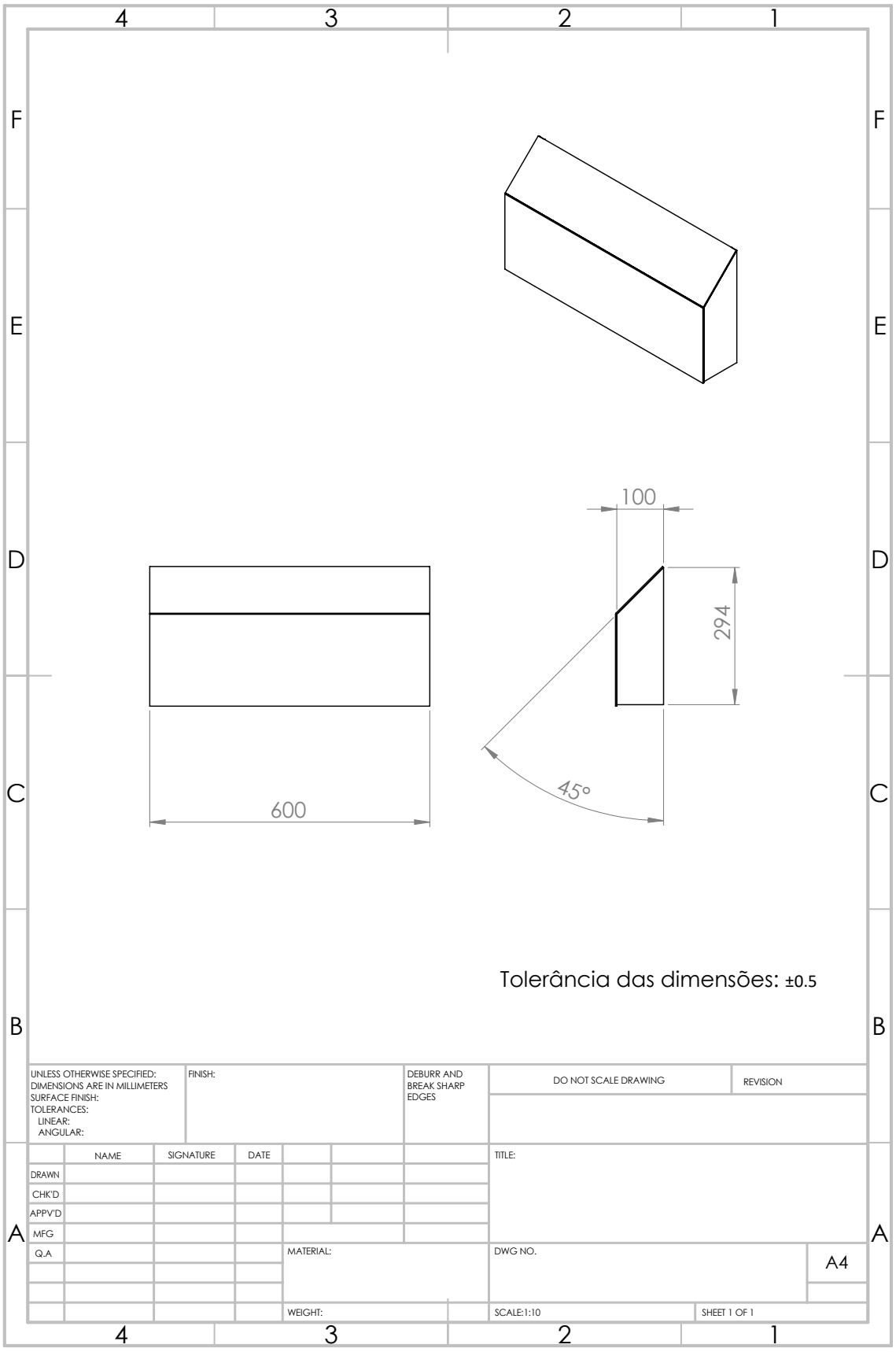


Figura C.4: Traseira com inclinação de 45 graus.

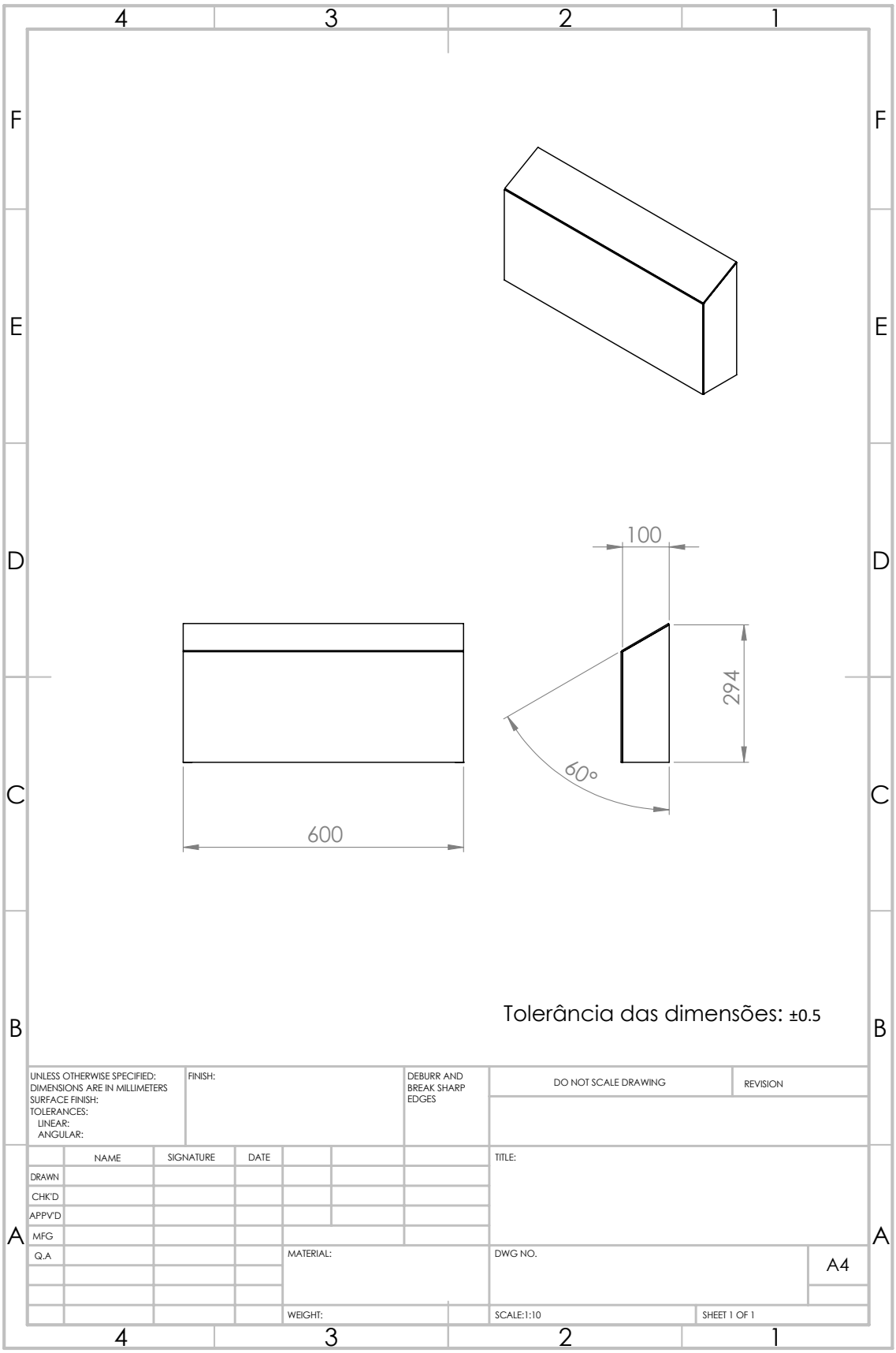


Figura C.5: Traseira com inclinação de 60 graus.

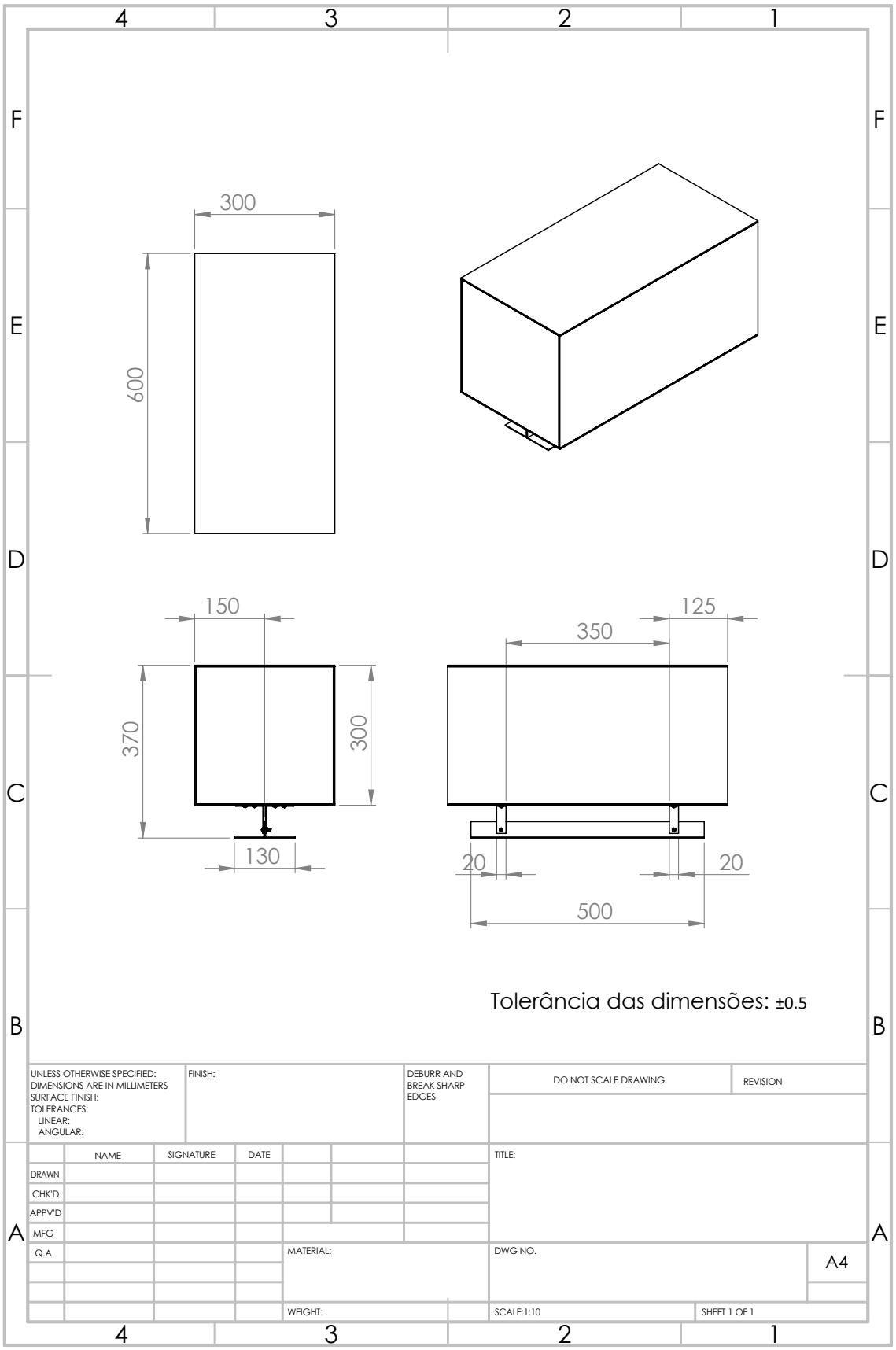
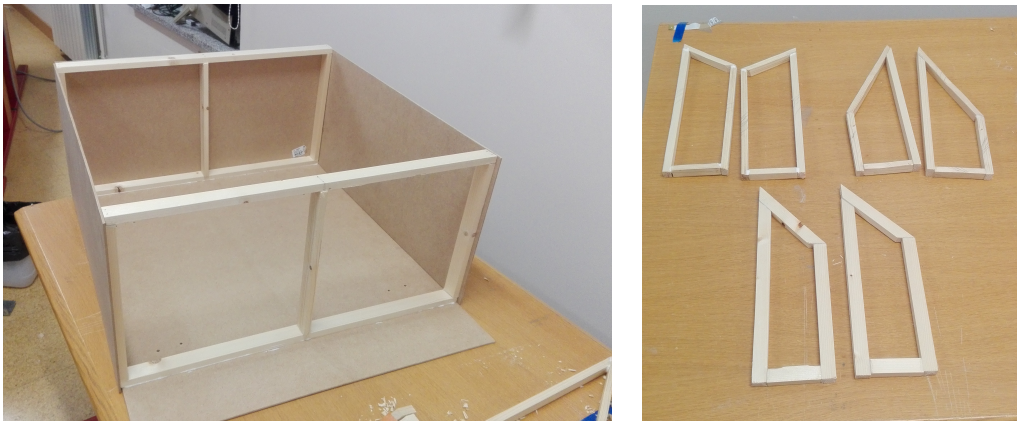


Figura C.6: Corpo *Backward-Facing Step*.



(a) Vista explodida da montagem do suporte. (b) Projeção da montagem final.

Figura C.7: Contrução do corpo *Ahmed*



Figura C.8: Corpo *Ahmed* com inclinação traseira de 30 graus.



Figura C.9: Corpo *Ahmed* com inclinação traseira de 45 graus.



Figura C.10: Corpo *Ahmed* com inclinação traseira de 60 graus.



Figura C.11: Corpo *Backward-Facing Step*.

Apêndice D

Construção do calorímetro de fluxo de ar

D.1 Desenhos de execução e montagem do calorímetro de fluxo de ar.

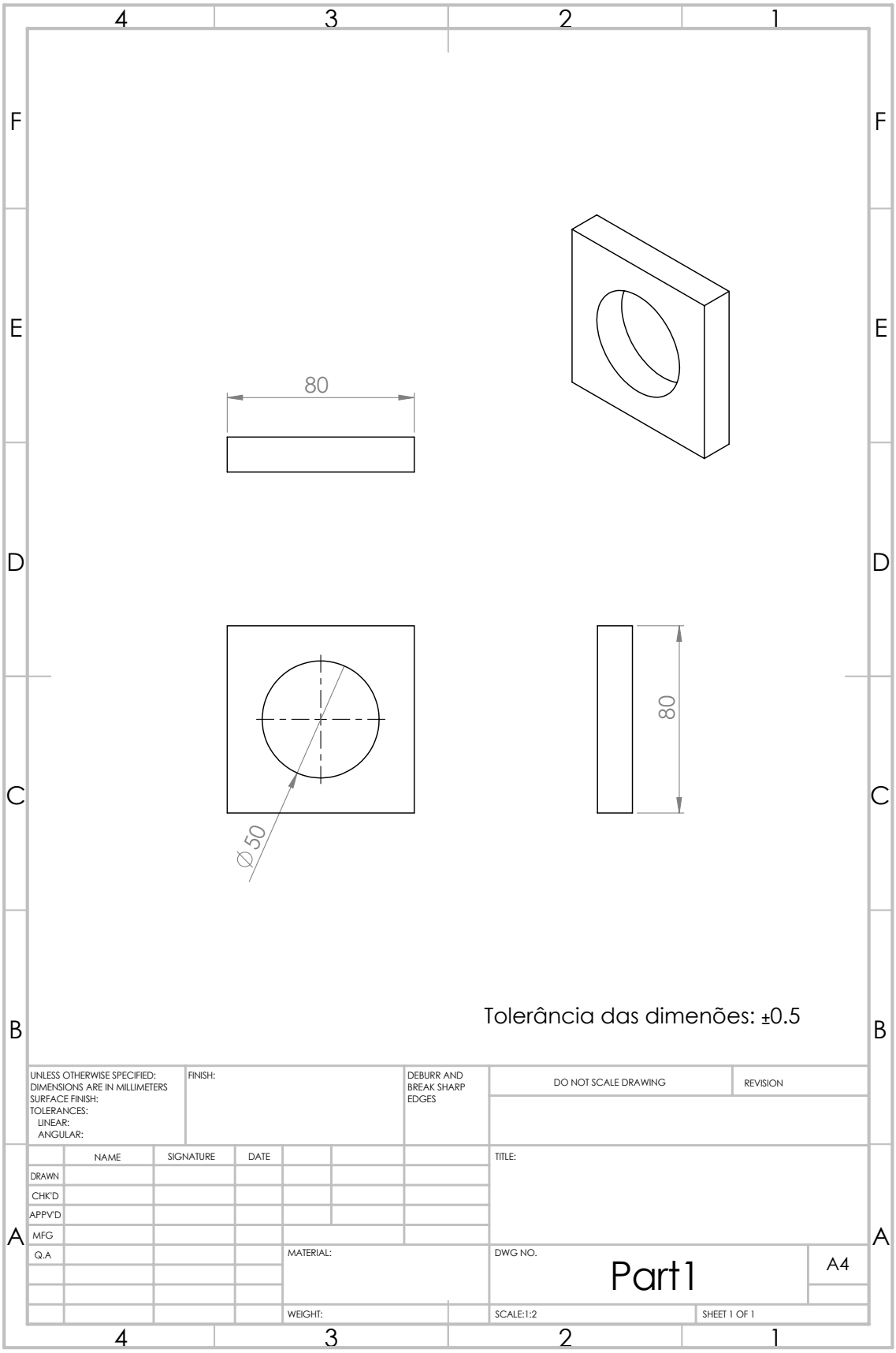


Figura D.1: Conexão entre o canal e o ventilador.

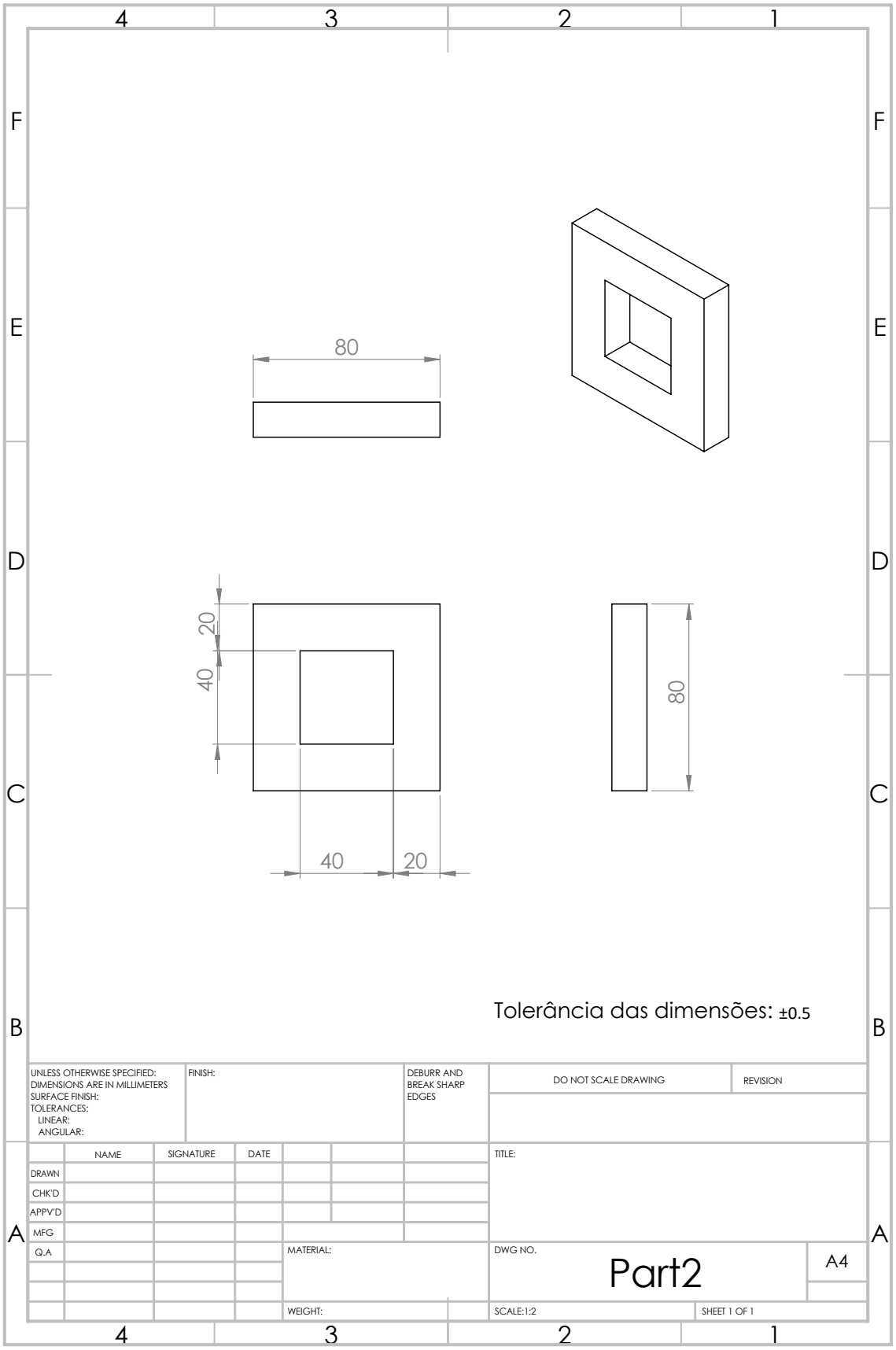


Figura D.2: Encaixe do ventilador.

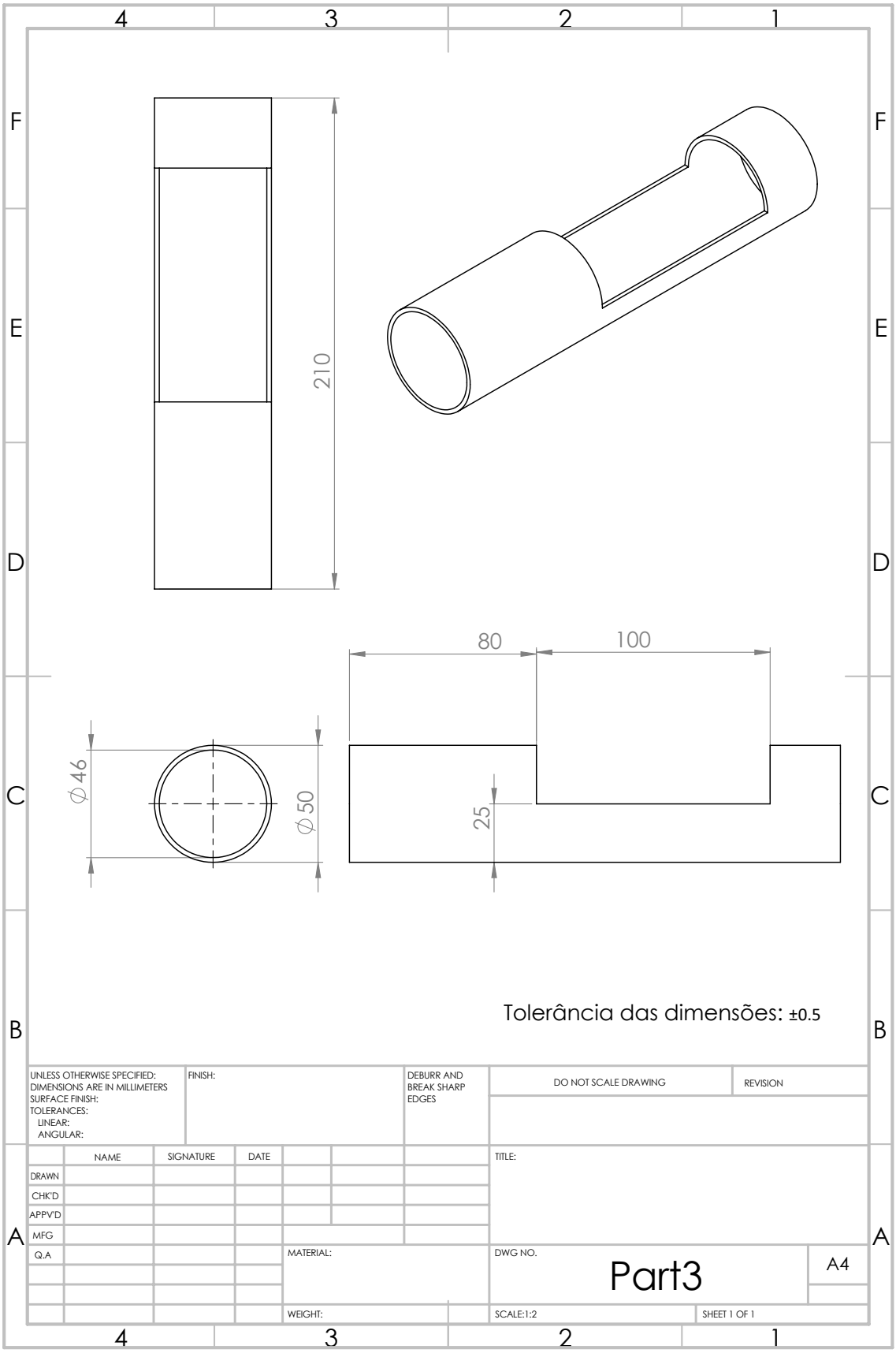


Figura D.3: Canal no qual é colocado o atuador em funcionamento.

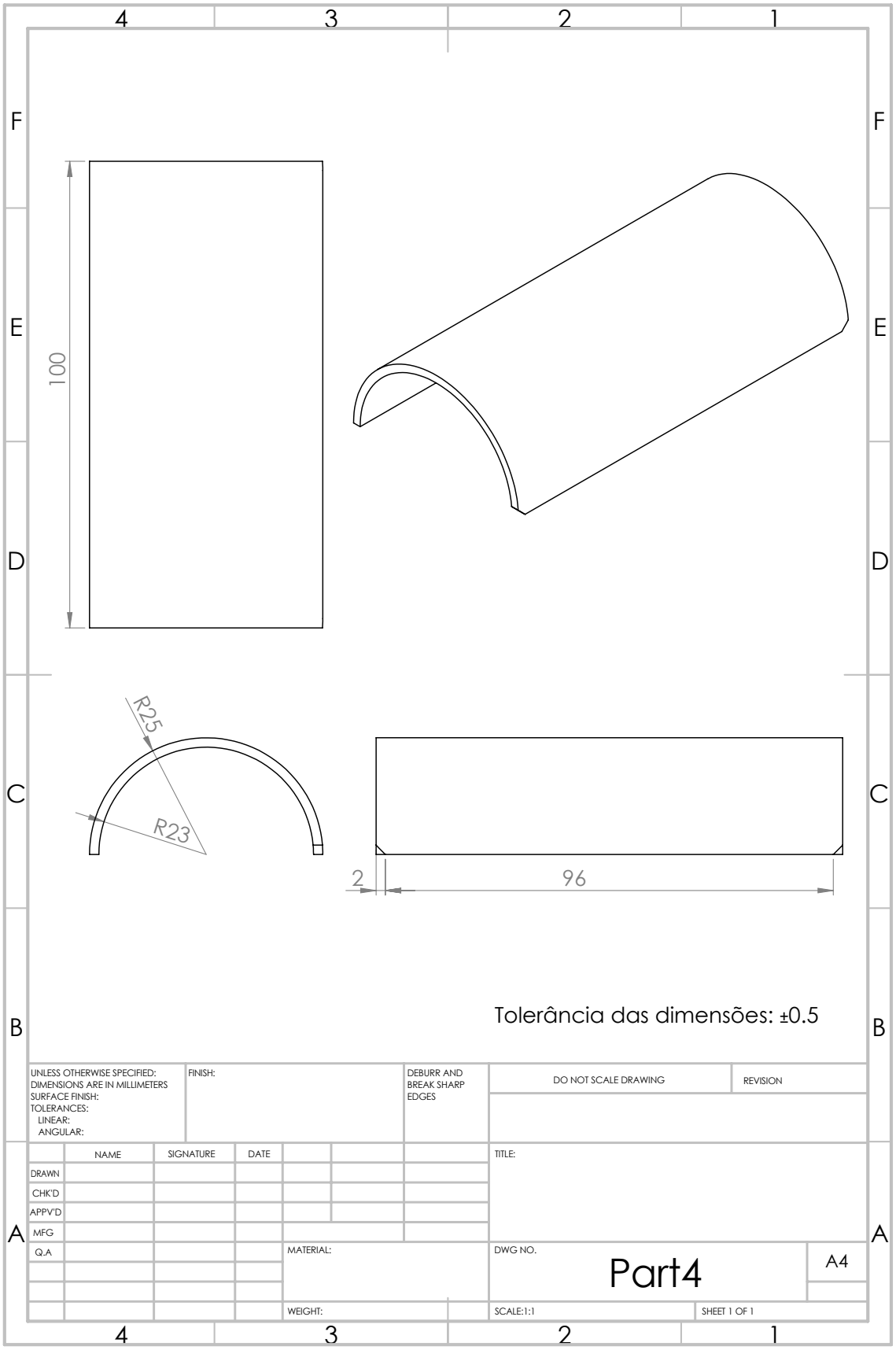


Figura D.4: Isolamento térmico superior em cortiça.

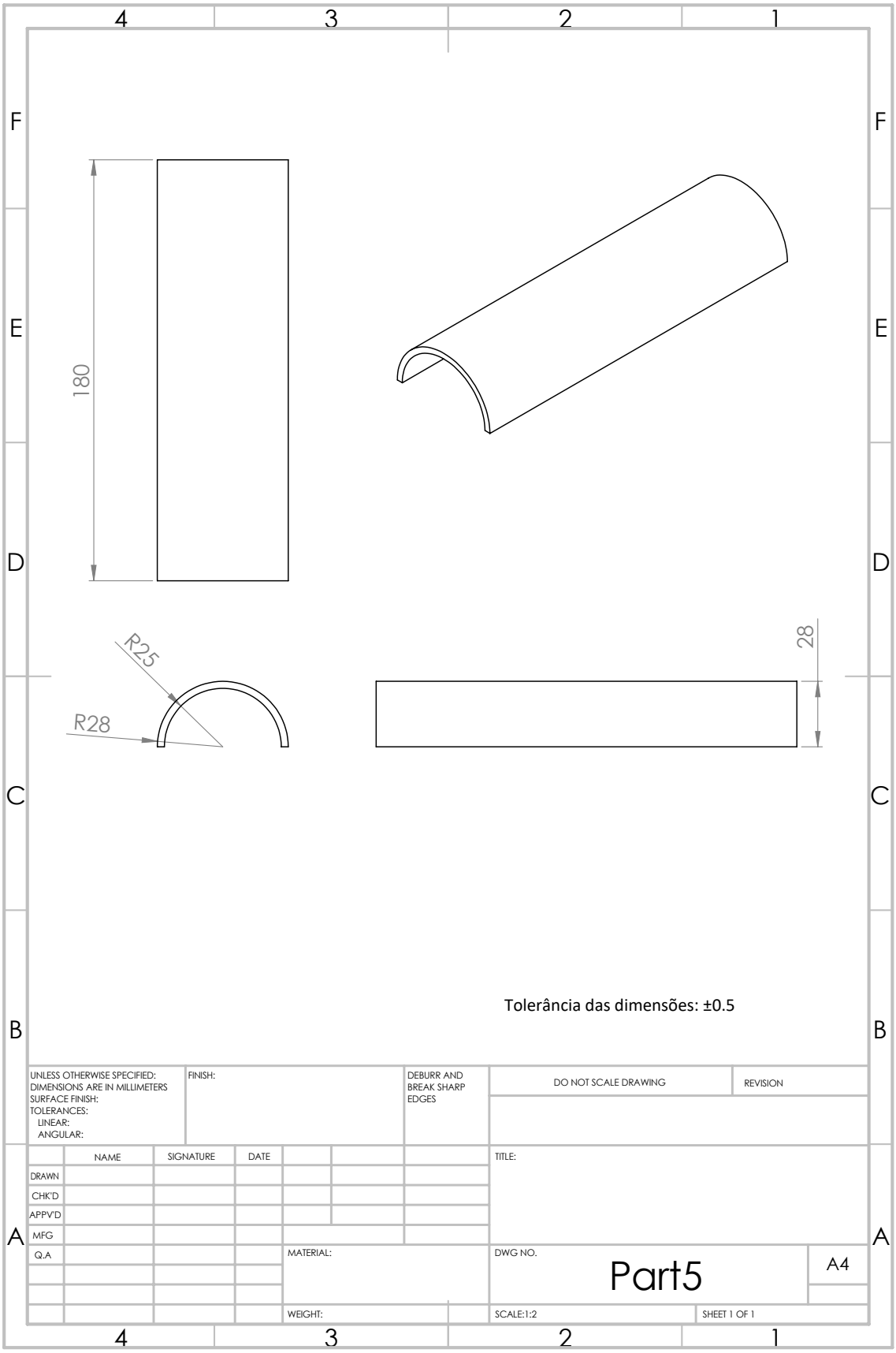


Figura D.5: Isolamento térmico inferior em cortiça.

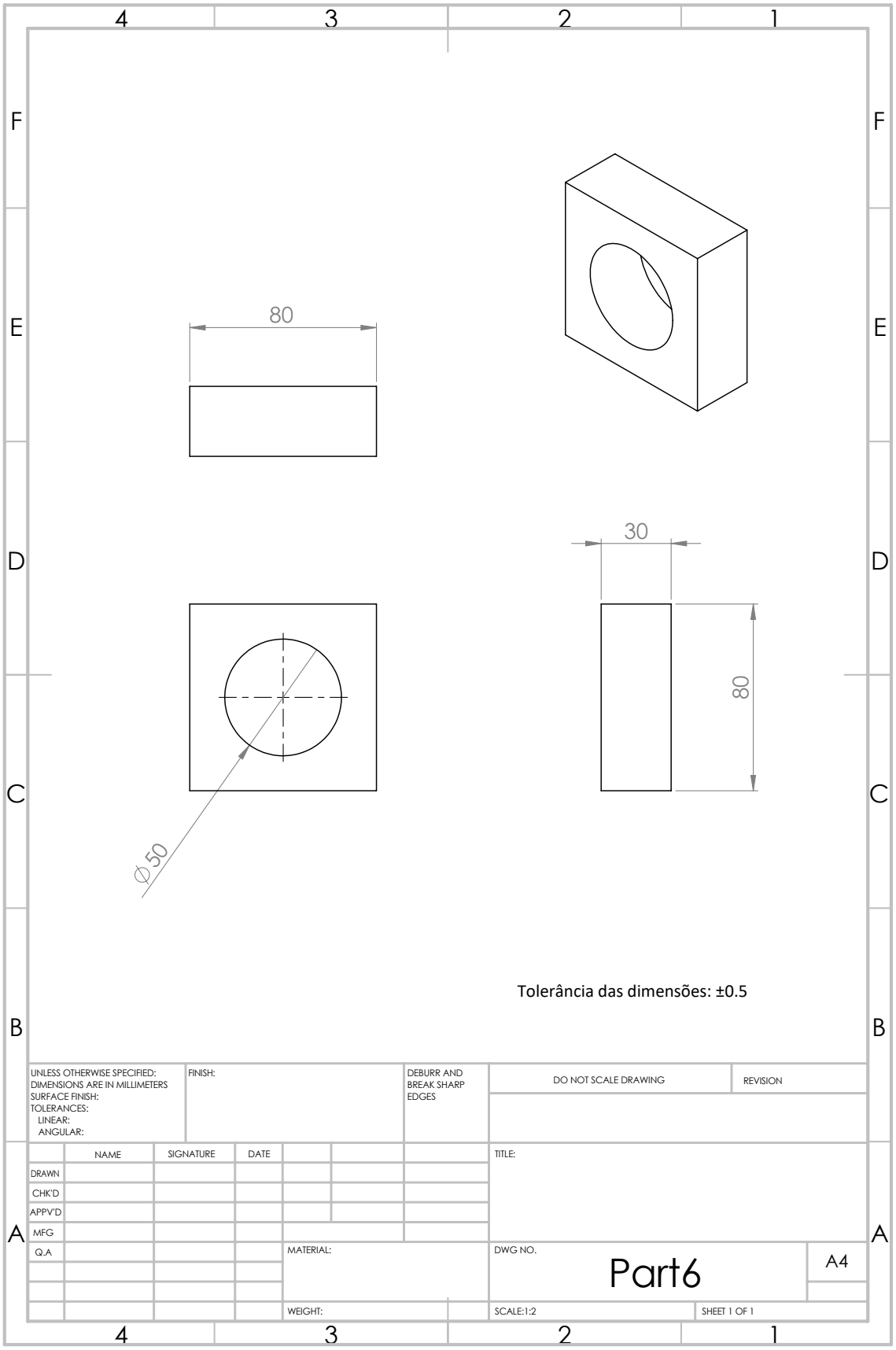


Figura D.6: Saída do calorímetro de fluxo de ar.

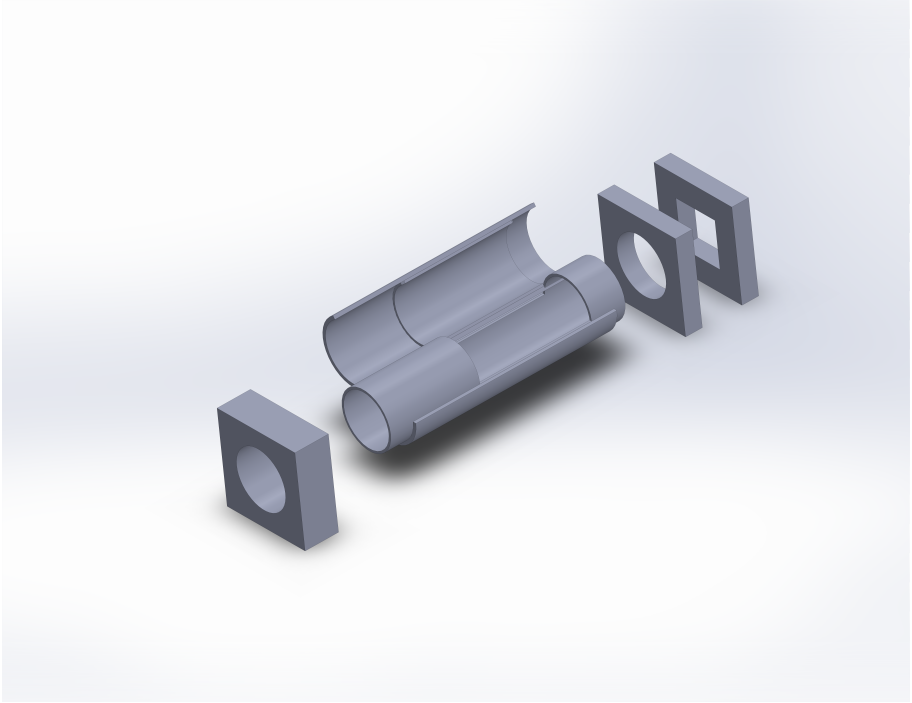


Figura D.7: Vista explodida da montagem.

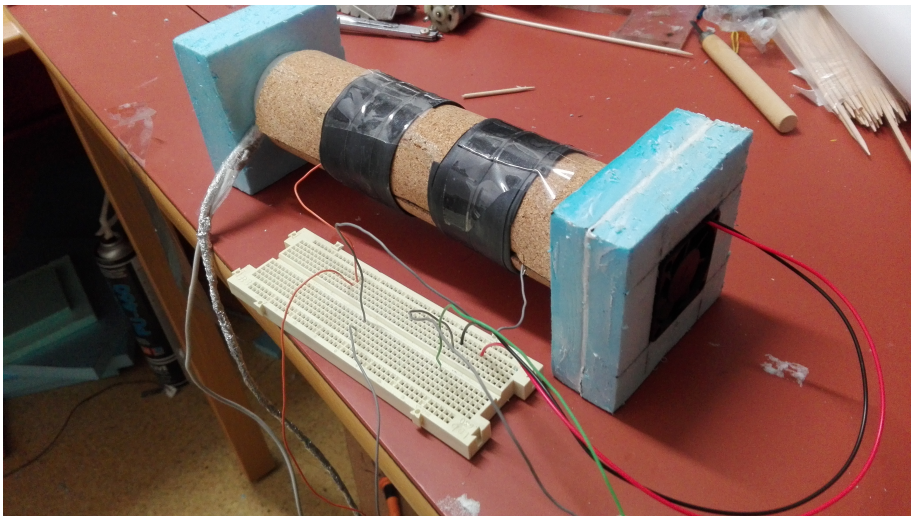


Figura D.8: Fotografia do calorímetro de fluxo de ar.

Apêndice E

Programa para aquisição de dados do termopar.

E.1 Código do programa em Matlab.

```
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%                                                                       %
%Data reception and visualization with MatLab%
%                                                                       %
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

clc
clear

% Variable initialization
Tsensor1 = [];
Tsensor2 = [];
Tsensor3 = [];

% 1 - Request from user the name of the COM in string
format
str = input('Name of the COM - ','s');

% 2 - Serial object creation
s = serial(str);

% 3 - Serial port configuration
set(s,'BaudRate',9600);

% 5 - Open serial port
fopen(s);

% 6 - Pause until key pressed
k = 's';
while( k == 's')
    fwrite(s,'d');

    vector = fread(s,7);

    a =
0.03125*double(typecast(uint8([vector(3),vector(2)]),'in
t16'))/4;
    b =
double(typecast(uint8([vector(5),vector(4)]),'int16'));
    c =
double(typecast(uint8([vector(7),vector(6)]),'int16'));

    disp('Temperaturas');
    Tsensor1 = [Tsensor1; a];
```

Figura E.1: Código do programa Matlab usado para aquisição de dados do termopar (parte 1).

```
    Tsensor2 = [Tsensor2; Ktemp(1.024*b/32768,a)];
    Tsensor3 = [Tsensor3; Ktemp(1.024*c/32768,a)];

    x=Tsensor1(size(Tsensor1,1),1);
    y=Tsensor2(size(Tsensor2,1),1);
    z=Tsensor3(size(Tsensor3,1),1);

    Juncaofria=x
    Termopar1=1.028*y-1.9179
    Termopar2=0.99917*z-0.9712

    Tp1=1.028*Tsensor2-1.9179;
    Tp2=0.99917*Tsensor3-0.9712;



    disp('------------------------------')

    clf
    plot(Tsensor1,'k')
    hold on
    plot(Tsensor2,'r')
    plot(Tsensor3,'b')
    pause(2)

end

% 7 - Close serial port and exit application
fclose(s)
close all
```

Figura E.2: Código do programa Matlab usado para aquisição de dados do termopar (parte 2).

Apêndice F

Publicações realizadas durante o presente trabalho.

F.1 Patentes Internacionais

M. Abdollahzadeh, J. Páscoa, F. Rodrigues: System for ice detection/prevention and flow control based on the impression of sliding plasma actuators with dielectric discharge barrier, No. WO2017IB55805 20170925, 2018

F.2 Artigos em revistas de circulação internacional com arbitragem científica

F. Rodrigues, A. Mushyam, J. Pascoa, M. Trancossi: A new plasma actuator configuration for improved efficiency: The stair shaped dielectric barrier discharge (SSDBD) actuator, *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2019, DOI: 10.1088/1361-6463/ab2584

F. Rodrigues, J. Pascoa, M. Trancossi: Heat generation mechanisms of DBD plasma actuators, *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 90, pp. 55-65, 2018

F. Rodrigues, J. Pascoa, M. Trancossi, Experimental analysis of dielectric barrier discharge plasma actuators thermal characteristics under external flow influence, *Journal of Heat Transfer*, Vol. 140 no. 102801, pp. 10, 2018

A. Mushyam, F. Rodrigues, J. Pascoa, A numerical model for electrohydrodynamic flow of DBD actuators with experimental validation, *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, Vol. 90, pp. 115-139, 2019

M. Abdollahzadeh, F. Rodrigues, J. Pascoa, P. Oliveira, Numerical design and analysis of a multi-DBD actuator configuration for the experimental testing of ACHEON nozzle model, *Aerospace Science and Technology*, Vol. 41, pp. 259-273, 2015

F.3 Artigos em conferências internacionais com arbitragem científica

F. Rodrigues, J. Pascoa, M. Trancossi, Experimental analysis of alternative dielectric materials for DBD plasma actuators, *International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, Pittsburgh, PA, USA, Novembro, 2018

F. Rodrigues, J. Pascoa, M. Trancossi, Experimental thermal characterization of DBD plasma

actuators, *International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, Tampa, Florida, USA, Novembro, 2017

F. Rodrigues, J. Pascoa, M. Trancossi, Analysis of innovative plasma actuator geometries for boundary layer control, *International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, Phoenix, Arizona, USA, Novembro, 2016

F. Rodrigues, J. Pascoa, F. Dias, M. Abdollahzadeh, Plasma actuators for boundary layer control of next generation nozzles, *International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, Houston, Texas, USA, Novembro, 2015

J. Pascoa, F. Rodrigues, S. Das, M. Abdollahzadeh, A. Dumas, M. Trancossi, M. Subhash, Exit flow vector control on a coanda nozzle using dielectric barrier discharge actuator, *International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, Houston, Texas, USA, Novembro, 2014

F. Rodrigues, J. Pascoa, M. Trancossi, Plasma actuators optimization using stair shaped dielectric layers, *International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, Salt Lake City, Utah, USA, Novembro, 2019 (Under review)

F.4 Artigos em conferências nacionais com arbitragem científica

F. Rodrigues, J. Pascoa, M. Trancossi, Experimental characterization of dielectric barrier discharge plasma actuators for boundary layer flow control, International Conference on Engineering, Covilhã, Dezembro, 2017

G. Santos, F. Rodrigues, J. Pascoa, Optical methods for flow visualization, preliminary design set-up and test of a schlieren system for DBD plasma actuator induced flow analysis, International Conference on Engineering, Covilhã, Dezembro, 2017

F. Rodrigues, J. Pascoa, F. Dias, Power consumption characterization of DBD plasma actuators for boundary layer control, International Conference on Engineering, Covilhã, Dezembro, 2015

F. Dias, J. Pascoa, C. Xisto, M. Abdollahzadeh, F. Rodrigues, CFD simulation of outlet fins with DBD actuators for the HOMER nozzle, International Conference on Engineering, Covilhã, Dezembro, 2015