

Sviluppo, caratterizzazione e applicazione di attuatori al plasma DBD per la riduzione della resistenza di attrito viscosa

Luca d'Amato matricola: 290506

5 aprile 2023

Indice

1	Introduzione	9
2	Flussi turbolenti	10
2.1	Flussi di canale	10
2.1.1	Profilo di velocità medio	11
2.2	Struttura di uno strato limite turbolento	11
2.3	Organizzazione delle strutture turbolente nell'inner layer	12
2.4	Meccanismi fisici alla base della riduzione di resistenza	13
3	Metodologie	14
3.1	Tecniche per la misura della pressione statica	14
3.2	Particle image Velocimetry (PIV)	14
4	Attuatori al plasma a scarica di barriera dielettrica (AP-DBD)	17
4.1	Configurazione di un attuatore al plasma	17
4.2	Principio di funzionamento	18
4.2.1	Configurazioni alternative	18
4.3	Potenza consumata dagli attuatori e risparmio di potenza	19
4.4	Caratterizzazione fluidomeccanica degli attuatori	19
4.4.1	Calcolo della forza mediante misure indirette	19
4.4.2	Calcolo della forza mediante misure dirette	20
5	Stato dell'arte sull'applicazioni di Attuatori al plasma per il controllo della turbolenza	21
5.1	Esperimenti basati su attuatori al plasma	21
5.2	Studio condotto sugli effetti transienti dell'attuazione	31
6	Caratterizzazione attuatori in aria in quiete	34
6.1	Diagnostica e attuatori	34
6.1.1	Attuatori	34
6.1.2	Sistema PIV	35
6.2	Risultati	35
6.3	Singolo attuatore isolato a regime	36
6.3.1	Influenza della tensione erogata sul comportamento dell'attuatore	38
6.3.2	Influenza della frequenza sul comportamento dell'attuatore	39
6.3.3	Bilancio di quantità di moto	41
6.4	Caratterizzazione del transitorio di accensione di un singolo attuatore in aria in quiete	43
6.5	Caratterizzazione di un array di 6 attuatori a differente spaziatura tra gli attuatori . .	47
6.5.1	Influenza della tensione di picco e della frequenza della portante	47
6.5.2	Influenza della spaziatura sul comportamento dell'attuatore	51
6.5.3	Analisi dei parametri PIV sui campi di moto	53
7	Controllo del flusso di canale turbolento	55
7.1	Set-up sperimentale	55
7.2	Canale	55
7.3	Attuatori al plasma e diagnostica	56
7.4	Risultati	58
7.4.1	Influenza della frequenza di modulazione e della tensione picco-picco sui livelli di riduzione di resistenza	59
8	Conclusione	62
A	Metodologia misure in fase	63
B	Convergenza statistica medie in fase	64

Elenco delle figure

1	Rappresentazione del dominio di un flusso di canale	10
2	Struttura tipica di uno strato limite turbolento [5]	11
3	Tipico profilo di velocità nell'inner layer di uno strato limite turbolento [5]	12
4	schematizzazione dei CVP nella regione vicino a parete [5]	13
5	Schematizzazione dei vortici a ferro di cavallo [5]	13
6	schema funzionale del sistema PIV a immagini singolarmente esposte	16
7	Geometria tipica di un attuatore al plasma mostrata in [8]	17
8	Tipico comportamento di un attuatore al plasma: a) accelerazione tangenziale e movimento di downward in ambiente in quiete b) manipolazione di un profilo di velocità esistente (ripresa da [3])	18
9	Configurazione di attuatore al plasma per attuazione bidirezionale del flusso (ripresa da [9])	19
10	Volume di controllo per il bilancio di QDM (ripresa da [2])	20
11	sx) Geometria della superficie di attuazione dx) sezione dell'attuatore (ripresa da [1]) .	21
12	Andamento di DR al variare della frequenza (ripresa da [1])	22
13	Andamento di DR al variare della spaziatura tra gli elettrodi (ripresa da [1])	22
14	a) profili di velocità U,V,W b) profili delle fluttuazioni di velocità turbolente (ripresa da [1])	23
15	Spettri di energia per $y^+ = 20$ (ripresa da [1])	23
16	a) andamento della circuitazione lungo la coordinata x, b) variazione delle coordinate le vertice Y_c e Z_c (ripresa da [9])	24
17	a) Andamento di ΔC_f in z^+ , b) andamento di $\langle \Delta C_f \rangle_z$ lungo x^+ (ripresa da [9]) . .	25
18	Configurazioni della superficie di attuazione per a) funzionamento unidirezionale b) funzionamento bidirezionale (ripresa da [8])	26
19	Onde propaganti nella direzione trasversale a) unidirezionale, b) bidirezionale [8] . . .	26
20	distribuzione della componente di velocità fluttuante streamwise mediata a $3/4T$ a) caso senza attuazione b) attuazione unidirezionale c) attuazione bidirezionale [8] . . .	27
21	Meccanismo di generazione delle streaks a) attuazione unidirezionale b) attuazione bidirezionale (ripresa da [8])	28
22	Sinistra: Rappresentazione della configurazione implementata per via numerica, destra: sezione degli attuatori e forma del segnale di alimentazione (ripresa da [4])	28
23	Profili di velocità al variare di T_p^+ (ripreso da [4])	29
24	profilo delle urms al variare di T_p^+ (ripreso da [4])	29
25	Variazione di DR con D_p^+ (ripresa da [4])	30
26	Andamento dello sforzo a parete mediato nel tempo e nella direzione streamwise per: sx) $D_p^+ = 378$ e dx) $D_p^+ = 125$ (ripresa da [4])	30
27	campo di velocità streamwise istantaneo a $y^+ = 5$ per: in alto) caso non controllato, in basso a sinistra) $T_p^+ = 100$ e in basso a destra) $T_p^+ = \infty$ (ripresa da [4])	31
28	Dominio di calcolo (ripresa da [6])	31
29	Andamento temporale di τ_x^+ nei primi istanti al variare di T^+ con $W_m^+ = 18$ (ripresa da [6])	32
30	Andamento temporale di τ_x^+ nei primi istanti al variare di W_m^+ con $T^+ = 125$ (ripresa da [6])	32
31	Evoluzione temporale del profilo della deviazione standard per la velocità fluttuante u (ripresa da [6])	33
32	Alimentatori e generatore di funzione impiegati nell'esperimento	34
33	Set-up impiegato nella caratterizzazione delle varie configurazioni di attuatori in quiete	35
34	Componenti di velocità U per 10 kV _{pp} e 12 kHz	36
35	Componenti di velocità V per 10 kV _{pp} e 12 kHz	36
36	profili di velocità alle stazioni $x=4,6,8$ cm	37
37	Profili di velocità a varie stazioni	37
38	Campi di velocità U per: a) 6 kV _{pp} , b) 8 kV _{pp} , c) 9 kV _{pp} , d) 10 kV _{pp}	38
39	Campi di velocità V per: a) 6 kV _{pp} , b) 8 kV _{pp} , c) 9 kV _{pp} , d) 10 kV _{pp}	39
40	Campi di U al variare della frequenza: a) 10 kHz, b) 11 kHz, c) 12 kHz, d) 13 kHz .	40
41	Profili di velocità U	40
42	Volume di controllo impiegato nelle varie misure	41
43	Andamento della spinta con la tenione di picco	42
44	Andamento della spinta con la frequenza	42

45	Evoluzione temporale della componente V del flusso a 8 kV_{pp} e 12 kHz : a) $\Delta t = 2.5\text{ ms}$, b) $\Delta t = 5\text{ ms}$, c) $\Delta t = 7.5\text{ ms}$ e d) $\Delta t = 10\text{ ms}$	43
46	Evoluzione temporale della componente U flusso a 8 kV_{pp} e 12 kHz : a) $\Delta t = 2.5\text{ ms}$, b) $\Delta t = 5\text{ ms}$, c) $\Delta t = 7.5\text{ ms}$ e d) $\Delta t = 10\text{ ms}$	44
47	Campo di forza e componenti per 10 kV_{pp} e 12 kHz : a) F_x , b) F_y	44
48	Evoluzione temporale della distribuzione della componente F_x : a) $F_x(t = 2.5\text{ ms})$, b) $F_x(t = 5\text{ ms})$ e c) $F_x(t = 7.5\text{ ms})$	45
49	Evoluzione temporale della distribuzione della componente F_y : a) $F_y(t = 2.5\text{ ms})$, b) $F_y(t = 5\text{ ms})$ e c) $F_y(t = 7.5\text{ ms})$	45
50	Variazione nei campi di F_x con la tensione a frequenza pari a 12 kHz : a) 7 kV_{pp} , b) 8 kV_{pp} e c) 9 kV_{pp}	45
51	Variazione nei campi di F_y con la tensione frequenza pari a 12 kHz : a) 7 kV_{pp} , b) 8 kV_{pp} e c) 9 kV_{pp}	46
52	Variazione nei campi di F_x con la frequenza portante a tensione pari a 7 kV_{pp} : a) 10 kHz , b) 12 kHz e c) 14 kHz	46
53	Variazione nei campi di F_y con la frequenza portante a tensione pari a 7 kV_{pp} : a) 10 kHz , b) 12 kHz e c) 14 kHz	46
54	Distanza tra gli elettrodi di attuatori contigui	47
55	Componente U a: a) 5 kV_{pp} , b) 6 kV_{pp} , c) 7 kV_{pp} , d) 8 kV_{pp} , e) 9 kV_{pp} , f) 10 kV_{pp}	48
56	Componente V a: a) 5 kV_{pp} , b) 6 kV_{pp} , c) 7 kV_{pp} , d) 8 kV_{pp} , e) 9 kV_{pp} , f) 10 kV_{pp}	48
57	Schematizzazione del comportamento di una superficie di attuazione caratterizzata da più attuatori allineati	48
58	Profili di \hat{U} per i vari voltaggi testati	49
59	Valori di \hat{U}_{max} e relativa distanza da parete	50
60	Campi di U al variare della frequenza: a.1) 6 kV_{pp} a 10 kHz , a.2) 8 kV_{pp} a 10 kHz , a.3) 10 kV_{pp} a 10 kHz , b.1) 6 kV_{pp} a 12 kHz , b.2) 8 kV_{pp} a 12 kHz , b.3) 10 kV_{pp} a 12 kHz , c.1) 6 kV_{pp} a 14 kHz , c.2) 8 kV_{pp} a 14 kHz , c.3) 10 kV_{pp} a 14 kHz	50
61	Campi di V al variare della frequenza: a.1) 6 kV_{pp} a 10 kHz , a.2) 8 kV_{pp} a 10 kHz , a.3) 10 kV_{pp} a 10 kHz , b.1) 6 kV_{pp} a 12 kHz , b.2) 8 kV_{pp} a 12 kHz , b.3) 10 kV_{pp} a 12 kHz , c.1) 6 kV_{pp} a 14 kHz , c.2) 8 kV_{pp} a 14 kHz , c.3) 10 kV_{pp} a 14 kHz	51
62	Campi di U per tre differenti distanze degli elettrodi: a.1) 6 kV_{pp} a $D_p = 12\text{ mm}$, a.2) 8 kV_{pp} a $D_p = 12\text{ mm}$, a.3) 10 kV_{pp} a $D_p = 12\text{ mm}$, b.1) 6 kV_{pp} a $D_p = 16\text{ mm}$, b.2) 8 kV_{pp} a $D_p = 16\text{ mm}$, b.3) 10 kV_{pp} a $D_p = 16\text{ mm}$, c.1) 6 kV_{pp} a $D_p = 20\text{ mm}$, c.2) 8 kV_{pp} a $D_p = 20\text{ mm}$, c.3) 10 kV_{pp} a $D_p = 20\text{ mm}$	52
63	Campi di V per tre differenti distanze degli elettrodi: a.1) 6 kV_{pp} a $D_p = 12\text{ mm}$, a.2) 8 kV_{pp} a $D_p = 12\text{ mm}$, a.3) 10 kV_{pp} a $D_p = 12\text{ mm}$, b.1) 6 kV_{pp} a $D_p = 16\text{ mm}$, b.2) 8 kV_{pp} a $D_p = 16\text{ mm}$, b.3) 10 kV_{pp} a $D_p = 16\text{ mm}$, c.1) 6 kV_{pp} a $D_p = 20\text{ mm}$, c.2) 8 kV_{pp} a $D_p = 20\text{ mm}$, c.3) 10 kV_{pp} a $D_p = 20\text{ mm}$	52
64	Andamento di U_{max} registrata nella zona di attuazione al variare della spaziatura	53
65	Campi di moto ottenuti dalla seconda analisi PIV a 12 kHz	54
66	Andamento di U_{max} registrata nella zona di attuazione al variare della spaziatura dopo l'analisi raffinata	54
67	Foto del canale in questione	55
68	Motore del canale	55
69	Dettaglio della prese di pressione	56
70	Foto del DSA	56
71	Superficie di attuazione impiegata	57
72	Montaggio della superficie di attuazione sulla parete del canale	57
73	Power supplies e generatore di funzione impiegati nell'esperimento	57
74	Schematizzazione del montaggio dell'attuatore nel canale e profilo di attuazione impiegato	58
75	Andamento della pressione differenziale per i tre casi di flusso attuato a 6 kV_{pp} per un $Re_\tau = 330$: $T^+ = 50, 100$ e 150 sovrapposti al flusso di riferimento. Le linee verticali tratteggiate alle stazioni $x = 3.30\text{ m}$ e $x = 3.95\text{ m}$ rappresentano i limiti di monte e valle della regione attuata.	59
76	Mappe di $DR(\%)$ per i casi a 6 kV_{pp} , 8 kV_{pp} , 10 kV_{pp}	60
77	Mappe di $DR(\%)$ ottenute considerando il minimo $\frac{\delta p}{\delta x}$ (in valore assoluto)	61
78	Cambio di ampiezza del segnale inibitore sincronizzato con il 50° periodo del laser	63
80	Andamento dell'errore temporale a $\Delta t_{input} = 0\text{ s}$, $n_{trIGGER} = 0$ e $\epsilon = 17\text{ ms}$	64
79	Andamento del ritardo ottenuto a $\Delta t_{input} = 0\text{ s}$ e $n_{trIGGER} = 0$	64

81	Media cumulata di \hat{U} effettuata sui 30 campioni	65
82	Distribuzione di probabilità per $N = 20, 25, 30$	65

Elenco delle tabelle

1	Studi sperimentali sull'influenza di oscillazioni trasversali a parete [7]	9
2	Matrice dei test per il comportamento a regime del singolo attuatore	36
3	Parametri del sistema PIV impostati per le acquisizioni	36
4	Andamento dei valori massimi di U e dei valori minimi di V ai voltaggi testati per 10 kHz	39
5	contributi di spinta per il caso 8 kV e 12 kHz	41
6	Matrice dei test per il comportamento transiente	43
7	Parametri impostati in fase di acquisizione col sistema PIV	43
8	Parametri impiegati nell'analisi Piv	47
9	Tabella dei test analizzati per i 6 attuatori allineati a distanza $D_p = 12\text{ mm}$	47
10	Matrice dei test effettuati per attuatori spazati di 16 mm e 20 mm	51
11	Parametri PIV impiegati nell'analisi più raffinata sulla superficie di attuazione	53
12	Matrice dei test per i parametri riportati in 11	53
13	Variabili di parete nei casi di riferimento	58
14	Test condotti sul flusso di canale turbolento	58
15	Tabella riassuntiva del minimo valore di $\frac{\delta p}{\delta x}$	60

Ringraziamenti

Abstract

Da alcuni anni a questa parte si indaga la possibilità di ridurre la resistenza di attrito mediante l'impiego di attuatori al plasma a scarica di barriera dielettrica. Questa tecnologia presenta grossi vantaggi in termini di semplicità costruttiva e di ingombro rispetto ai sistemi meccanici e piezoelettrici precedentemente utilizzati in ottica di controllo della turbolenza.

L'obiettivo di questa tesi è quello di analizzare e valutare il comportamento di diverse configurazioni di attuatori al plasma in aria in quiete, analizzandone in seguito l'efficacia in un flusso di canale turbolento.

Per la caratterizzazione in aria in quiete si analizza il comportamento di due configurazioni differenti: un singolo attuatore isolato e una superficie di attuazione composta da 6 attuatori allineati e distanziati di una certa quantità variabile. Nel primo caso in particolare si analizza sia il comportamento a regime che il transitorio fluidodinamico instaurato all'accensione dell'attuatore. L'indagine mira a caratterizzare l'influenza dei parametri più importanti come la tensione picco-picco del segnale fornito all'attuatore, la frequenza della portante e nel caso della superficie di attuazione composta da più attuatori, verrà anche analizzato l'effetto della spaziatura tra gli attuatori. L'analisi in questo caso è condotta mediante la tecnica PIV collocando gli attuatori da caratterizzare all'interno di una teca in plexiglass, generando un ambiente isolato dall'esterno in cui il fluido circostante all'attuatore possa essere considerato in quiete. Per le esperienze condotte verranno riportati i parametri impiegati nelle misurazioni PIV, quali il ritardo tra le immagini A e B e la risoluzione spaziale in termini di vettori risolti al millimetro.

Per quanto riguarda la seconda parte si riporteranno i risultati in termini di riduzione di resistenza della configurazione caratterizzata dai sei attuatori allineati installati all'interno di un canale. Il canale in questione ha sezione rettangolare con altezza pari ad $h = 0.035m$ e larghezza $L = 0.42m$, le misurazioni all'interno del canale prevedono la presenza di 16 prese di pressione statiche disposte lungo l'asse del canale, da cui è possibile estrapolare la variazione di pressione nella direzione del flusso, direttamente correlabile con lo sforzo di attrito. Le misurazioni saranno effettuate nella zona del canale dove il flusso risulta già completamente sviluppato con il profilo di velocità che non risulta più evolvere nella direzione dell'asse. In quest'ultima sezione l'attuatore è operato mediante modulazione attuando il flusso in direzioni trasversali diverse a seconda del profilo di attuazione considerato, verrà indagato l'effetto della frequenza di modulazione e della tensione di picco-picco a tre diversi numeri di Reynolds realizzati nel canale. I risultati saranno riportati in forma di mappe riportanti il livello di riduzione di resistenza definito come in [4].

1 Introduzione

La possibilità di disporre di una tecnologia efficiente in grado di diminuire la resistenza aerodinamica risulta essere una tematica di grande rilievo in vari settori industriali. Nell'aviazione civile ad esempio si stima che la diminuzione di anche solo un punto percentuale della resistenza aerodinamica in condizioni di crociera porterebbe ad un risparmio di carburante dello 0.75%, abbassando la quantità di agenti inquinanti emessi in atmosfera da parte del velivolo. La resistenza aerodinamica nasce dall'interazione di un flusso con un oggetto solido, in particolare per risalire alla nascita della resistenza aerodinamica risulta molto conveniente riferirsi alle azioni fluidodinamiche elementari della pressione e della viscosità, responsabili rispettivamente delle componenti di resistenza di forma e di attrito. Se durante gli scorsi decenni parecchi sforzi furono concentrati sulla ricerca della forma migliore in grado di diminuire la componente di forza generata dalla distribuzione di pressione (ossia la resistenza di forma) negli ultimi anni si è cercato di operare un controllo sullo strato limite, la zona a parete dove si manifestano tutti gli effetti viscosi, per raggiungere una riduzione ancora più marcata della resistenza aerodinamica. È interessante notare che è possibile intervenire sullo strato limite in due modi, si può pensare di agire su tale campo di moto ritardandone la transizione da regime laminare a turbolento oppure agire direttamente sullo strato limite già pienamente turbolento ricorrendo a tecniche di controllo del flusso sia di tipo attivo che di tipo passivo. Le tecniche attive prevedono la presenza di una quota di energia fornita da un'unità ausiliaria per raggiungere e mantenere le modifiche del flusso desiderate, mentre quelle passive per lo più si rifanno a modifiche geometriche della superficie aerodinamica all'interfaccia con il fluido (come ad esempio l'installazione di riblets) esentandosi da eventuali spese energetiche per operare un controllo sul flusso. Tralasciando la possibilità di controllare la transizione dal regime laminare a quello turbolento tramite ad esempio attraverso la soppressione delle onde di Tollmien-Schlichting, si può pensare di diminuire la resistenza generata da uno strato limite già pienamente turbolento intervenendo direttamente sulla natura della turbolenza, agendo ad esempio direttamente sul ciclo di generazione delle strutture turbolente presenti nel campo di moto. Negli ultimi anni l'attenzione si è così indirizzata sull'analisi dei possibili benefici, in termini di drag reduction e di efficienza, di quei metodi che mediante l'uso di oscillazioni trasversali al flusso parallele alla parete si pongono come obiettivo quello di influenzare le strutture turbolente. Dal punto di vista sperimentale l'imposizione di moti trasversali al flusso in corrispondenza delle vicinanze della parete risulta essere parecchio sfidante, portando la maggioranza delle attività sperimentali interessate alla tematica a porsi come primo problema la realizzazione di soluzioni pratiche per la generazione delle oscillazioni. La grande maggioranza degli esperimenti che vertono su tale tematica si concentrano sullo studio di strati limite turbolenti o di flussi di canale e in tubi. Nel primo caso si è pensato di generare oscillazioni laterali movimentando direttamente sezioni di parete tramite dispositivi meccanici o elettromagnetici, mentre per i pipe flows segmentando il tubo nella direzione di scorrimento del flusso si sono realizzate le oscillazioni ruotando sequenzialmente in maniera oscillatoria i vari segmenti. Di seguito si riporta una tabella comprensiva dei vari esperimenti condotti sull'influenza di spanwise wall oscillations sulla turbolenza in termini di riduzione della resistenza (Tabella 1).

Esperimento	Flusso	Attuazione	Fluido	max DR
Lohmann	B.L	Spinning cylinder	Air	Evidence of DR
Laadhari et al. Skandaji	B.L	Spanwise wall oscillations	Air	36
Choi and Graham	Pipe flow	Circumferential wall oscillations	Water	24
Trujillo	B.L	Spanwise wall oscillations	Water	35
Kiesow and Plesniak	B.L	Spanwise-running belt	Water	not reported
Gouder et al.	B.L	Spanwise wall oscillations	Air	16
Gatti et al.	Duct flow	Spanwise wall oscillations	Air	2.4
Auteri et al.	Pipe flow	Circumferential wall waves	Water	33

Tabella 1: Studi sperimentali sull'influenza di oscillazioni trasversali a parete [7]

Se nei flussi di canali sia stato possibile generare oscillazioni della parete nella direzione trasversale al flusso ricorrendo a complessi sistemi meccanici in grado di mettere in rotazione le sezioni del tubo, per una caratterizzazione dell'effetto dei moti oscillatori su strati limite turbolenti si è dovuto ricorrere a sistemi meccanici di complessa fattura, basati su sistemi ad albero a gomito, leve, manovelle oppure tappeti rotolanti. Se da una parte tali sistemi comportano una certa riduzione nella resistenza di attrito viscosa dall'altra sono accompagnati da una difficoltà di implementazione per un'applicazione realistica, come ad esempio su un'ala di un aereo. Alla luce di ciò negli ultimi anni hanno acquisito importanza metodi più semplici dal punto di vista costruttivo e più implementabili in ottica di ap-

plicazioni realistiche, come ad esempio gli attuatori al plasma a scarica di barriera dielettrica (DBD PAs). Gli attuatori al plasma di tipi DBD apportano una serie di grandi vantaggi allo studio della turbolenza. Essendo comunque una tecnologia relativamente moderna in letteratura si ha ancora la mancanza di un esperimento sull'impiego di attuatori al plasma per la riduzione della resistenza in un flusso di canale. In questo documento si procederà valutando il beneficio, in termini di riduzione di resistenza di attrito, derivante dall'impiego di attuatori al plasma in un flusso di canale turbolento. Il documento è organizzato in maniera da fornire nel capitolo 2.1 una breve introduzione ai flussi turbolenti di interesse, quali flussi in canali, in tubi e flussi di strato limite. Nel capitolo 4 verranno invece riportate le caratteristiche principali, il principio di funzionamento e le configurazioni geometriche più utilizzate, a seguire, in 5, si riporta una panoramica sullo stato dell'arte di applicazione di attuatori DBD per il controllo della turbolenza in flussi di canale e di strato limite. Da 6.3 a 6.5 verrà fornita una panoramica sui risultati ottenuti da un processo di caratterizzazione di una serie di configurazioni differenti di attuatori al plasma. In sezione 7 verranno riportati i dettagli e i risultati di un esperimento condotto per indagare l'effetto degli attuatori al plasma su di un flusso di canale turbolento. In 8 verranno infine riportate alcune conclusioni fornendo un punto di vista sulle future applicazioni e su possibili futuri esperimenti riguardanti attuatori al plasma di tipo DBD.

2 Flussi turbolenti

I flussi più analizzati in ottica di riduzione della resistenza furono i flussi confinati. In questa categoria si individuano i flussi interni quali i *flussi nei canali e nei tubi* e i flussi esterni quali lo strato limite. Di seguito si tenta di fornire una breve panoramica sulle proprietà di tali campi di moto.

2.1 Flussi di canale

Riferendosi ad un flusso in un canale a sezione rettangolare, figura 67, si hanno due dimensioni preponderanti.

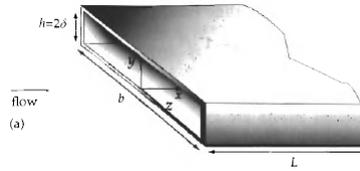


Figura 1: Rappresentazione del dominio di un flusso di canale

Quando si ha un elevato *aspect ratio* ($\frac{b}{\delta} \gg 1$) ed un rapporto lunghezza-larghezza elevato ($\frac{L}{b} \gg 1$) il flusso si può considerare statisticamente indipendente da Z, ossia le grandezze statistiche non variano nella direzione spanwise. Considerando l'ingresso nel canale si ha una regione dove il flusso risulta evolvere lungo la coordinata assiale parallela alla direzione del flusso, tale regione, denominata lunghezza di imbocco, termina quando gli strati limite formati sulle quattro pareti del canale, crescendo in spessore proseguendo nella direzione del flusso, si incontrano, da tale stazione in poi si può trattare il flusso come completamente sviluppato con le statistiche della velocità che risultano non variare muovendosi lungo X. In generale la zona dove viene collocata la strumentazione per generare le oscillazioni trasversali coincide proprio con la regione dove il flusso risulta completamente sviluppato permettendo di trattare il flusso come statisticamente stazionario e omogeneo lungo X e Z (rispettivamente la direzione del flusso e quella trasversale). Dall'equazione di continuità specializzata per le grandezze medie si ottiene:

$$\frac{d \langle V \rangle}{dy} = 0 \quad (1)$$

Da cui essendo $\hat{V}_{y=0} = 0$ si ottiene che la componente media della velocità in Y risulta nulla in tutto il canale. Dall'equazione della quantità di moto nella direzione del flusso si ottiene invece che

$$\frac{d\tau}{dy} = \frac{dp_w}{dx} \quad (2)$$

dove τ rappresenta lo sforzo totale pari alla somma di quello viscoso e quello turbolento

$$\tau = \rho\nu \frac{d \langle U \rangle}{dy} - \rho \langle u'v' \rangle \quad (3)$$

E data l'indipendenza di τ da X e di p da Y si deduce come i gradienti risultino entrambi costanti. In poche parole in un flusso di canale si ha che considerando il flusso completamente sviluppato il profilo di velocità medio si ripete uguale spostandosi lungo la direzione del flusso a causa dell'assenza di un termine di accelerazione all'interno dell'equazione di quantità di moto relativa alla direzione assiale, le forze di pressione sono dunque bilanciate da quelle di attrito.

2.1.1 Profilo di velocità medio

Quando il flusso risulta completamente sviluppato il profilo di velocità medio dipende dai parametri ρ, ν, H, u_τ da cui è possibile formare solo due gruppi adimensionali, $\frac{y}{H}$ e $Re_\tau = \frac{u_\tau H}{\nu}$, da cui

$$\frac{\langle U \rangle}{u_\tau} = F_0\left(\frac{y}{H}; Re_\tau\right) \quad (4)$$

In generale la relazione che esprime la dipendenza della velocità media in funzione del numero di Reynolds di attrito e della coordinata perpendicolare alle pareti del canale può essere riscritta in funzione di due rapporti: $\frac{y}{\delta}$ e $\frac{y}{\delta^+}$, in quanto in un flusso di canale turbolento si può dimostrare che in corrispondenza della parete la distribuzione di velocità è descritta da una legge universale, denominata *law of the wall*, valida anche in vicinanza delle pareti nei flussi nei tubi o nei flussi di strato limite turbolento (per tale motivo si fornirà una spiegazione più dettagliata in sezione 3.2). Allontanandosi da parete la dipendenza da ν tende a scomparire, per cui la relazione per determinare il profilo di velocità medio diventa unicamente funzione del rapporto $\frac{y}{H}$, inoltre dall'evidenza sperimentale si è messo in luce che tale relazione a differenza della *law of the wall* [1] non presenta carattere universale, differendo da flusso a flusso.

2.2 Struttura di uno strato limite turbolento

Dalle analisi condotte su tale campo di moto è emersa una struttura tipica di cui si riporta uno schema in figura 2

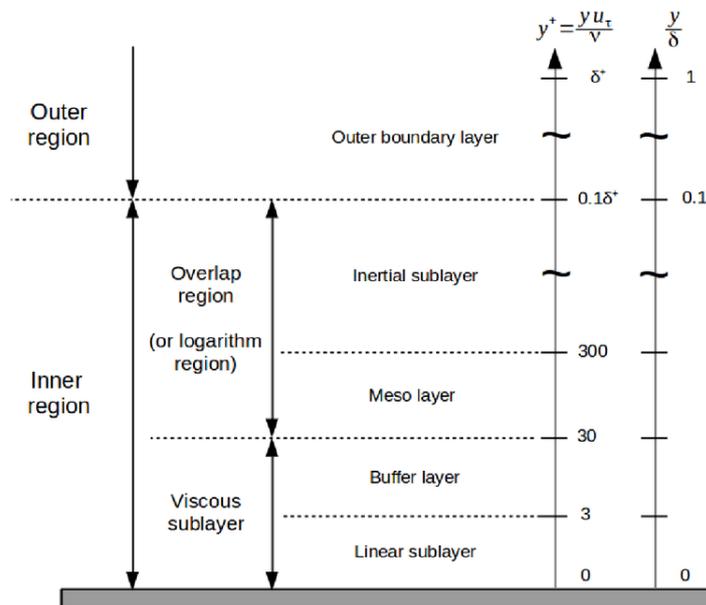


Figura 2: Struttura tipica di uno strato limite turbolento [5]

Tipicamente lo strato limite turbolento è diviso in una regione interna denominata inner layer ed una regione esterna detta outer layer. L'inner layer a sua volta si distingue in tre ulteriori regioni. Lo strato più vicino a parete (collocato a $Y^+ < 5$) è denominato sottostrato viscoso ed è dove sostanzialmente le azioni viscosse predominano su quelle turbolente. Qui impiegando la velocità viscosa, u_τ , e la lunghezza viscosa, l_ν , per adimensionare rispettivamente la velocità e la coordinata Y , si ha che il profilo di velocità presenta un andamento lineare con la coordinata normale a parete $U^+ = Y^+$. L'inner layer termina con uno strato logaritmico dove le azioni turbolente dominano su quelle viscosse. In tale strato la velocità risulta dipendere in maniera logaritmica dalla distanza di parete, ossia

$U = \frac{1}{k} \log(Y^+) + C$ dove $k=0.41$ e $C=5$ [5]. Tra il layer logaritmico e il sottostrato viscoso, infine, è collocata una zona di raccordo detta *buffer layer*, qui si ha che azioni viscoso e turbolente risultano possedere lo stesso peso, ed è proprio in tale zona che si verifica un massimo nella produzione turbolenta [5], tale strato si estende per $5 < Y^+ < 30$. Globalmente l'inner layer è anche denominato strato a taglio costante, ossia $\tau_w = \mu \frac{dU}{dY} - \rho u'v' = \text{cost}$. Di seguito si riporta un tipico profilo di velocità nell'inner layer di uno strato limite turbolento. L'insieme delle leggi presentate in precedenza prende il nome di *law of the wall* e come riportato in sezione 3.1 presentano validità universale, ossia sono valide anche per il profilo di velocità in corrispondenza della parete in un flusso turbolento in un canale.

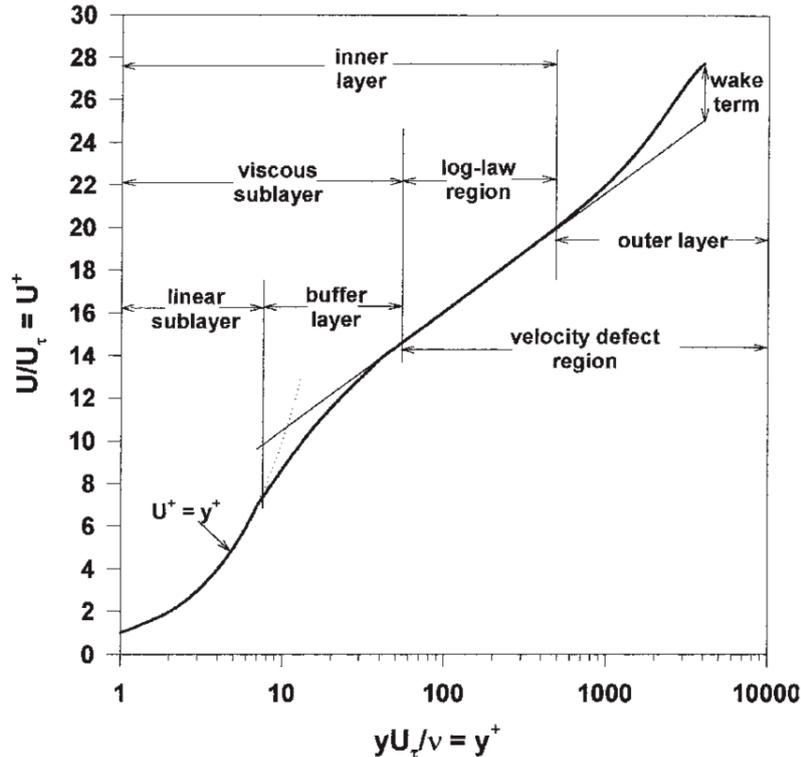


Figura 3: Tipico profilo di velocità nell'inner layer di uno strato limite turbolento [5]

2.3 Organizzazione delle strutture turbolente nell'inner layer

L'inner layer in generale può anche essere visto come una collezione di strutture coerenti disperse in maniera quasi periodica nello spazio e nel tempo. Numerosi esperimenti basati su visualizzazioni del flusso hanno rivelato la presenza di strutture denominate *streaks* in corrispondenza della parete, tali strutture essenzialmente rappresentano regioni allungate nella direzione del flusso caratterizzate da concentrazioni di fluido a bassa e ad alta velocità, rispettivamente *low speed streaks* e *high speed streaks*. Un comportamento molto peculiare di queste streaks è quello di essere soggette a fenomeni di eiezioni, ossia di migrare rapidamente verso regioni più esterne dello strato limite sperimentando una rottura in moti di scale inferiori, in contemporanea ai fenomeni di eiezione si presentano quelli di sweep, per il vincolo imposto dalla continuità infatti in virtù del fluido eiettato verso regioni esterne si presenta anche il fenomeno inverso, con fluido a più alta velocità che viene rapidamente trascinato verso parete. Tipicamente i fenomeni di sweep e di eiezioni sono indicati come i principali responsabili della produzione di energia turbolenta. Allontanandosi da parete $y^+ < 100$ inoltre si è osservata la presenza di coppie di vortici controrotanti denominate, *quasi-streamwise-vortex* (QSWV), con vorticità diretta nella direzione streamwise come riportato nella seguente figura 4:

A parete nella zona compresa tra i due vortici, in virtù del moto indotto dalle due strutture vorticoso si ha inizialmente la segregazione di fluido a bassa velocità, il quale poi eventualmente si pensa essere connesso (sempre in virtù del moto di upwash dovuto ai CVP) ai fenomeni di eiezione. Alla stessa maniera i lati dei CVP per cui si presenta downwash si pensano essere connessi ai fenomeni di sweep, causando un trasferimento di quantità di moto dalle regioni più esterne a quelle in vicinanza della parete. Proseguendo verso regioni più esterne poi si osserva la presenza di strutture vorticoso a forma di ferro di cavallo, anche denominate *hairpins vortices*. Tali strutture sono caratterizzate

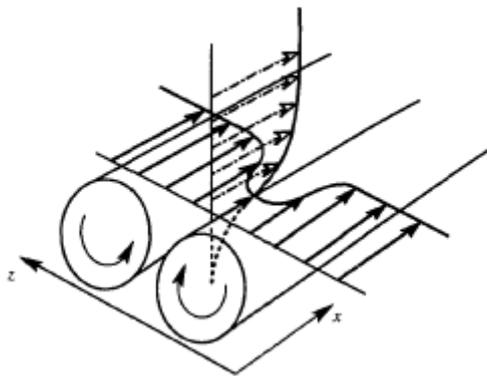


Figura 4: schematizzazione dei CVP nella regione vicino a parete [5]

da dimensioni anche molto elevate (arrivano ad avere lunghezza totale pari all'estensione dello strato limite δ) e si compongono di una testa, collocata nelle regioni più esterne, e due gambe con vorticità diretta in senso opposto (figura 5).

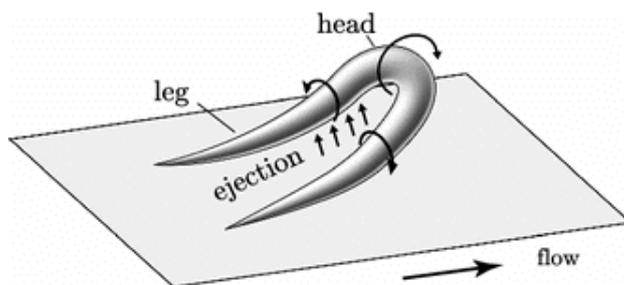


Figura 5: Schematizzazione dei vortici a ferro di cavallo [5]

L'insieme dei fenomeni di eiezione e di sweep sono la causa dell'incremento degli sforzi a parete nel caso di flussi confinati turbolenti. Impiegando gli attuatori al plasma si cerca di sopprimere i fenomeni di sweep e di eiezione, in particolar modo i primi che contribuiscono in maniera maggiore all'incremento nei gradienti di velocità nelle vicinanze della parete (in quanto trascinano fluido a più alta velocità verso le regioni interne). Ripartendo allora dal concetto riportato in sezione 1 si è cercato di capire in che modo i moti oscillatori indotti a parete, ottenuti usando un qualche tipo di sistema di attuazione, potessero agire sulla dinamica delle precedenti strutture turbolente.

2.4 Meccanismi fisici alla base della riduzione di resistenza

Nonostante non sia ancora presente una spiegazione univoca circa i meccanismi di riduzione della resistenza nel corso degli anni sono state proposte varie teorie riassunte nella review prodotta da Ricco [7]. Spesso si è cercato di spiegare la riduzione di resistenza analizzando i cambiamenti apportati dalle oscillazioni di parete alle strutture vorticosi. Si è osservato ad esempio che le oscillazioni trasversali agivano sulla turbolenza mediante un continuo spostamento trasversale dei vortici streamwise collocati a $y^+ \approx 15$ nei confronti delle streaks a loro associate, collocate a $y^+ < 15$, indebolendo il ciclo di generazione della turbolenza e portando ad una riduzione nelle attività di sweeps. Altre ricerche invece affermarono che l'azione dei movimenti trasversali fosse quella di ridurre la componente di vorticità media trasversale attraverso tilting dei vettori vorticità, inducendo una componente trasversale di vorticità media negativa riducendo lo stretching delle strutture longitudinali e riducendo di conseguenza l'attività di sweep intimamente collegata alla resistenza. Da ulteriori analisi sull'equazione di trasporto della componente longitudinale di vorticità si ipotizzò che l'attuazione, invece che essere direttamente responsabile della riduzione di resistenza, agisse in maniera da ridurre tutti i termini di produzioni (*tilting*, *twisting* e *stretching*) presenti nell'equazione, indebolendo le strutture vorticosi longitudinali più intense e portando alla riduzione della resistenza, in particolar modo nelle fasi del ciclo di attuazione in cui le variazioni del gradiente $\frac{dW}{dy}$ risultavano più intense. Si è supposto che nella fase di riduzione della resistenza del ciclo di attuazione, il moto indotto da quest'ultima nella direzione trasversale causasse un *tilting* della componente di vorticità normale alla parete nella direzione

trasversale riducendola (la componente ω_y è rappresentativa dell'intensità delle *streaks*) comportando di conseguenza un indebolimento dei fenomeni di eiezione e di *sweep* (indicativi della componente di vorticità longitudinale) con una conseguente riduzione degli sforzi turbolenti.

3 Metodologie

Di seguito viene fornita una breve descrizione delle tecniche sperimentali impiegate per caratterizzare il comportamento dell'attuatore e la sua influenza sulle grandezze fluidodinamiche in gioco, principalmente la pressione statica e la velocità da cui è poi possibile ricavare lo sforzi di attrito.

3.1 Tecniche per la misura della pressione statica

Dall'equazione 2 si ha a disposizione una relazione diretta tra lo sforzo di attrito e il gradiente di pressione statica, in quest'ottica le tecniche di misurazione della pressione acquisiscono particolare importanza nell'applicazione di attuatori al plasma. In generale due sono le tecniche maggiormente impiegate per la misurazione della pressione statica:

- Sonde immerse in una corrente libera (per flussi liberi)
- Prese di pressione statiche realizzate a parete (per flussi confinati)

Per un esperimento che prevede l'uso di attuatori al plasma in un flusso di canale la tecnica di rilevazione della pressione attraverso prese realizzate a parete (*pressure taps*) risulta di grosso interesse. La motivazione tale per cui realizzando un foro a parete è possibile rilevare la pressione statica della corrente fluida risiede nella natura dello strato limite. Da un'analisi degli ordini di grandezza dei termini presenti nell'equazione di bilancio della quantità di moto nella direzione perpendicolare alla parete si ricava infatti che nello strato limite il termine $\frac{dp}{dy} = 0$ da cui $p(y) = costante = p_w = p_e(x)$ [5]. Per tale motivo realizzando un foro di dimensioni opportune è possibile ottenere informazioni sulla pressione statica, in corrispondenza di quella data coordinata X.

I principali parametri che caratterizzano la geometria della presa sono la sezione trasversale e il diametro del foro. In generale tali prese sono realizzate con sezione trasversale con asse perpendicolare alla direzione della corrente e diametro ridotto. Talvolta in alcune situazioni dove ci siano problemi di accessibilità alla prese si può optare per una presa con asse leggermente inclinato rispetto alla condizione di perpendicolarità alla corrente, in tale caso l'errore percentuale rispetto alla situazione di perpendicolarità è valutato come $\epsilon\% = \frac{p_{rif} - p_{misurata}}{q} 100$ (con q pressione dinamica). In generale è buona norma utilizzare prese con diametro inferiore al millimetro ad asse il quanto più perpendicolare alla parete e con assenza di sbavature (fonti di errore per la misurazione) sui bordi del foro.

3.2 Particle image Velocimetry (PIV)

La PIV è una tecnica anemometrica non intrusiva che permette di ricavare informazioni sulla velocità istantanea in un dato campo di moto. Sono presenti tre principali categorie per questa tecnica anemometrica che a seconda della strumentazione impiegata rendono possibile la risoluzione di due o tre componenti di velocità. A seconda del numero di componenti di velocità risolte è possibile distinguere tre principali tipologie di misure PIV.

- PIV planare 2D2C: risoluzione di due componenti di velocità in un piano.
- StereoPIV 2D3C: risoluzione di tre componenti di velocità in un piano.
- PIV tomografica 3D3C: risoluzione di tre componenti in un volume di misura.

Nel corso delle esperienze effettuate in questa tesi si è proceduto mediante una tecnica PIV planare, riprendendo un piano del campo di moto illuminato da una lama laser si sono ricavate informazioni sulle componenti di velocità giacenti in quel piano.

Le ulteriori due variazioni a tale tecnica sono la stereo-PIV e la PIV tomografica. La stereo-PIV si basa sullo stesso principio della PIV planare, mediante due fotocamere poste ad un certo angolo tra di loro si continua ad analizzare un piano illuminato ma dall'analisi delle velocità ricavate dalle due fotocamere è poi possibile ricavare la terza componente di velocità perpendicolare al piano illuminato ottenendo un campo di moto 3D.

La tecnica PIV tomografica invece di analizzare un piano si concentra direttamente sul determinare le tre componenti di velocità in un volume di controllo mediante l'impiego di più fotocamere.

In generale nonostante esistano diverse configurazioni per questa tecnica si hanno dei componenti comuni:

- Una fonte di luce coerente come un laser o un led. Questi possono essere caratterizzati in termini di frequenza con cui si generano i pulsii e di potenza irradiata.
- Un sistema ottico di specchi e lenti in grado di generare dal fascio laser una lama di luce la quale costituirà il piano illuminato su cui vengono risolte le componenti di velocità.
- Una o più fotocamere/ telecamere in grado di catturare la scena. Anche in questo caso si hanno vari tipi di telecamere con caratteristiche diverse tra loro.
- Inseminazione della corrente attraverso particelle traccianti, queste sono fondamentali in quanto riflettendo la luce si rendono visibili alla telecamera. Risulta allora fondamentale che queste particelle seguano fedelmente il campo di moto in cui sono immesse senza perturbarlo introducendo inaccuratezza nelle misure. Al fine di soddisfare questa ultima condizione vengono posti due criteri sulle particelle. Si vuole infatti che le particelle possiedano una densità pari a quella del flusso (per evitare fenomeni di galleggiamento e affondamento) e che il numero di Stokes deve risultare inferiore all'unità. Tale ultimo parametro risulta definito come:

$$St = \frac{t_p}{t_0} \ll 1 \quad (5)$$

Dove t_0 rappresenta il tempo caratteristico del flusso, assimilabile ad esempio a quello convettivo, e t_p è detto tempo di rilassamento delle particelle definito a sua volta come:

$$t_p = \frac{D_p^2 \rho_p}{\mu} \quad (6)$$

dove con D_p e ρ_p si indicano rispettivamente il diametro e la densità delle particelle mentre con μ si indica la viscosità dinamica del fluido. Con entrambe le condizioni rispettate si può assumere che le particelle siano in grado di seguire fedelmente il flusso senza introdurre errori nella misura PIV.

Una volta inseminato in maniera adeguata il campo con la telecamera posizionata perpendicolarmente al piano illuminato è possibile acquisire delle istantanee del campo di moto. In tali istantanee le particelle si rendono visibili riflettendo la luce del laser. Nella tecnica impiegata nel presente lavoro tramite un sistema in grado di sincronizzare i pulsii del laser con l'acquisizione delle istantanee da parte della camera si acquisiscono due istantanee, denominate immagine A e immagine B, separate da un certo intervallo temporale Δt definito dall'utente. Comparando le due immagini così acquisite si osserva come in virtù del moto fluido le particelle risulteranno spostate di un certo vettore spostamento $\vec{\Delta s}$. Dalla conoscenza del vettore spostamento e dell'intervallo temporale è possibile applicando la definizione del vettore velocità, $\vec{V} = \frac{\vec{\Delta s}}{\Delta t}$ ricavare i vettori velocità nel piano illuminato.

L'incognita del problema è quindi rappresentata dal vettore spostamento $\vec{\Delta s}$, per ottenere tale vettore si sfruttano algoritmi di *Cross-Correlazione*. Le due immagini acquisite dalla camera vengono codificate in binario ottenendo due distribuzioni di intensità luminosa, relative all'istantanea A ($I_A(x, y)$) e all'istantanea B, ($I_B(x, y)$). Suddividendo le due immagini in finestre di interrogazione e valutando la funzione di cross correlazione definita come:

$$R_{A,B}(r_1, r_2) = \iint (I_A(x, y) I_B(x + r_1, y + r_2)) dx dy \quad (7)$$

si ricava dal primo picco della funzione di correlazione lo spostamento più probabile in quella data area di interrogazione. Viene preso il primo picco in quanto il massimo del prodotto delle due funzioni di intensità luminose corrisponde proprio al punto individuato dal vettore $\vec{r} = \sqrt{r_1^2 + r_2^2}$ corrisponde proprio allo spostamento più probabile all'interno della finestra di interrogazione. Tale vettore rapportato al tempo intercorso tra i pulsii laser relativi alle acquisizioni A e B fornisce il vettore velocità.

In figura 6 si riporta lo schema funzionale della tecnica PIV impiegata nel corso delle esperienze condotte nel capitolo 6

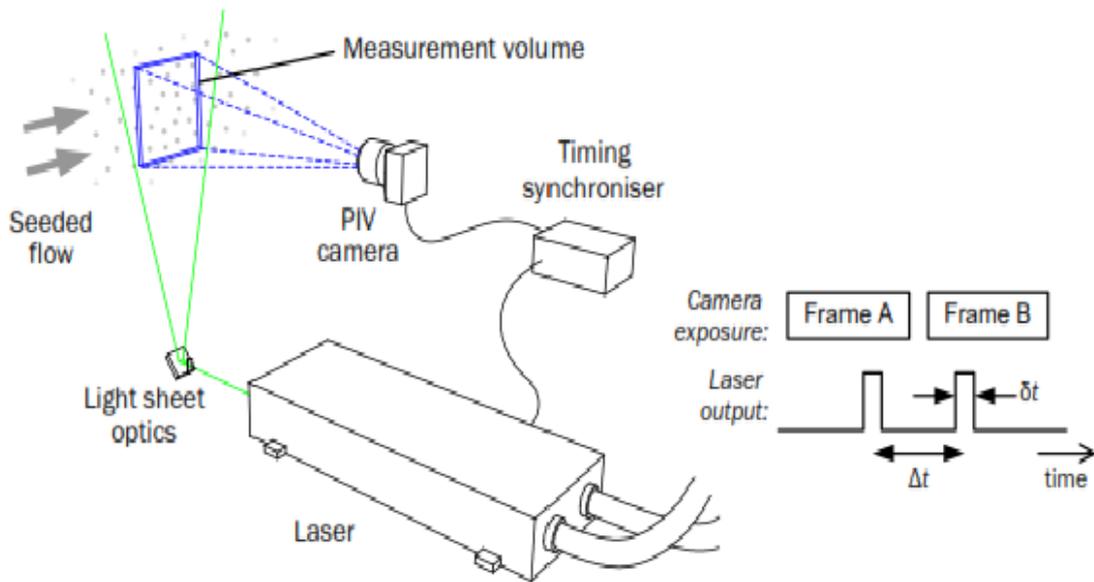


Figura 6: schema funzionale del sistema PIV a immagini singolarmente esposte

Va notato dunque che alla coppia di pulsanti relativi alle istantanee A e B sarà associata un singolo campo PIV ottenuto dal processo di correlazione. Alla prima coppia di pulsanti seguiranno poi ulteriori coppie di pulsanti relativi all'acquisizione di ulteriori coppie di immagini A e B da cui verranno calcolati campi PIV relativi ad istanti successivi, tale osservazione risulta necessaria per introdurre il concetto di PIV tempo risolto. Nella PIV impiegata in questo documento si ha che il minimo intervallo temporale tra le coppie di pulsanti laser risulta vincolato alla strumentazione impiegata e pari a $\Delta T = 66$ ms relativo ad una frequenza massima di ripetizione della coppia di pulsanti pari a $f = 15$ Hz. Le immagini PIV collocate dunque ad una così elevata distanza temporale non permettono l'estrapolazione di informazioni sull'evoluzione temporale del campo, vincolando dunque l'applicazione di tale tecnica di misura a fenomeni stazionari. Tale vincolo seguendo la metodologia esposta in appendice A può essere in parte superato effettuando delle misure mediate in fase. Il concetto verrà approfondito nel capitolo 6.4 e come anticipato in appendice A.

4 Attuatori al plasma a scarica di barriera dielettrica (AP-DBD)

Gli attuatori al plasma a scarica di barriera dielettrica (DBD PAs) rappresentano una categoria di dispositivi innovativi in grado di operare un controllo attivo del flusso ai fini aerodinamici, essi risultano particolarmente interessanti per via della serie di vantaggi offerti:

- sono dispositivi di piccola taglia con ingombri ridotti e ciò li rende ottimi per operazioni in cui si necessita di un disturbo del flusso minimo,
- non presentano parti mobili, risultando affidabili e dal peso ridotto,
- garantiscono una veloce risposta temporale,
- risultano inoltre costruttivamente molto semplici e realizzabili a basso costo
- sono in grado di generare getti allineati e molto vicini a parete .

Grazie a queste sue caratteristiche tale tecnologia può essere utilizzata non solo per influenzare la turbolenza ma trova impiego anche nel controllo e nella gestione dei fenomeni di separazione e nel ritardo della transizione da laminare a turbolento [7].

4.1 Configurazione di un attuttore al plasma

La geometria più comune per un attuttore al plasma DBD è rappresentata nella figura 7.

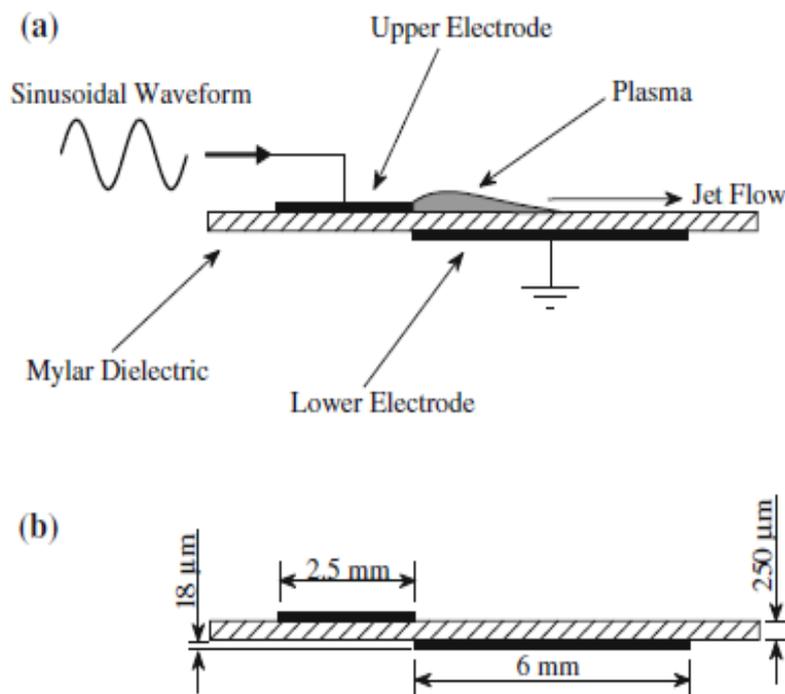


Figura 7: Geometria tipica di un attuttore al plasma mostrata in [8]

L'attuttore risulta composto da due elettrodi sottili e lunghi affiancati e separati da uno strato di dielettrico. Uno dei due elettrodi risulta esposto al flusso mentre il rimanente elettrodo nella maggior parte dei casi risulta essere incapsulato in maniera da prevenire qualsiasi tipo di effetto spurio di scarica al di sotto del dielettrico. La larghezza dei due elettrodi solitamente consiste in pochi millimetri e in generale l'ingombro verticale dell'intero attuttore può essere diminuito molto al di sotto di un millimetro diminuendo i potenziali effetti spuri di disturbo sul flusso. Solitamente tali dispositivi sono operati con voltaggi nell'intervallo di 1-50 kVolt mentre la frequenza si aggira attorno a 0.5-25 KHz. L'alimentazione risulta essere in AC e il segnale portante risulta essere un'onda periodica.

4.2 Principio di funzionamento

Nelle configurazioni più comuni si ha che l'elettrodo esposto risulta alimentato dall'alta tensione mentre quello incapsulato risulta connesso a terra, in generale però è possibile variare le connessioni a seconda dell'impiego. L'applicazione di una differenza di tensione agli elettrodi dell'attuatore genera plasma in corrispondenza dell'elettrodo esposto al flusso (in quanto l'elettrodo inferiore risulta isolato), il quale sotto l'azione del campo elettrico risulta a sua volta accelerato. Il fatto che il plasma si ritrovi accelerato in una data direzione dettata dalla geometria dell'attuatore permette tramite il meccanismo di collisione particella-particella di causare uno scambio di quantità di moto tra gli ioni del plasma, accelerati, e le particelle neutre del gas circostante.

Operando quindi con questa tipologia di attuatori all'interno di un flusso è possibile generare una forza di volume, in virtù della quantità di moto trasferita dal plasma al flusso. Tale meccanismo rende possibile operare una manipolazione di eventuali profili di velocità esistenti oppure generando getti, in caso l'attuatore sia operato in un ambiente in quiete (figura 8). È importante notare come l'attuatore non rappresenti un dispositivo immettente massa all'interno del flusso, di conseguenza all'accelerazione tangenziale impartita dall'attuatore risulterà associato un moto di fluido verso il basso in direzione dell'elettrodo esposto. Per avere conservazione di massa il fluido eiettato lateralmente sarà sostituito da fluido collocato in posizione soprastante all'elettrodo esposto.

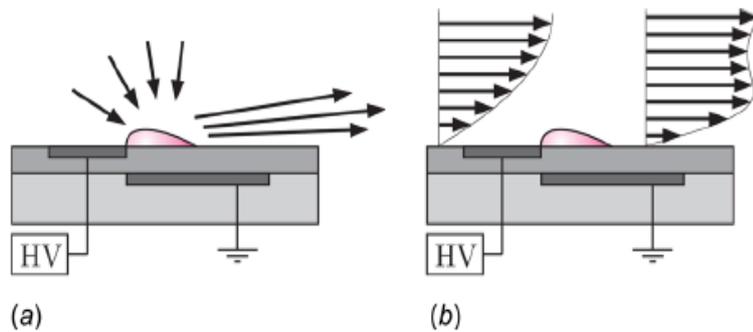


Figura 8: Tipico comportamento di un attuatore al plasma: a) accelerazione tangenziale e movimento di downward in ambiente in quiete b) manipolazione di un profilo di velocità esistente (ripresa da [3])

4.2.1 Configurazioni alternative

Nonostante finora si abbiano a disposizione in letteratura pochi esperimenti sul controllo della turbolenza mediante DBD PAs, sono state proposte una serie di configurazioni di varia natura per tali attuatori. Alla semplice geometria rappresentata in figura 7, a cui è associata un'attuazione del flusso unidirezionale, si ritrova spesso sovrapposta una geometria differente, con due elettrodi esposti separatamente trasversalmente dotati di un elettrodo di terra comune come riportato in figura 9 cui invece è associata un'attuazione del flusso in maniera bidirezionale. Alimentando alternativamente come riportato in [9] gli elettrodi denominati HV1 e HV2 risulta possibile spingere il flusso lateralmente in entrambe le direzioni in maniera alternata.

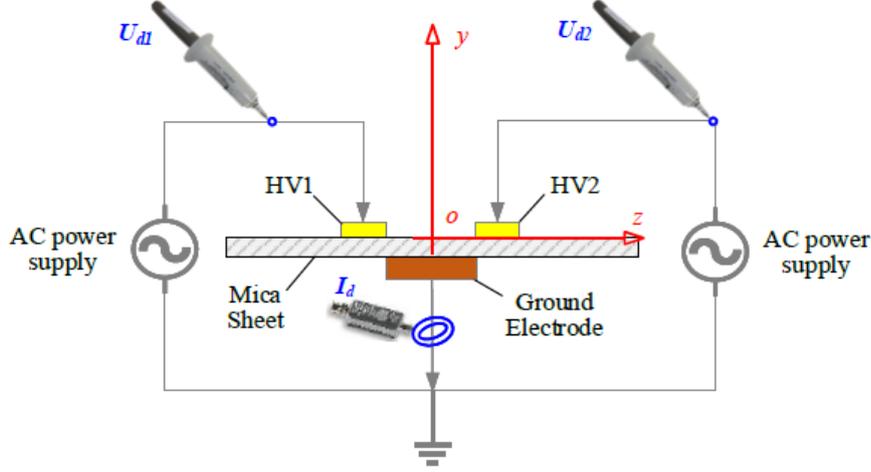


Figura 9: Configurazione di attuatore al plasma per attuazione bidirezionale del flusso (ripresa da [9])

Talvolta la geometria proposta in figura 9 risulta ripetuta nella direzione trasversale, creando una superficie di attuazione in grado di operare sul flusso con un certo campo di moto diretto nella direzione trasversale al flusso.

4.3 Potenza consumata dagli attuatori e risparmio di potenza

Nell'ottica di un'applicazione realistica per gli attuatori al plasma si rende necessario valutare la potenza consumata per alimentare l'attuatore confrontandola in seguito con quella risparmiata tramite la riduzione della resistenza di attrito. Sfruttando una sonda capacitiva, di capacità C_p è possibile valutare la carica passante attraverso gli elettrodi come $Q(t) = V_p(t)C_p$, conoscendo la carica è allora possibile valutare la potenza consumata per il singolo attuatore come:

$$P_A = f_{PA} \oint_T Q(t) dV(t) = f_{PA} \oint_T C_p V_p(t) dV(t) \quad (8)$$

Dove f_{PA} rappresenta la frequenza del segnale con cui si alimenta l'attuatore. Riferendosi ad un flusso in un canale, se il coefficiente di attrito risulta espresso come $C_f = 2 \frac{\tau_w}{\rho U_b^2}$ in virtù dell'attuazione tale coefficiente varierà (incrementando o decrementando) permettendo di definirne la variazione percentuale come:

$$DR(\%) = 100 \frac{C_{f0} - C_f}{C_{f0}} \quad (9)$$

In generale è possibile calcolare la potenza spesa per unità di superficie per far circolare il fluido in un canale come:

$$P_x = 2\tau_w U_b \quad (10)$$

Allora conoscendo l'entità di DR e la potenza consumata per alimentare gli attuatori sarà possibile valutare se conviene o meno impiegare gli attuatori per diminuire la resistenza nel canale.

4.4 Caratterizzazione fluidomeccanica degli attuatori

Un altro aspetto importante è la caratterizzazione di questa tipologia di attuatori dal punto di vista della forza esercitata sul fluido. Operando per via sperimentale, come riportato in [2], si può pensare di valutare l'entità della forza trasferita al fluido dall'attuatore o tramite tecniche di misura diretta (impiegando ad esempio celle di carico ad elevata sensibilità) oppure sfruttare misure di velocità per determinare l'entità e la distribuzione spaziale della forza.

4.4.1 Calcolo della forza mediante misure indirette

Sfruttando una tecnica PIV è possibile ricavare il campo di velocità istantaneo nell'intorno dell'attuatore, definendo successivamente un volume di controllo (figura 10) è possibile, assumendo equilibrio

con le forze interne, calcolare la forza dal bilancio dei flussi di quantità di moto sulle superfici di contorno del volume. La forza così determinata comprende sia la forza di volume esercitata dall'attuatore sia la forza di attrito a parete.

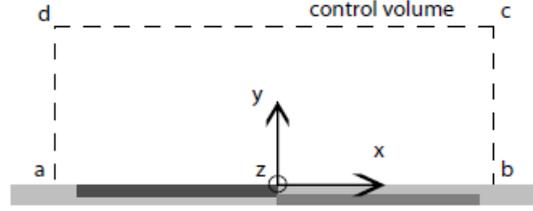


Figura 10: Volume di controllo per il bilancio di QDM (ripresa da [2])

Impiegando il volume di controllo in figura 10 si ha che le due componenti di forza nella direzione X e Y, rispettivamente T_x e T_y , seguendo il procedimento riportato in [2], sono calcolabili come:

$$T_x^s + T_x^p = \rho \int_{da} u_x^2 dy + \rho \int_{cd} u_x u_y dx - \rho \int_{bc} u_x^2 dy T_y = \rho \int_{da} u_x u_y dy + \rho \int_{cd} u_y^2 dx - \rho \int_{bc} u_x u_y dy \quad (11)$$

$$T_x^s + T_x^p = \rho \int_{da} u_x^2 dy + \rho \int_{cd} u_x u_y dx - \rho \int_{bc} u_x^2 dy \quad (12)$$

$$T_y = \rho \int_{da} u_x u_y dy + \rho \int_{cd} u_y^2 dx - \rho \int_{bc} u_x u_y dy \quad (13)$$

Dove T_x^s e T_x^p si riferiscono rispettivamente al contributo dalla forza di taglio tra flusso e parete e alla componente dovuta all'attuatore.

Per determinare invece la distribuzione della forza è possibile usare l'equazione di Navier-Stokes in forma completa annettendo un termine di *body force*:

$$\frac{dU}{dt} + U \cdot \nabla U - \nu \nabla^2 U = -\nabla p + \frac{F}{\rho}$$

Dove con U si intende il campo di velocità 2D e con F il termine relativo alla *body force*. A questo punto è possibile operare seguendo due strade diverse. Un primo approccio detto *reduced method* considera gli istanti appena successivi all'attivazione dell'attuazione, considerando fluido in quiete prima dell'attivazione degli attuatori, a ridosso dell'attivazione i termini convettivi, diffusivi e di pressione risultano trascurabili, riducendosi all'equazione riportata in [2]:

$$\frac{dU}{dt} = \frac{F}{\rho} \quad (14)$$

Se invece si vuole usare l'equazione di NS in forma completa si può operare con un metodo denominato *gradient method*. Assumendo che la forza di volume rimanga quasi costante nel tempo e che i gradienti di pressione siano nulli prima dell'attivazione degli attuatori è possibile derivando prima nel tempo l'equazione di NS in forma completa (in maniera da annullare il contributo della forza di volume) e successivamente rintegrandola ricondursi ad un'equazione del tipo:

$$\int_0^t \left(\frac{dU}{dt} + U \cdot \nabla U - \nu \nabla^2 U \right) dt = -\nabla p(t) \quad (15)$$

rinserendo tale equazione all'interno dell'equazione di partenza è possibile eliminare il termine di pressione e ricondursi ad un'equazione unica per una sola incognita, la forza di volume di nostro interesse.

$$\frac{F}{\rho} = \frac{dU}{dt} + U \cdot \nabla U - \nu \nabla^2 U - \int_0^t \left(\frac{dU}{dt} + U \cdot \nabla U - \nu \nabla^2 U \right) dt \quad (16)$$

4.4.2 Calcolo della forza mediante misure dirette

Tale metodo risulta il più diretto per calcolare la forza per via sperimentale. Installando l'attuatore su una cella di carico è possibile misurare la forza esercitata dal fluido sull'attuatore, applicando poi la terza legge di Newton è possibile osservare come tale forza sia uguale ed opposta a quella esercitata dall'attuatore sul flusso, ricavando così la forza di volume. Tale tecnica però include nella misura il contributo degli sforzi di taglio tra la parete e il fluido accelerato non permettendo inoltre di ottenere informazioni spaziali sulla forza.

5 Stato dell'arte sull'applicazioni di Attuatori al plasma per il controllo della turbolenza

Per quanto esposto nella sezione 1 in letteratura sono presenti diversi articoli sul controllo della turbolenza mediante oscillazioni trasversali alla direzione del flusso generate da sistemi meccanici più o meno complessi, al contrario nonostante gli attuatori al plasma risultino molto promettenti in tale ambito si hanno a disposizione solo poche attività numeriche e sperimentali per chiarire la loro reale efficacia in termini di riduzione della resistenza viscosa e del meccanismo alla base dell'interazione tra attuazione e strutture turbolente. In questa sezione l'obiettivo è fornire una panoramica globale sui risultati raggiunti testando varie configurazioni di attuatore al plasma variando la tipologia di attuazione operata su flussi di strato limite turbolento o di canale.

5.1 Esperimenti basati su attuatori al plasma

Uno dei primi esperimenti condotti sulla riduzione della resistenza viscosa da parte di attuatori al plasma ([1]) si basava su una configurazione degli attuatori simile a quella riportata in figura 9, in particolare lo studio si poneva come obiettivo di valutare come una variazione dei parametri geometrici e operativi dell'attuatore potesse interferire con la riduzione di resistenza e in generale come l'attuazione mediante PAs interferisse con le strutture e le statistiche turbolente.

L'esperimento in questione venne condotto su uno strato limite turbolento usando una tecnica di anemometria a filo caldo. Una lamina piana venne collocata nella camera di prova di una galleria del vento a ciclo chiuso, montando sulla superficie superiore della lamina due set di elettrodi intervallati da elettrodi di terra, come riportato in figura 11.

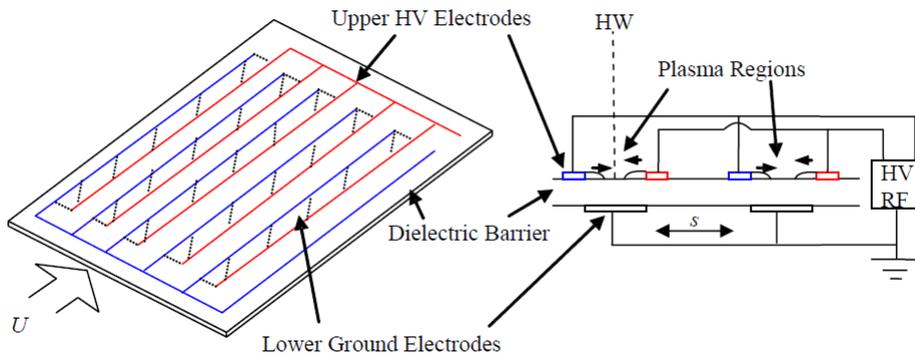


Figura 11: sx) Geometria della superficie di attuazione dx) sezione dell'attuatore (ripresa da [1])

Riferendosi alla geometria della superficie di attuazione impiegata, l'idea era quella di alimentare alternativamente la linea di elettrodi rossa e blu in maniera da generare un'attuazione bidirezionale. Nello studio condotto si analizzarono gli effetti dell'attuazione per tre differenti valori della spaziatura tra gli elettrodi: 4, 6 e 10 mm (denominata con s nella figura 11), e per differenti valori della frequenza del ciclo di attuazione, intesa come la frequenza di switching dei canali di alimentazione. Da visualizzazioni in aria ferma è possibile osservare come tramite l'alimentazione degli elettrodi sia possibile generare una serie di vortici co-rotanti propaganti nella direzione della generazione del plasma. Si ha che a seconda della fase nel ciclo di propagazione tali vortici invertono sia la direzione di propagazione sia il verso di rotazione, generando in questa maniera un moto tangenziale oscillatorio a parete su tutta la superficie di attuazione.

Dai profili medi di velocità normalizzati con le variabili di attrito quali la velocità e la lunghezza viscosa, si osservò come aumentando la frequenza, e quindi diminuendo il periodo di attuazione, si otteneva un deficit di velocità nel buffer layer e nel layer logaritmico sempre più marcato, diminuendo i gradienti di velocità a parete e quindi ottenendo margini di riduzione di resistenza maggiori. (figura 12a) Mentre per quanto riguarda invece la spaziatura tra gli attuatori si è osservato un comportamento analogo, se tale parametro veniva incrementato troppo si arrivava ad una condizione dove la resistenza risultava addirittura crescere, in quanto in corrispondenza di spaziature maggiori i moti di upwash e downwash dovuti alle strutture vorticosi generate dall'attuazione non risultavano interagire, portando prevalentemente fluido ad alta velocità verso la parete ed incrementando i gradienti di velocità (figura 13).

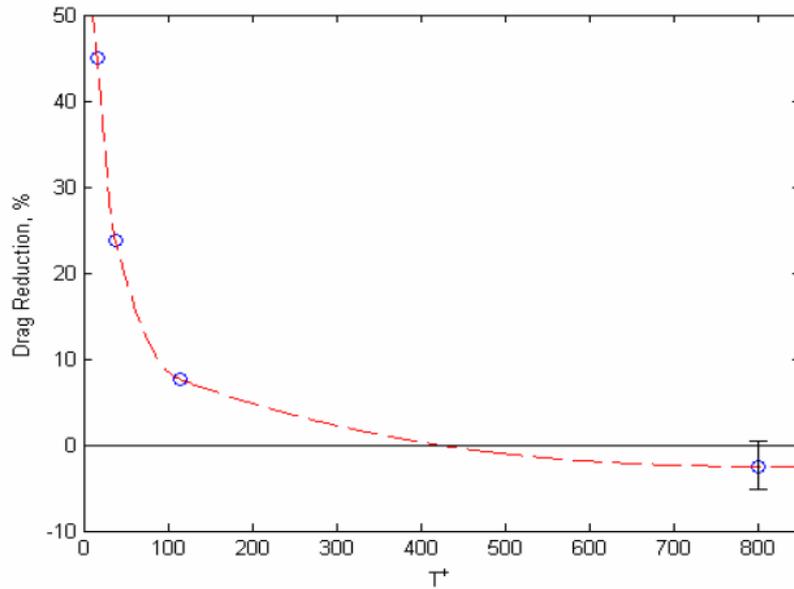


Figura 12: Andamento di DR al variare della frequenza (ripresa da [1])

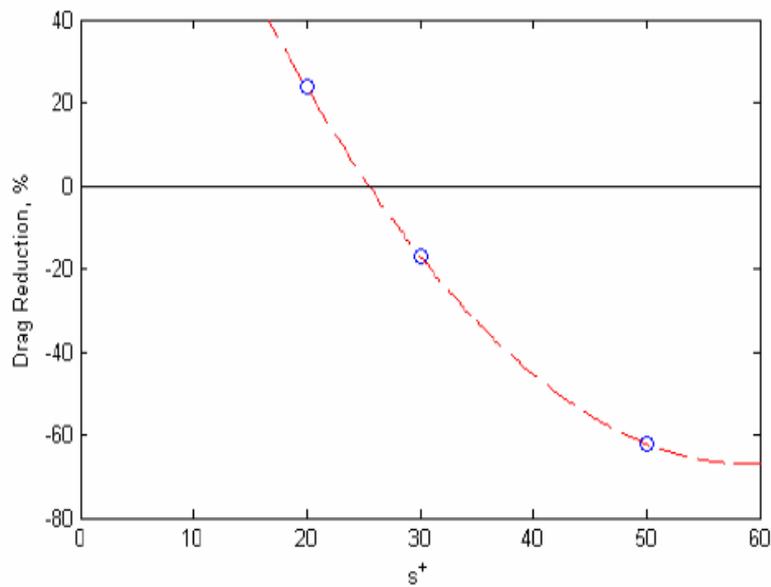


Figura 13: Andamento di DR al variare della spaziatura tra gli elettrodi (ripresa da [1])

Concentrandosi sul caso in cui fissando la spaziatura tra gli elettrodi a $s=4$ mm e la frequenza di attuazione si era raggiunto una riduzione di resistenza totale del 22.5%, si è indagato come variavano le principali statistiche turbolente. Come osservato in precedenza collocando una sonda a filo caldo in corrispondenza della mezzeria della regione dove si creava il plasma (a valle della superficie di attuazione per prevenire la formazione di archi elettrici a casua della presenza del plasma) si osservò un deficit nel profilo di velocità medio normalizzato con le variabili viscosive, in particolare nel buffer e nel layer logaritmico (14a), e uno shift del picco di turbolenza delle fluttuazioni di velocità longitudinale u' a valori di y^+ maggiori, indicando uno spostamento della produzione di energia turbolenta da parete (14b).

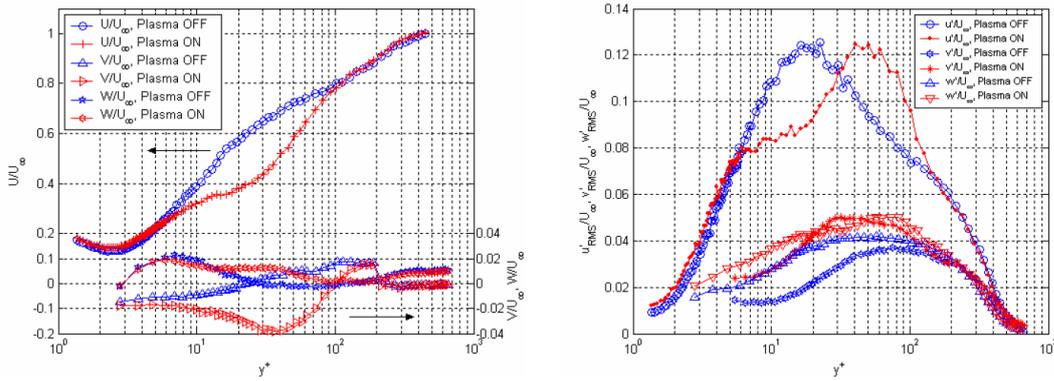


Figura 14: a) profili di velocità U,V,W b) profili delle fluttuazioni di velocità turbolente (ripresa da [1])

A conferma di ciò dagli spettri di energia ricavati a varie y^+ si osserva un forte spostamento di energia dalle grandi scale alle piccole scale in corrispondenza della parete ($y^+ < 30$) ed un generale innalzamento di tutti i livelli di energia allontanandosi da essa ($y^+ > 60$). Infine mediante una tecnica VITA è stato possibile concluso ([1]) come a parete si abbia una forte riduzione nella durata e nell'intensità degli eventi di sweep vicino a parete ($y^+ < 30$), ossia quegli eventi che comportano il trasporto di fluido ad alta velocità, collocate nelle regioni più lontane da parete dello strato limite, verso la parete, incrementando i gradienti di velocità e di conseguenza la resistenza di attrito.

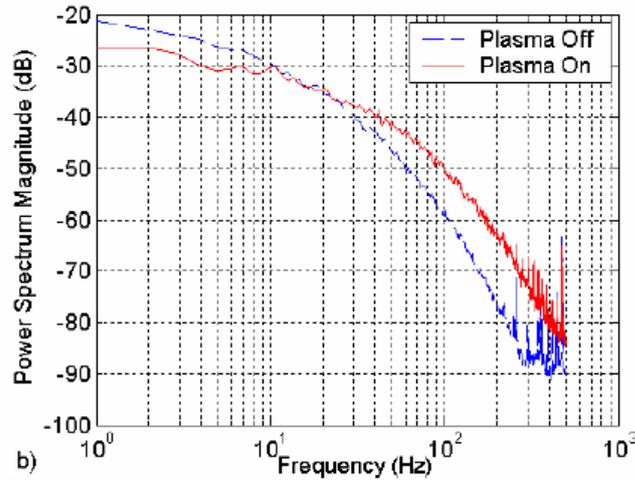


Figura 15: Spettri di energia per $y^+ = 20$ (ripresa da [1])

Per chiarire meglio il meccanismo di interazione tra gli attuatori e le strutture turbolente Zhong et al. [9] testarono l'effetto di un singolo attuttore impiegando la configurazione rappresentata in figura 9. Utilizzando una tecnica stereo PIV fu possibile ottenere informazioni sui campi di moto istantanei modificati dall'attuazione in uno strato limite turbolento, rendendo possibile valutare in fase di post-processing le variazioni nei livelli di produzione di TKE e i cambiamenti apportati alla quantità di moto nella direzione del flusso in tutto il campo osservato. Sfruttando due generatori AC indipendenti e un sistema di modulazione vennero analizzate tre configurazioni di lavoro dell'attuttore: A, B e C. Alla configurazione A si associò l'alimentazione di un singolo elettrodo superficiale generando in aria in quiete un getto trasversale, alla B venne associato un funzionamento continuo ed in contemporanea di entrambi gli elettrodi generando ancora una volta dei getti ma in tal caso impattanti a metà della regione compresa tra i due elettrodi generando di conseguenza un getto verticale. Nella configurazione C invece alternando l'alimentazione ai due elettrodi venne effettivamente studiato l'effetto delle oscillazioni trasversali a parete testando tre frequenze di modulazioni differenti, in particolare venne analizzato il comportamento dell'attuttore per frequenze di 20, 100 e 500 Hz. Dalle rilevazioni effettuate fu possibile diagrammare i campi di moto mediati nel tempo a diverse coordinate longitudinali.

Nella configurazione A si osservò la nascita di uno starting vortex in corrispondenza del bordo di attacco dell'attuatore, tale vortice risultava crescere in dimensione proseguendo nella direzione trasversale, a causa della progressiva iniezione di quantità di moto da parte dell'attuatore, per poi venire rapidamente dissipato al termine della zona di attuazione. Alla periferia di tale vortice furono evidenziate zone di upwash e downwash, anch'esse progressivamente più pronunciate muovendosi verso valle nella direzione trasversale nella zona di attuazione.

In modalità B, dal campo di moto mediato nel tempo si osservò la nascita di una coppia di vortici controrotanti dagli elettrodi di attuatori agenti in direzione opposta. Proseguendo trasversalmente come nel caso A tali vortici risultavano crescere in dimensioni creando una grossa zona centrale di upwash, collocata nel mezzo dei due vortici, e due zone periferiche di downwash. Inoltre, in maniera equivalente al caso A, si sperimentò una rapida dissipazione di tali strutture al termine della regione di attuazione.

Per quanto riguarda infine il caso C si ottenne generazione di vortici alternati solo per la prima frequenza di modulazione, pari a 20 Hz. Osservando il campo di velocità mediato sulle singole fasi del periodo di attuazione fu possibile apprezzare i singoli vortici, mentre operandone la media temporale del campo di moto si osservò una zona triangolare di bassa velocità in corrispondenza della metà della zona inter-elettrodi conseguenza della combinazione dei due vortici formati in fasi diverse del periodo.

Riferendosi poi al vortice con senso di rotazione antiorario (e quindi vorticità negativa) fu poi possibile diagrammare l'andamento delle coordinate del centro vortice e della circuitazione totale lungo la coordinata longitudinale (figura 16 a,b).

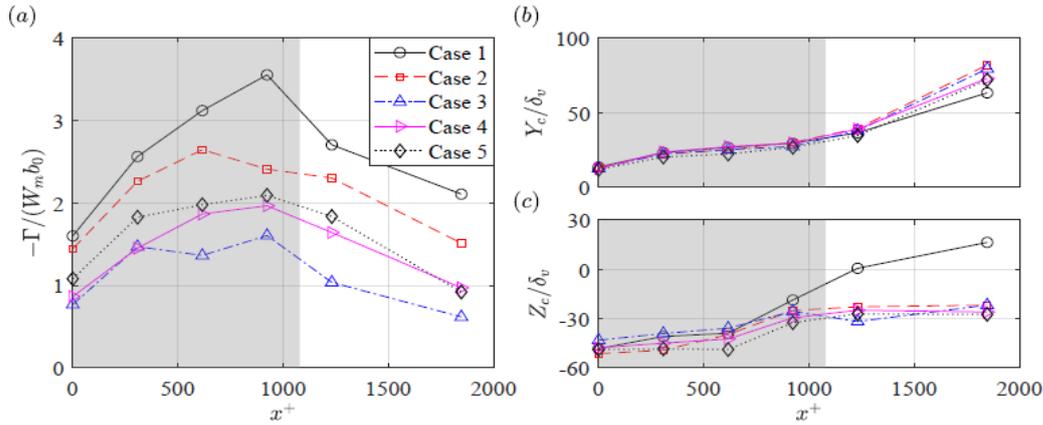


Figura 16: a) andamento della circuitazione lungo la coordinata x , b) variazione delle coordinate le vertice Y_c e Z_c (ripresa da [9])

In tutti e tre i casi analizzati la circuitazione totale raggiungeva un massimo in corrispondenza della zona terminale di attuazione passando poi a decrescere rapidamente allontanandosi da tale zona mentre dalle coordinate del centro del vortice si osservava come la struttura vorticoso tendeva ad allontanarsi dalla parete spostandosi lateralmente a valori di z maggiori. Tra tutti i casi il maggiore spostamento laterale venne identificato per l'attuazione in modalità A a causa della tipologia di forcing unidirezionale utilizzato.

Per i vari casi fu inoltre valutata l'entità della riduzione di resistenza raggiunta in termini di ΔC_f . In generale si osservò una zona a variazione di coefficiente positivo, indicante un aumento di resistenza in corrispondenza della zona di downwash dei vortici, seguita da una zona dove la variazione cambiava segno (indicante una diminuzione di resistenza) nella zona di upwash. Nei casi B e C a causa della presenza dei due vortici controrotanti la zona di riduzione di resistenza risultò confinata nella mezziera della regione delimitata dai due elettrodi, risultando diminuire in estensione trasversale muovendosi verso valle rispetto al bordo di attacco dell'attuatore, mostrando consistenza col fatto che i due vortici risultavano avvicinarsi al piano di simmetria del sistema andando verso valle. Mettendo a confronto i risultati ottenuti dai vari casi si osservò come l'intensità della variazione di resistenza di attrito risultava connessa all'intensità della circuitazione totale, con il caso B che presentava la più grande variazione e il caso C la più piccola. Diagrammando la distribuzione di ΔC_f lungo la direzione spanwise e l'andamento del valore mediato lungo z nella direzione longitudinale si ottennero i grafici a e b riportati in figura 17:

Mettendo in mostra come la configurazione a singolo attuatore risultasse non idonea per operare in maniera da diminuire la resistenza viscosa.

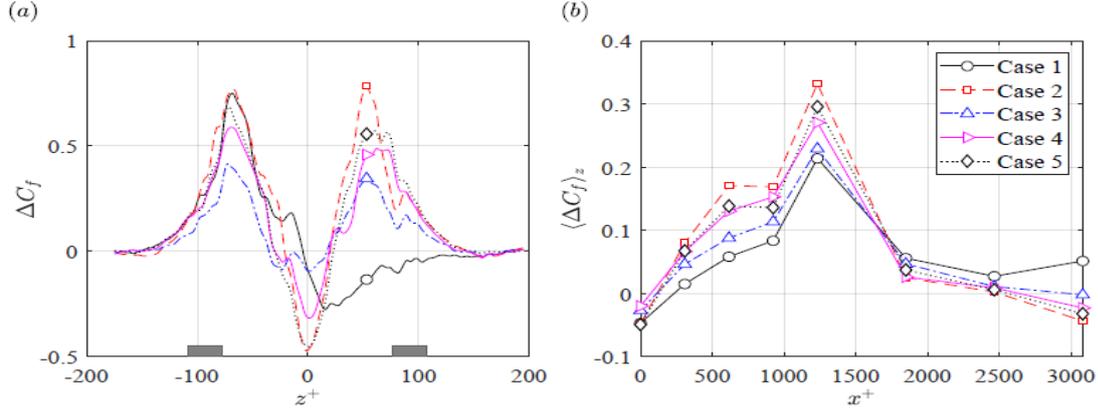


Figura 17: a) Andamento di ΔC_f in z^+ , b) andamento di $\langle \Delta C_f \rangle_z$ lungo x^+ (ripresa da [9])

Dall'analisi dell'equazione della quantità di moto mediata alla Reynolds nella direzione longitudinale fu possibile stabilire come in corrispondenza della zona di attuazione i principali responsabili della variazioni spaziale di U siano i due termini convettivi dovuti al moto nel piano y - z , indicando come meccanismi chiave i movimenti di upwash e downwash e il trasporto della quantità di moto nella direzione Z ad opera della componente di velocità W indotta dall'attuazione. Se in corrispondenza della zona iniziale di attuazione i moti verticali di downwash (quindi il termine $-V \frac{du}{dy}$) tendono a portare fluido ad alta velocità pertinente a regioni più distanti dalla parete in corrispondenza della zona di parete, proseguendo nella direzione i moti laterali (descritti dal termine $-W \frac{du}{dz}$) tendono al contrario a rifornire di fluido ad alta velocità la zona sottostante alle strutture vorticosi. In questa maniera venne spiegato il motivo per cui la zona pertinente alle variazioni negative di coefficiente di resistenza risultava diminuire in estensione spostandosi verso valle. Infine solo al termine della zona di attuazione i termini diffusivi e dissipativi risultavano acquisire importanza tendendo a riportare il flusso alla condizione non perturbata dall'attuazione.

Dal campo di moto medio fu inoltre possibile calcolare l'energia cinetica turbolenta (TKE) e diagrammandone la distribuzione spaziale nei vari casi fu possibile osservare un comportamento comune. Nella zone di upwash dei vortici si riscontrò un incremento nel termine di generazione di TKE per via degli elevati valori di $u'v' \frac{du}{dy}$ a causa dell'interazione del fluido a bassa velocità trasportato dal moto di upwash con il flusso medio, con un conseguente picco nei valori di TKE. Mentre in corrispondenza della zona di downwash si osservò un comportamento antitetico: a causa del trasporto di fluido ad alta velocità residente nella regione più esterna dello strato limite in corrispondenza della parete fu riscontrato un decremento di produzione di energia turbolenta con conseguenti livelli più bassi di TKE.

Successivamente all'esperimento di Jukes, Whalley e Choi [8] cercarono di ottenere una più ampia visione dell'interazione tra gli attuatori al plasma e le strutture turbolente. A tal fine operarono su uno strato limite turbolento sviluppato su una lamina piana tramite una serie di attuatori al plasma collocati su più superfici di attuazione creando onde propaganti nella direzione trasversale interagenti con il flusso. Le superfici di attuazioni erano composte da 24 elettrodi alimentati da un set di segnali sinusoidali ad alto voltaggio nello spettro delle radiofrequenze. Modulando i segnali in input la superficie di attuazione fu operata sia in maniera unidirezionale, con 4 attuatori per lunghezza fissata a $\lambda^+ = 500$ separati trasversalmente di un quarto di lunghezza, sia bidirezionale con 8 attuatori per lunghezza. Per i due casi si riporta la configurazione degli attuatori in figura 18

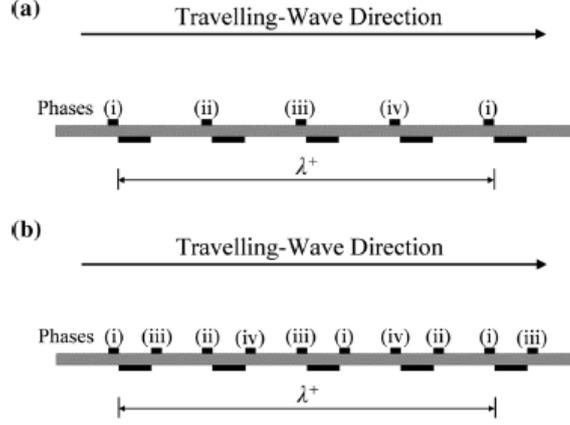


Figura 18: Configurazioni della superficie di attuazione per a) funzionamento unidirezionale b) funzionamento bidirezionale (ripresa da [8])

Per operare in modalità unidirezionale si ha che in ogni fase del ciclo di attuazione solo un attuatore risultava acceso, mentre nel caso di funzionamento bidirezionale per ogni fase del ciclo due attuatori operanti in direzione opposta risultavano alimentati contemporaneamente. L'effetto dell'attuazione nello strato limite per entrambi i casi era quello di generare delle onde propaganti in direzione trasversale come riportato in figura 19a/b relativa a rilevazioni nel layer viscoso dello strato limite ($y^+ = 5$).

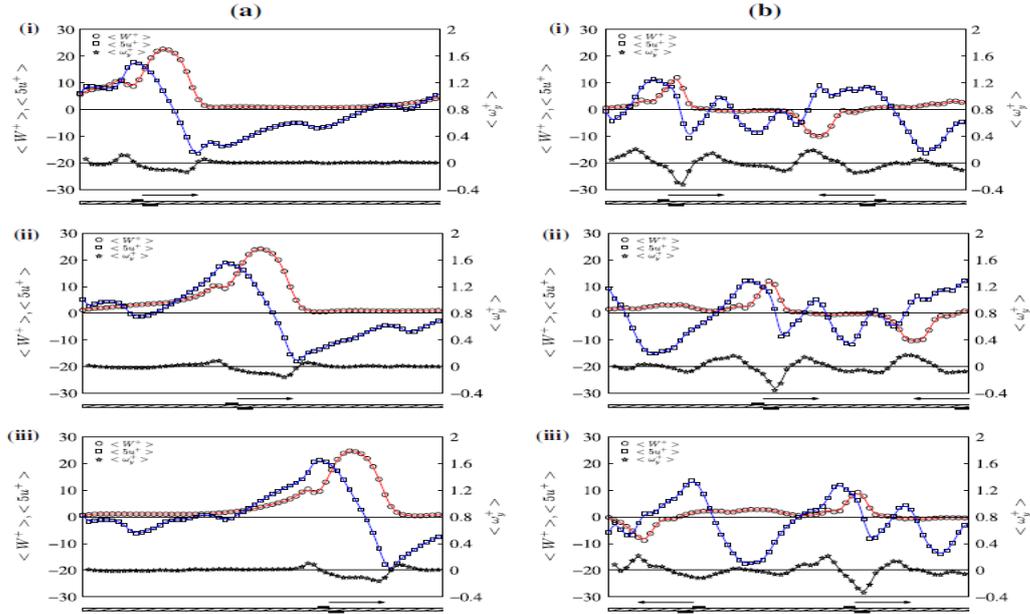


Figura 19: Onde propaganti nella direzione trasversale a) unidirezionale, b) bidirezionale [8]

Nel caso di attuazione unidirezionale si nota come il profilo di velocità trasversali W sia una campana collocata in corrispondenza dell'attuatore alimentato. Il picco di W è preceduto da un elevato valore di U , seguito da una depressione di velocità longitudinali in corrispondenza dell'annullamento di W , mostrando quindi la presenza di uno strating vortex all'accensione dell'attuatore con la zona di downwash precedente all'attuatore seguita dalla zona di upwash, analogo al caso di attuazione unidirezionale osservato in Jukes [1]. Proseguendo nelle fasi di attuazione si osserva oltre ad un incremento dei valori di picco nelle distribuzioni (per via dell'attivazione in sequenzialità degli attuatori successivi) anche una traslazione lungo la direzione Z^+ degli andamenti di velocità. L'attuazione unidirezionale quindi generando in sequenzialità dei vortici propaganti tutti nella stessa direzione permette di spostare il fluido lungo la direzione trasversale. Nel caso b) di attuazione bidirezionale dalla distribuzione di W si osserva una campana in corrispondenza del primo attuatore (il quale

accelera fluido verso destra) seguita da una campana negativa (relativa all'attuatore agente sul fluido verso sinistra). Nell'intermezzo delle due campane è collocato un minimo per U e osservando il ciclo di attuazione anche in questo caso tale minimo viene trasportato nella direzione della Z positive. Nella figura 19 viene anche riportata la vorticità lungo la direzione normale a parete, tale parametro si può dimostrare dipendere unicamente dalla variazione della componente di velocità streamwise lungo la direzione trasversale (essendo applicata un'attuazione omogenea lungo la direzione del flusso), e dalle figura si nota come siano presenti zone a ω_y positive alternate a zone negative, forzando alternanza tra le streak ad alta e a bassa velocità. Valutando la distribuzione della componente di velocità fluttuante diretta nella direzione streamwise nel piano x - z all'interno del sottostrato viscoso è possibile osservare come rispetto al caso non forzato grazie all'attuazione si realizzi una modifica nella disposizione delle streak di alta e bassa velocità. Nel caso non forzato le streaks risultano spaziate di circa $z^+ = 100$, nel caso di attuazione unidirezionale (b) si osserva come la presenza dell'attuatore diminuisca in numero tali streak spingendo fluido a bassa velocità verso valle. Analogamente anche nel caso bidirezionale gli attuatori attivi permettono di variare in intensità e in estensioni tali streak, allargando in particolare le striature di bassa velocità e permettendo di diminuire i gradienti di velocità streamwise a parete responsabili della resistenza viscosa.

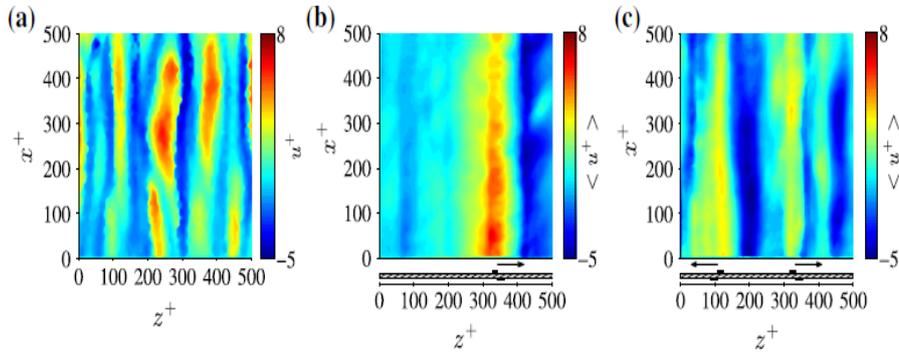


Figura 20: distribuzione della componente di velocità fluttuante streamwise mediata a $3/4T$ a) caso senza attuazione b) attuazione unidirezionale c) attuazione bidirezionale [8]

Confermando quindi la possibilità tramite l'impiego di attuatori al plasma di condizionare le strutture turbolente, in questo caso utilizzando una configurazione generante onde propaganti trasversalmente. In particolare oltre ad evidenziare gli effetti dei moti di upwash e downwash sulla ridistribuzione delle streak nel sottostrato viscoso, schematizzarono anche il principio di funzionamento sulla turbolenza da parte delle due configurazioni di lavoro degli attuatori. Nel caso unidirezionale (21a), i vortici generati in sequenza propaganti come un vortice singolo in virtù dei moti di downwash raccoglievano fluido a bassa velocità tendendo ad espellerlo verso la direzione Z positiva generando una streak estesa di bassa velocità. Nel caso bidirezionale invece si individuò nel meccanismo di lift up legato alla presenza di vortici controrotanti la capacità di trasportare nella direzione di propagazione streak di bassa velocità (21b).

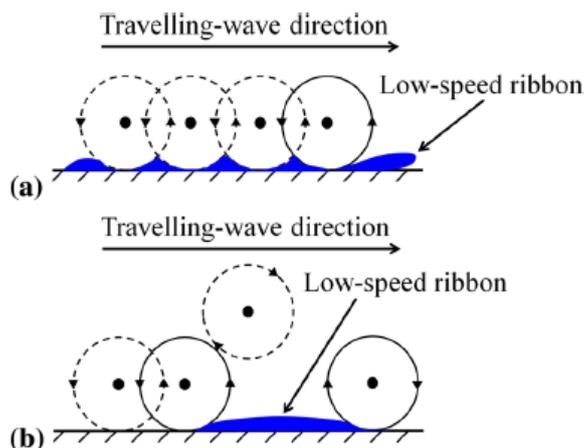


Figura 21: Meccanismo di generazione delle streaks a) attuazione unidirezionale b) attuazione bidirezionale (ripresa da [8])

Nell'esperimento condotto da Mahfoze [4] riproducendo per via numerica il flusso in un canale si è indagato se fosse possibile ottenere riduzione nella resistenza di attrito impiegando una configurazione con un numero ridotto di attuatori al plasma montati in maniera sparsa su entrambe le pareti del canale. Una rappresentazione della configurazione impiegata è riportata in figura 22.

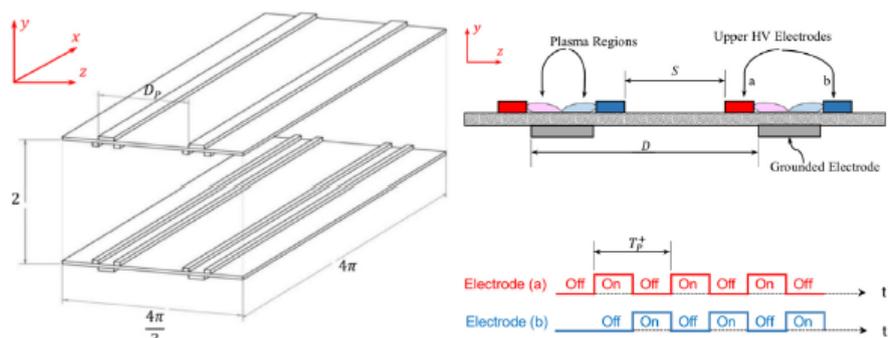


Figura 22: Sinistra: Rappresentazione della configurazione implementata per via numerica, destra: sezione degli attuatori e forma del segnale di alimentazione (ripresa da [4])

In particolare venne analizzata l'influenza della frequenza del profilo di attuazione denominata T_p^+ e della distanza tra gli elettrodi D_p^+ (figura 22b). Effettuando l'analisi con T_p^+ pari a 16, 100, ∞ e confrontando i risultati con il caso senza attuatori, si osservò innanzitutto un comportamento differente per il profilo di velocità medio nella direzione del flusso. Solo nel caso in cui $T_p^+ = \infty$ era possibile ottenere un decremento nei gradienti di velocità osservando inoltre come per questa frequenza di attuazione il picco di produzione oltre a diminuire in intensità risultava spostato a coordinate y maggiori rispetto al caso non attuato.

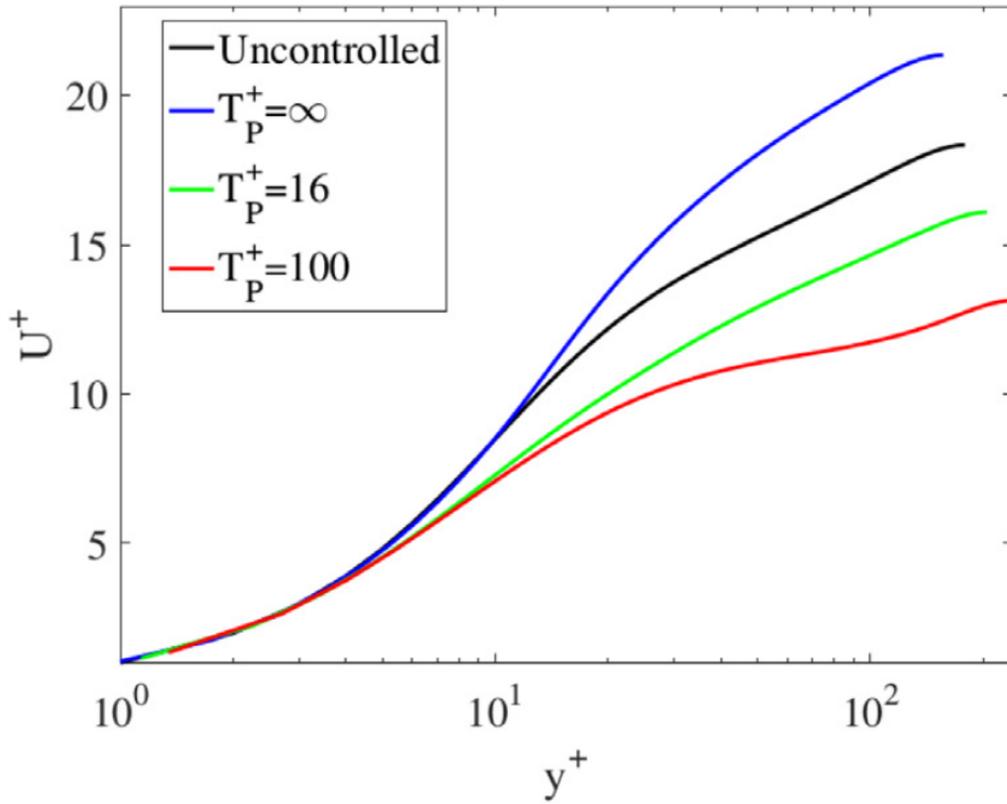


Figura 23: Profili di velocità al variare di T_p^+ (ripreso da [4])

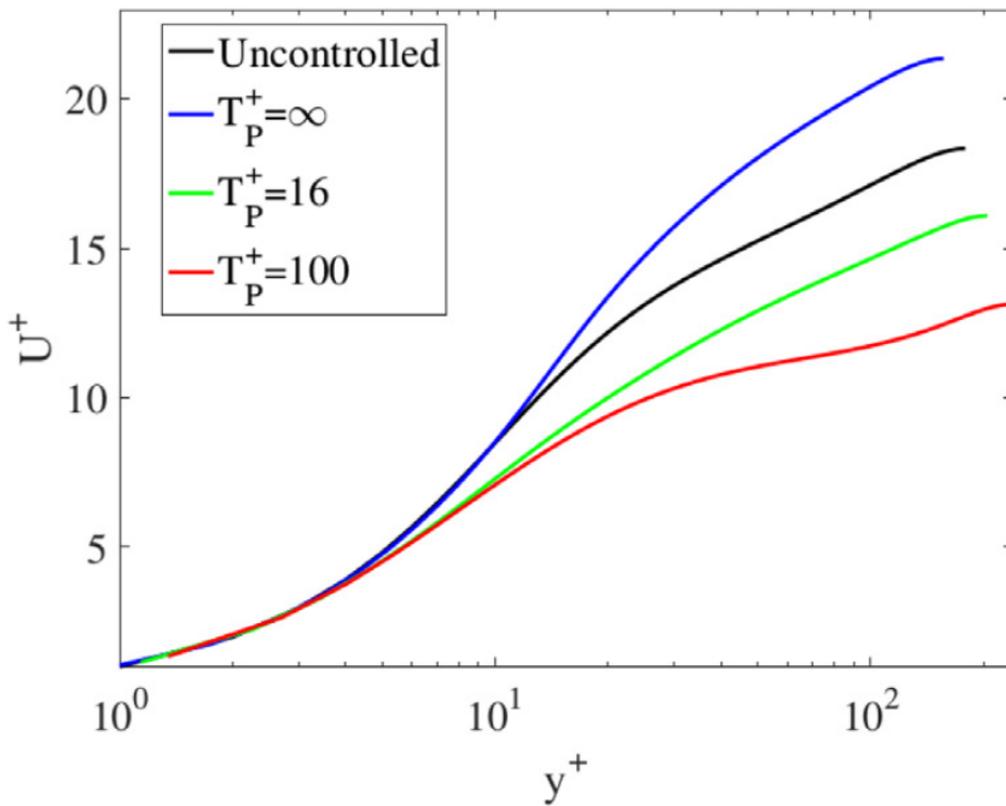


Figura 24: profilo delle urms al variare di T_p^+ (ripreso da [4])

Mentre nei casi di $T_p^+ < \infty$ i gradienti risultavano aumentare e il picco di produzione risultava più vicino a parete con un probabile aumento della resistenza di attrito.

Per quanto riguarda D_p^+ invece effettuando l'analisi al variare dell'altezza di penetrazione del plasma da parete ∇_p^+ si osservò come all'aumentare della spaziatura tra gli elettrodi utilizzando determinati valori di ∇_p^+ fosse comunque possibile ottenere buoni valori di DR (figura 25) anche con una configurazione con attuatori molto spazati tra loro (affermazione in contrasto con quanto ottenuto di Jukes et al.).

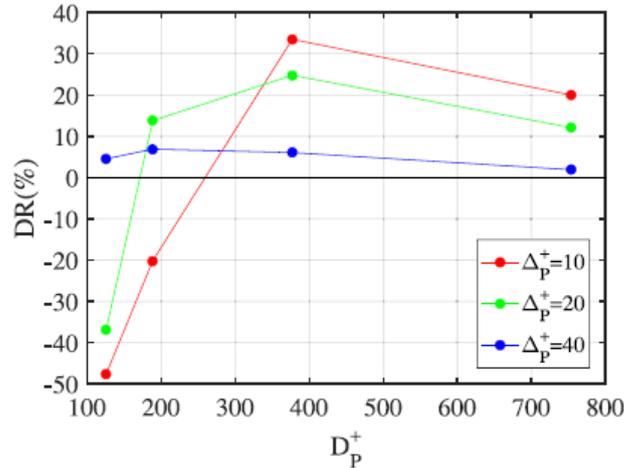


Figura 25: Variazione di DR con D_p^+ (ripresa da [4])

Valutando poi due configurazioni differenti con $D_p^+ = 378$ e $D_p^+ = 125$ fu valutata anche la possibilità di incorrere in un aumento di resistenza in presenza di attuatori troppo vicini tra loro (figura 26)

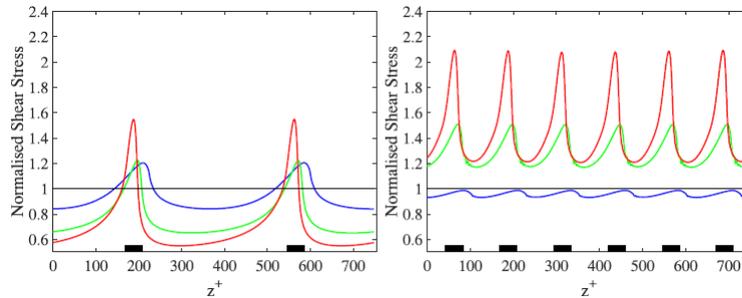


Figura 26: Andamento dello sforzo a parete mediato nel tempo e nella direzione streamwise per: sx) $D_p^+ = 378$ e dx) $D_p^+ = 125$ (ripresa da [4])

In maniera equivalente a quanto visto in precedenza l'alimentazione di un attuatore genera uno starting vortex causando in corrispondenza delle zone di periferia dei moti di upwash e downwash. Come risultato si osserva un incremento, rispetto al valore relativo al caso non attuato (linea nera), dello sforzo a parete nella zona a monte dell'attuatore (rappresentato dai rettangoli neri) per via del fluido ad alta velocità trasportato a parete, unitamente alla diminuzione di resistenza sperimentata nella zona tra gli elettrodi a causa dei moti di upwash generati dalle strutture vorticosi. Nel caso D_p^+ diminuisca in maniera eccessiva tale zona si riduce (in quanto nello stesso spazio trasversale vengono a trovarsi più attuatori) ottenendo globalmente un incremento di resistenza.

Infine prendendo il caso in cui $D_p^+ = 376$ e $\nabla_p^+ = 10$ fu possibile analizzare cosa succedesse alle strutture turbolente per due frequenze di oscillazioni differenti ($T_p^+ = 100$ e $T_p^+ = \infty$) diagrammando la distribuzione istantanea di velocità U nel piano X-Z a $y^+ = 5$. (figura 27).

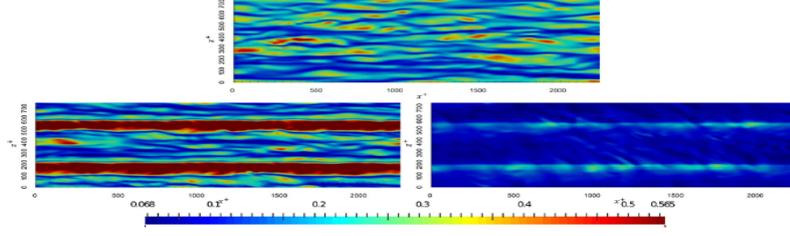


Figura 27: campo di velocità streamwise istantaneo a $y^+ = 5$ per: in alto) caso non controllato, in basso a sinistra) $T_p^+ = 100$ e in basso a destra) $T_p^+ = \infty$ (ripresa da [4])

Concludendo come solo nel caso riportato in figura 27 in basso a destra nonostante l'impiego di attuatori molto spazati tra di loro, si pervenisse ad un efficace cambiamento nella distribuzione delle streaks, con una omogeneizzazione delle striature di alta e bassa velocità portando ad una riduzione nella resistenza di attrito viscosa.

5.2 Studio condotto sugli effetti transienti dell'attuazione

Per ottenere una visione più completa sull'evoluzione della turbolenza dallo stato non perturbato a quello finale dove si ha completo adattamento ad un nuovo stato di equilibrio a causa dell'attuazione Quadrio e Ricco [6] si concentrò sull'analizzare quella fase di transizione successiva all'attivazione del ciclo di attuazione, dove per l'appunto risulta collocato l'inizio del condizionamento delle strutture turbolente da parte dell'attuazione. Tale esperimento fu condotto per via numerica tramite un'analisi DNS del flusso in un canale piano infinitamente lungo. Il dominio analizzato è riportato in figura 28:

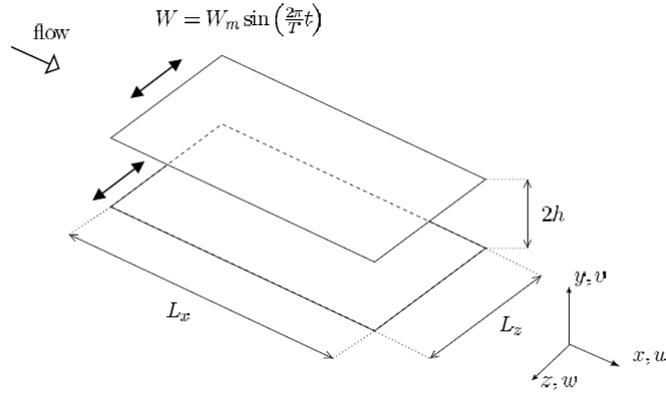


Figura 28: Dominio di calcolo (ripresa da [6])

Per emulare il moto oscillatorio trasversale, alle pareti venne imposta una velocità oscillante armonica del tipo:

$$W(t) = W_m \sin\left(\frac{2\pi}{T}t\right) \quad (17)$$

In prima battuta fu analizzata l'evoluzione temporale dello sforzo di taglio longitudinale, τ_x^+ , nei primi istanti temporali variando prima il periodo di attuazione mantenendo costante lo spostamento massimo (?? e variando poi successivamente lo spostamento tenendo costante il periodo (30).

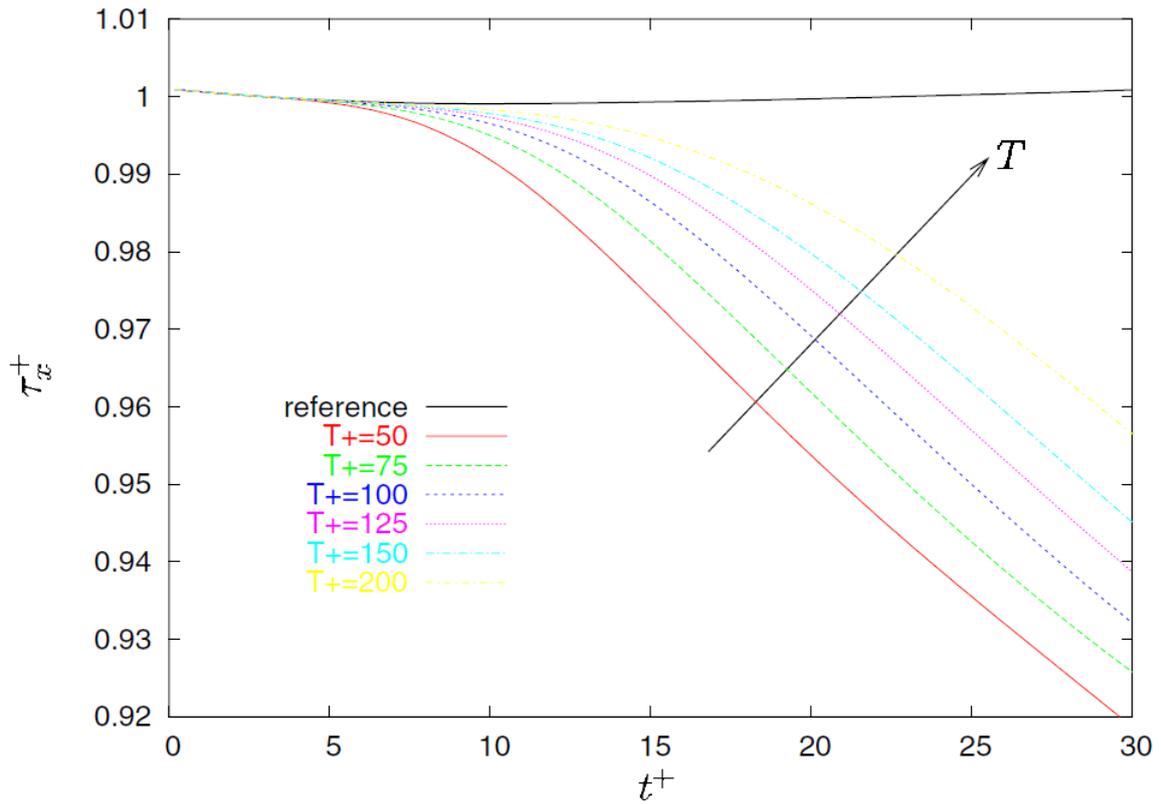


Figura 29: Andamento temporale di τ_x^+ nei primi istanti al variare di T^+ con $W_m^+ = 18$ (ripresa da [6])

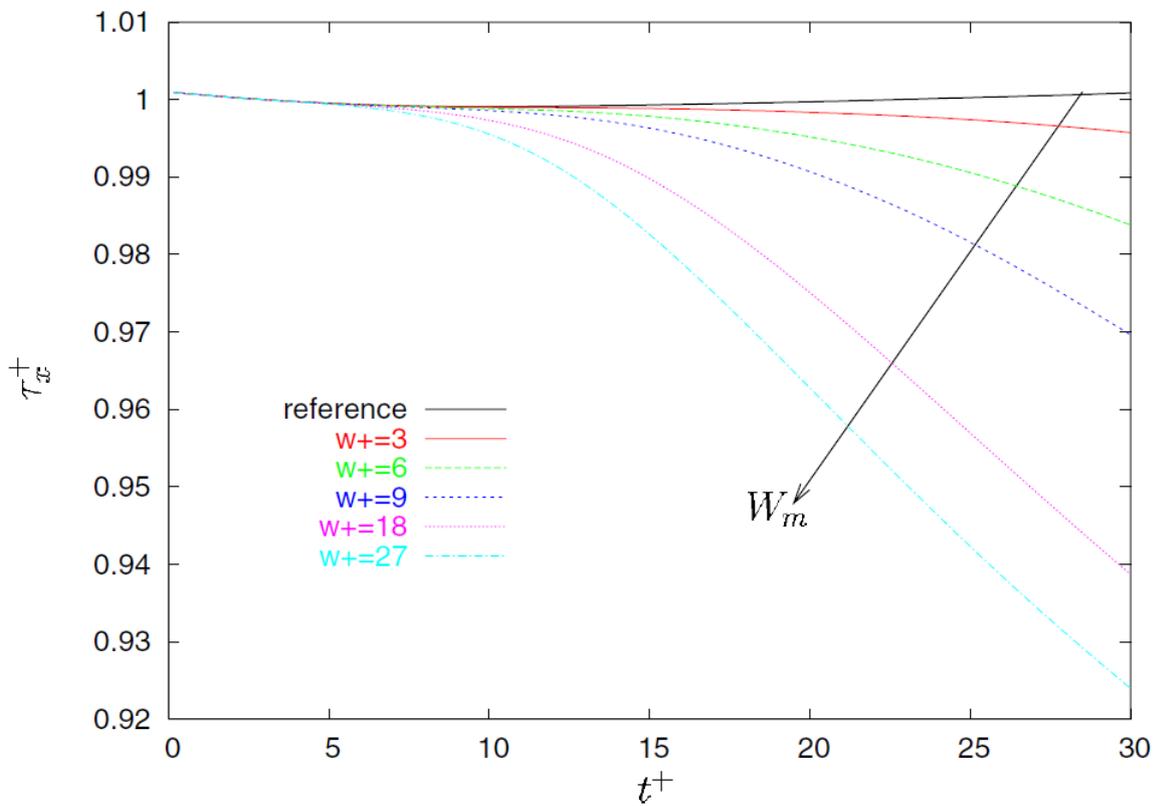


Figura 30: Andamento temporale di τ_x^+ nei primi istanti al variare di W_m^+ con $T^+ = 125$ (ripresa da [6])

In entrambi i casi lo sforzo rimaneva costante per un certo intervallo temporale per poi iniziare a decrescere in maniera quasi lineare. Nonostante gli andamenti risultino simili tra i due casi è però presente una differenza di fondo osservabile dai due diagrammi. Nel caso in cui venne fatto variare il periodo delle oscillazioni l'intervallo in cui τ_x^+ si manteneva costante risultava crescere con T^+ mentre l'andamento lineare non risultava influenzato, invece, nel caso in cui era la velocità massima a crescere tale intervallo risultava diminuire e la pendenza di decrescita successiva risultava aumentare, portando lo sforzo a diminuire più velocemente. La motivazione per cui τ_x^+ si mostrava insensibile ai moti laterali della parete fu spiegata osservando che lo sforzo di taglio trasversale generato da moti della parete necessitava di un certo tempo per raggiungere e causare uno spostamento laterale delle striature di bassa velocità.

Osservando τ_x^+ su scale temporali più lunghe si osservò che le variazioni del periodo delle oscillazioni smettevano di influenzare lo sforzo dopo $t^+ > 300$ con le curve che poi raggiungevano asintoticamente differenti valori di riduzione. Al contrario invece W_m^+ risultava influenzare molto l'andamento temporale, mostrando come all'aumentare di tale parametro il periodo di adattamento del flusso al nuovo stato modificato risultava incrementare, aumentando quindi l'intervallo temporale occupato dal transitorio.

L'esperimento mise anche in evidenza la natura laminare del flusso trasversale generato dall'attuazione, in particolar modo venne dimostrato che la componente trasversale dello sforzo a parete coincideva con la soluzione analitica ottenuta dalla risoluzione delle equazioni di strato limite laminare sotto le stesse condizioni al contorno.

Dall'analisi numerica vennero anche estrapolate le statistiche turbolente. In generale seguendo l'evoluzione temporale delle grandezze statistiche partendo dall'attivazione dell'attuazione e arrivando all'adattamento completo da parte del flusso si osservò un comportamento non monotono. Presa ad esempio l'evoluzione del picco nei profili della deviazione quadratica media della componente fluttuante u rispetto al numero di periodi intercorsi dall'attivazione dell'attuazione denominati con n (figura 31) si osserva come dopo un periodo il picco risulta ridotto di circa il 60% rimanendo a tale valore per circa 4 ulteriori periodi per poi salire leggermente a valori superiori ed infine attestarsi al valore pertinente all'adattamento a lungo termine del flusso.

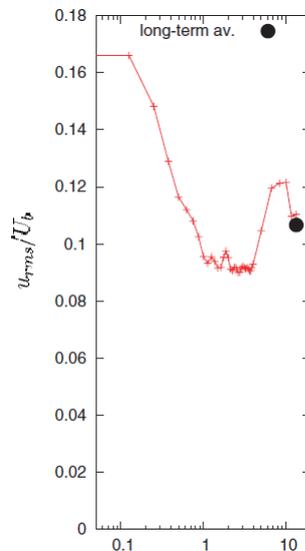


Figura 31: Evoluzione temporale del profilo della deviazione standard per la velocità fluttuante u (ripresa da [6])

Tale comportamento si ripresenta simile per il picco della RMS della componente v , anche se per quest'ultima il valore di picco si riduce del 50% rispetto al valore iniziale dopo cinque periodi per poi salire lentamente e attestarsi al valore finale relativo all'adattamento. Anche la componente trasversale presenta un andamento non monotono con un rapido incremento nel valore di picco in corrispondenza della parete all'inizio dell'attuazione in virtù dell'inibizione dei moti indotti dai quasi streamwise vortices che permettono lo spostamento di fluido dotato di un elevato valore nella componente di velocità w verso regioni più lontane da parete. Tale picco all'aumentare dei periodi di attuazione risulta comunque sempre meno intenso arrivando anche per questa statistica ad ottenere una riduzione nel lungo periodo dopo una serie di oscillazioni.

6 Caratterizzazione attuatori in aria in quiete

Dopo aver presentato i meccanismi di funzionamento alla base degli attuatori al plasma di tipo DBD in questo capitolo ne si vuole caratterizzare il comportamento in aria in quiete. Tramite la tecnica PIV verranno trattate due configurazioni differenti per gli attuatori, in particolare nei paragrafi 6.3 e 6.4 viene presentato il comportamento di un attuatore singolo, in regime stazionario e non, passando in seguito ad analizzare il comportamento di una superficie composta da 6 attuatori analizzando non solo l'influenza della tensione di picco e della frequenza portante ma anche quella della distanza tra gli elettrodi esposti di attuatori contigui. Il capitolo è organizzato in maniera da presentare prima una breve descrizione degli strumenti di diagnostica impiegati negli esperimenti (paragrafo 6.1) per poi concentrarsi sui risultati ottenuti nei paragrafi successivi.

6.1 Diagnostica e attuatori

La strumentazione elettronica impiegata per alimentare gli attuatori consiste in quattro differenti Power Supplies, ciascuna connessa ad un *MiniPulse kit*. Ciascun kit consiste in due schede: una scheda adibita alla generazione di un'onda sinusoidale a basso voltaggio a partire da una quadra in input, quest'ultima generabile mediante un dispositivo esterno oppure attraverso un generatore interno alla prima scheda del kit, e una scheda composta da una cascata di trasformatori ad alto voltaggio in grado di incrementare l'ampiezza del segnale. L'insieme delle due schede è in grado di generare segnali sinusoidali con ampiezza fino a 40 kV_{pp} di frequenza compresa nel range $5-20 \text{ kHz}$. La seconda scheda è composta da sette trasformatori a cascata regolabili; modificando infatti la configurazione di alcuni jumpers risulta possibile disattivare o meno gli ultimi tre stage diminuendo il rapporto di amplificazione. Per gli esperimenti riportati in questo capitolo si fa uso di un'unica power supply, con cui si alimenta sia i singoli attuatori testati nelle sezioni 6.3 e 6.4 sia la totalità degli attuatori componenti la superficie di attuazione di sezione 6.5.



Figura 32: Alimentatori e generatore di funzione impiegati nell'esperimento

Nel corso di tutti gli esperimenti si è scelto di generare l'onda quadra mediante un generatore di funzione esterno ai *MiniPulse*, in maniera da poterne controllare a piacere la frequenza e poterli operare tutti alla stessa frequenza (figura 32). Per mantenersi all'interno del range di frequenza operativa della scheda a basso voltaggio in tutte le configurazioni degli attuatori testati la frequenza è stata fatta variare all'interno del range $10-14 \text{ kHz}$.

6.1.1 Attuatori

Gli attuatori analizzati ricalcano la configurazione di base esaminata nel capitolo 4. Ciascun attuatore è dunque composto da due elettrodi allineati separati da uno strato di dielettrico; al fine di prevenire la formazione di plasma su entrambe le superfici del dielettrico si è operato isolando mediante fogli adesivi di *Kapton* uno dei due elettrodi. Lo strato di dielettrico consiste in un foglio di polietilene tereftalato trasparente di spessore pari a 0.5 mm , mentre gli elettrodi risultano realizzati a partire da strisce di rame adesive. Per quanto anticipato prima, lungo tutto il capitolo si analizza il comportamento di tre configurazioni diverse di attuatori. In sezioni 6.3 e 6.4 si presenta il comportamento in aria in quiete, a regime e durante il transitorio di accensione, di un attuatore composto da un elettrodo esposto lungo 10 cm e largo 5 mm e un elettrodo isolato delle stesse dimensioni. In sezione 6.5 si analizza invece il comportamento di una superficie di attuazione, composta da sei attuatori allineati, ciascuno dotato di un elettrodo esposto lungo 10 cm e largo 5 mm e di un elettrodo isolato della stessa lunghezza ma di larghezza inferiore pari a 3 mm . Durante tutto il capitolo verrà inoltre analizzata l'influenza della spaziatura tra gli attuatori, intesa come distanza tra i bordi di attacco di elettrodi contigui. In

particolare verranno considerate 3 differenti spaziatura pari rispettivamente a 20 mm, 16 mm e 12 mm.

6.1.2 Sistema PIV

Per quanto esposto nel capitolo 3 i principali componenti di un sistema PIV sono le particelle in-seminanti e la strumentistica per illuminare e per riprendere le particelle durante il loro moto. Le particelle sono prodotte mediante un generatore di aerosol denominato Laskin Nozzle, esso ha il compito di iniettare un flusso d'aria ad alta velocità in un bagno di olio atomizzandolo e producendo l'aerosol impiegato per inseminare l'aria circostante all'attuatore. Un compressore a monte e una valvola permettono di regolare il flusso d'aria fornito al Laskin controllando la quantità di particelle introdotte all'interno di una teca. La teca risulta necessaria per creare un ambiente isolato in cui il fluido risulti in quiete; in particolare per l'esperimento considerato si è impiegata una teca rettangolare realizzata in plexiglass di dimensioni 100 x 70 x 60 cm.

Il fascio laser impiegato per illuminare le particelle è ottenuto mediante il Dantec Dynamics Dual Power generante un laser Nd:YAG caratterizzato da $200 \frac{mJ}{pulse}$ e una massima frequenza di $15Hz$. Per generare un doppio pulso si sfrutta il sistema Q-switch il quale permette alla sorgente laser di emettere due pulsanti distanziati nel tempo ai quali corrispondono l'acquisizione delle due immagini A e B da parte della camera. Per generare il piano di luce in cui verranno risolti i campi di moto si è fatto uso di uno specchio e di un sistema di lenti, il primo ha il compito di deviare il raggio nella direzione della teca, il sistema di lenti invece si compone di una lente cilindrica e una lente sferica occupandosi di collimare il raggio laser in un piano laser di spessore massimo pari ad 1 mm.

Le immagini PIV sono catturate mediante una camera Andor sCMOS da 5.5 Mpix equipaggiata a seconda della configurazione dell'attuatore analizzato con un obiettivo da 100 mm o da 200 mm. Il set-up completo allestito si presenta come in figura 33.

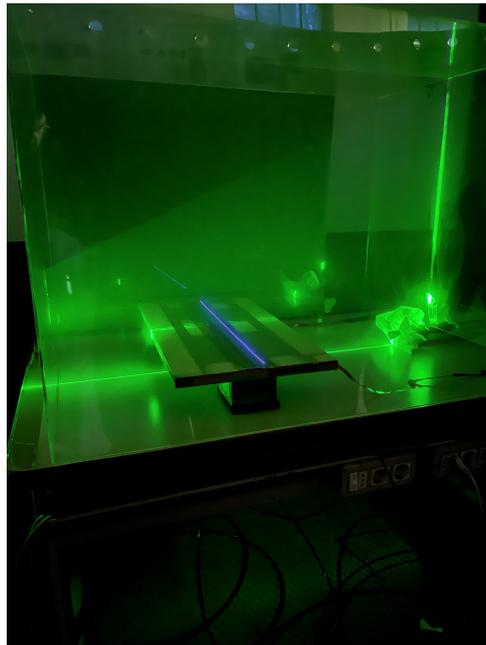


Figura 33: Set-up impiegato nella caratterizzazione delle varie configurazioni di attuatori in quiete

6.2 Risultati

In questo paragrafo verranno esposti i risultati ottenuti mediante le misure PIV. Quest'ultimo è articolato in maniera da presentare in prima battuta il comportamento a regime del singolo attuatore passando poi nella sezione 6.4 a completare l'analisi di caratterizzazione del singolo attuatore isolato con una descrizione dettagliata del transitorio di accensione. Infine in sezione 6.5 si presenta l'analisi del comportamento della superficie di attuazione costituita da 6 attuatori.

6.3 Singolo attuatore isolato a regime

Per l'attuatore singolo i test sono stati condotti analizzando l'influenza sia della tensione picco-picco (kV_{pp}) erogata agli attuatori sia della frequenza della portante sul comportamento dell'attuatore. La matrice dei test è riportata in figura 2.

	6 kV	7 kV	8 kV	9 kV	10 kV	11 kV	12kV
10 kHz	x		x	x	x	x	x
11 kHz	x	x	x	x	x	x	x
12 kHz	x	x	x	x	x	x	x
13 kHz	x	x	x	x	x	x	x

Tabella 2: Matrice dei test per il comportamento a regime del singolo attuatore

Per ciascun test della tabella 2 l'analisi è stata condotta acquisendo 500 istantanee la cui distanza temporale risulta vincolata alla massima frequenza di acquisizione del sistema PIV (pari a 15 Hz). Processando le 500 istantanee e operandone la media si sono ottenuti i campi finali oggetto di studio per operare il bilancio di quantità di moto. Per i casi riportati in tabella 2 i parametri impostati in fase di acquisizione con il sistema PIV sono riportati in tabella 3.

Δt [μs]	Risoluzione ottica [$\frac{px}{mm}$]	Risoluzione spaziale [$\frac{vett}{mm}$]
2000	15	5

Tabella 3: Parametri del sistema PIV impostati per le acquisizioni

In figure 34 e 35 si presenta il campo di moto a $10 kV_{pp}$ e 12 kHz.

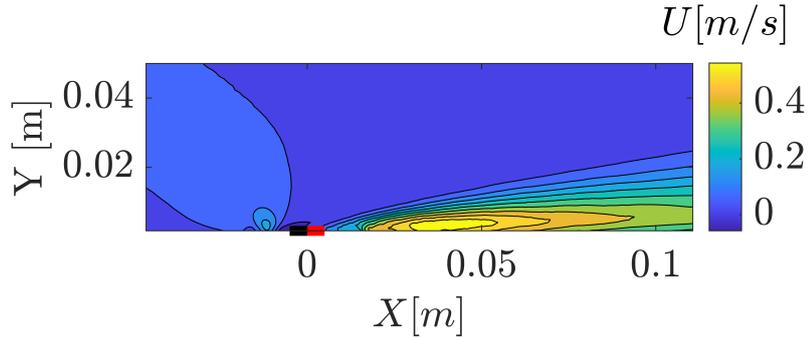


Figura 34: Componenti di velocità U per $10 kV_{pp}$ e 12 kHz

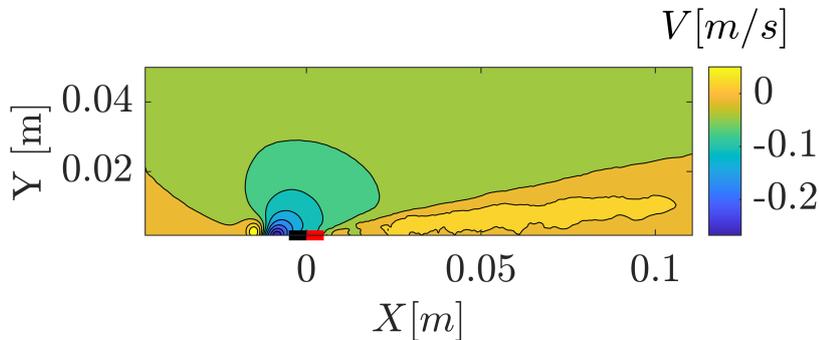


Figura 35: Componenti di velocità V per $10 kV_{pp}$ e 12 kHz

In tutte le figure seguenti come per 34 e 35 si riporta anche la collocazione dell'elettrodo esposto e di quello incapsulato, rispettivamente con la linea nera e con quella rossa. Si osserva dunque come il comportamento dell'attuatore testato risulti analogo a quanto riportato in figura 8, si ha infatti una

zona di richiamo caratterizzata da un componente di velocità verticale (V) negativa in corrispondenza dell'elettrodo esposto, seguita dallo sviluppo di un getto orizzontale in cui la componente di velocità orizzontale (U) raggiunge valori poco al di sotto del metro al secondo. Si osserva inoltre come il fluido circostante all'attuatore percepisca l'effetto di quest'ultimo in una zona collocata a breve distanza dalla parete, raggiungendo il valore massimo di velocità orizzontale (figura 37) all'incirca a $Y = 2$ mm.

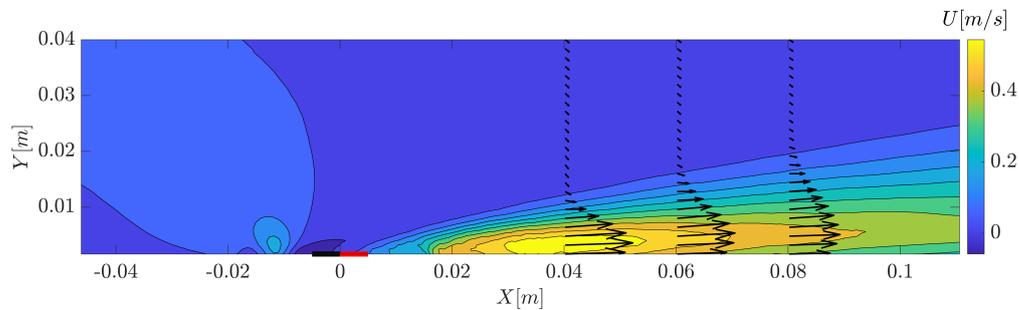


Figura 36: profili di velocità alle stazioni $x=4,6,8$ cm

In riferimento al test condotto a 10 kV e 12 kHz in figura 36 e in figura 37 vengono ripotati i profili di velocità media U al variare della coordinata Y , perpendicolare alla parete, realizzati a varie stazioni lungo X , in particolare a $0.04, 0.06$ e 0.08 m.

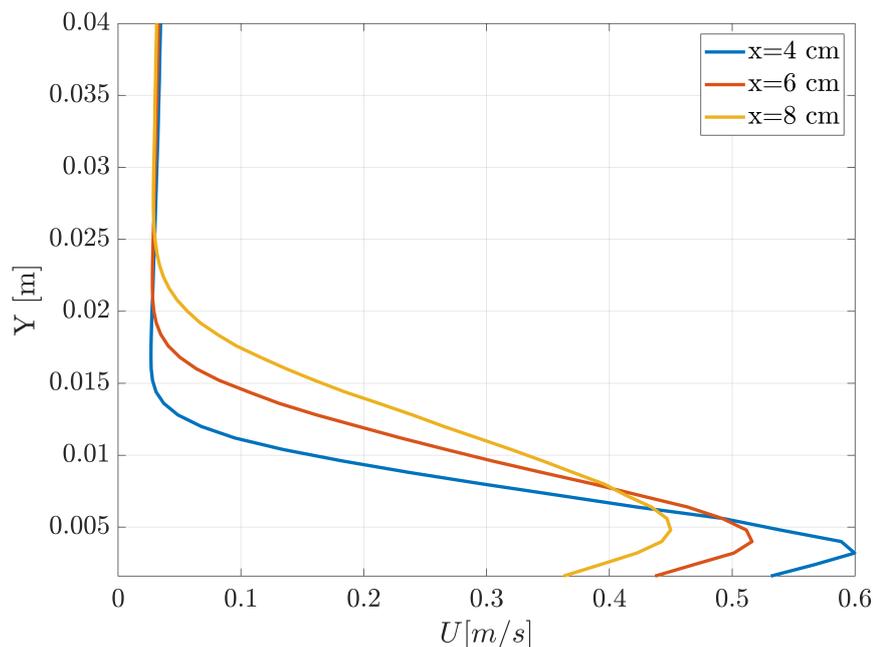


Figura 37: Profili di velocità a varie stazioni

Il getto presenta velocità massima in corrispondenza di una zona leggermente a valle dell'origine degli assi, tale valore di velocità risulta decrescere al progressivo aumentare della distanza trasversale dal bordo di fuga dell'elettrodo esposto. Dalla figure 37 si osserva anche come il getto muovendosi a stazioni a X maggiori risulti spanciarsi presentando velocità non nulle a distanza maggiori dalla parete.

Dai casi testati e raccolti in tabella 2 è poi possibile valutare come si modifica il campo di moto generato dall'attuatore al variare della tensione fornita e della frequenza della portante.

6.3.1 Influenza della tensione erogata sul comportamento dell'attuatore

Fissando la frequenza della portante a 10 kHz è possibile operare un confronto tra i campi di moto ottenuti a

$$V = 6, 8, 9, 10[kV_{pp}]$$

In figure 38 e 39 si riportano rispettivamente i campi di velocità orizzontale e verticale per le quattro tensioni sotto esame:

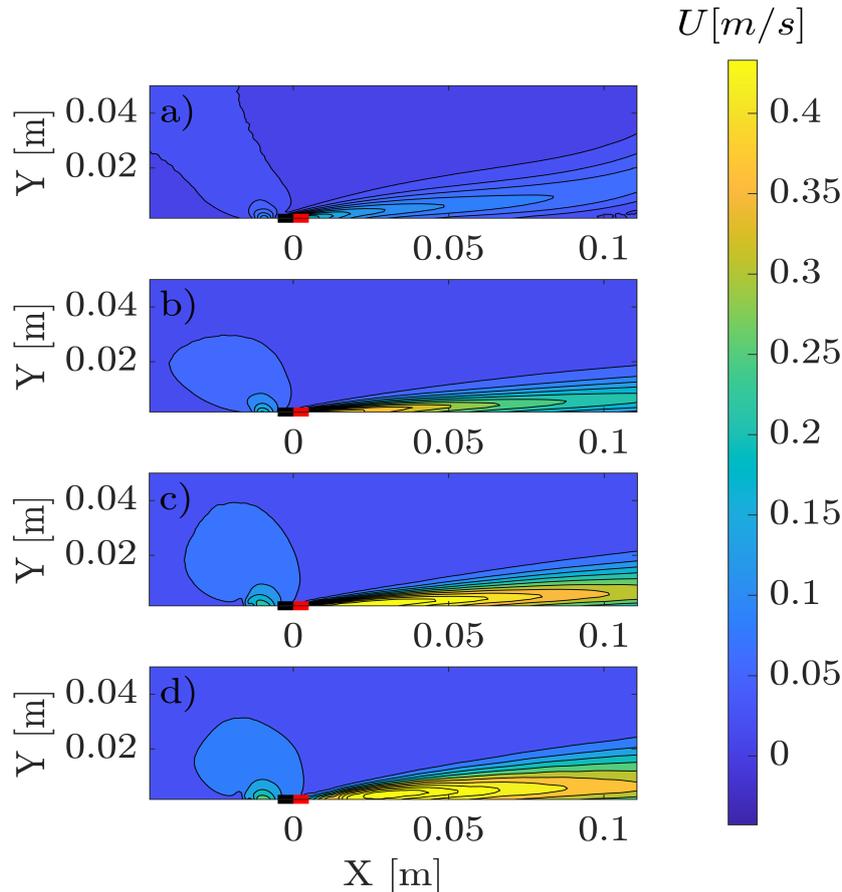


Figura 38: Campi di velocità U per: a) $6 kV_{pp}$, b) $8 kV_{pp}$, c) $9 kV_{pp}$, d) $10 kV_{pp}$

Si osserva dunque come al variare della tensione con cui si alimenta l'attuatore il campo di moto si modifichi profondamente, passando da una tensione pari a $6 kV_{pp}$ a tensioni maggiori il getto risulti intensificarsi, in termini di velocità massime raggiunte in vicinanza della parete, riuscendo a rimanere attaccato a parete per distanze progressivamente maggiori con il valore della tensione. La possibilità del getto di staccarsi da parete a tensioni inferiori si ritrova anche nel campo di velocità V , nelle figure A e B riportati in 39 si osserva come muovendosi lungo la parete e allontanandosi dal bordo di fuga dell'elettrodo esposto siano presenti zone a valori di velocità verticale fortemente positivi. Tali zone aumentando la tensione risultano eventualmente scomparire come conseguenza di un getto abbastanza energetico da rimanere attaccato a parete. All'aumentare della tensione inoltre si osserva come in corrispondenza del bordo di attacco dell'elettrodo esposto si presenti un richiamo di fluido sempre più intenso, da 39 si ha che procedendo dall'immagine a) all'immagine d) la bolla di velocità negativa risulti incrementare di dimensioni presentando valori di velocità verticale maggiori in termini di valore assoluto.

Riportando in una tabella i valori massimi di velocità U e V al variare della tensione di picco si ottiene la matrice riportata in 4

Tensione [kV_{pp}]	U_{max} [$\frac{m}{s}$]	V_{min} [$\frac{m}{s}$]
6	0.19	-0.11
8	0.44	-0.2
9	0.54	-0.24
10	0.62	-0.28

Tabella 4: Andamento dei valori massimi di U e dei valori minimi di V ai voltaggi testati per 10 kHz

Confermando quanto esposto in precedenza. Aumentando la tensione di picco si aumenta la differenza di tensione agli elettrodi, ciò rende più intenso il campo elettrico permettendo all'attuatore di imprimere un'accelerazione maggiore al fluido circostante. Ad accelerazioni orizzontali maggiori, al fine di soddisfare la conservazione della portata, si osserva un richiamo di portata maggiore con velocità minime verticali sempre più negative.

Nei paragrafi successivi si analizzerà l'andamento della spinta con la tensione picco-picco del segnale fornito agli elettrodi, in virtù delle precedenti considerazione ci si aspetterà dunque un trend crescente della spinta con questo parametro.

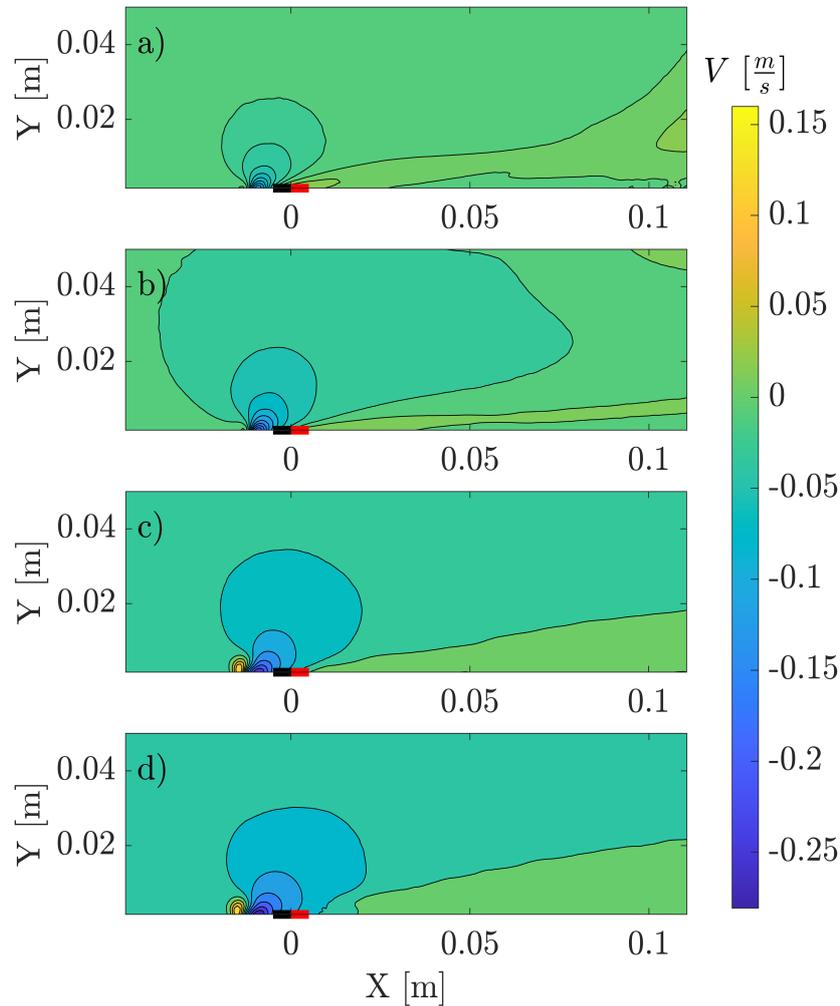


Figura 39: Campi di velocità V per: a) $6 kV_{pp}$, b) $8 kV_{pp}$, c) $9 kV_{pp}$, d) $10 kV_{pp}$

6.3.2 Influenza della frequenza sul comportamento dell'attuatore

A tensione fissata a $10 kV_{pp}$ e settando la frequenza della portante ai seguenti valori $f_p = 10, 11, 12, 13$ kHz. Si ottengono i campi di moto riportati in figura 40:

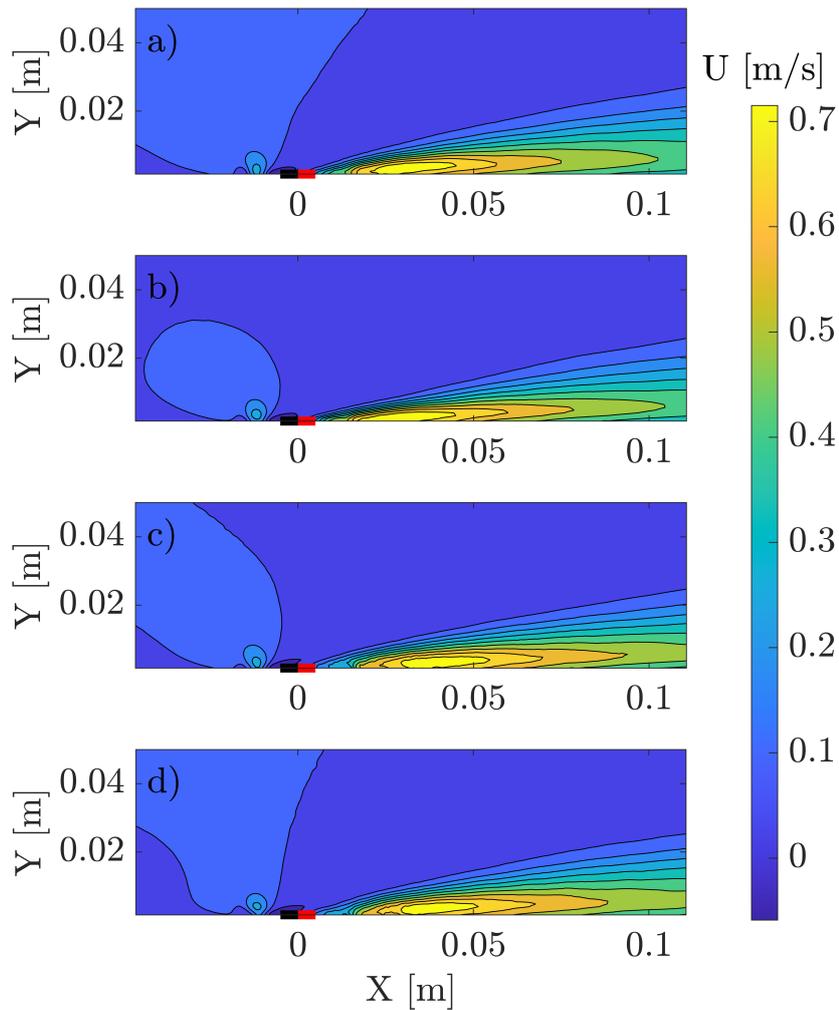


Figura 40: Campi di U al variare della frequenza: a) 10 kHz, b) 11 kHz, c) 12 kHz, d) 13 kHz

Dai campi di moto non emergono differenze significative in termini di velocità massime raggiunte al variare della frequenza, anche per quanto riguarda l'estensione verticale del getto non si osservano particolari differenze. Ponendosi per ogni campo di moto lungo la coordinata orizzontale per cui si realizza il valore massimo di U si ottiene il diagramma riportato in figura 41.

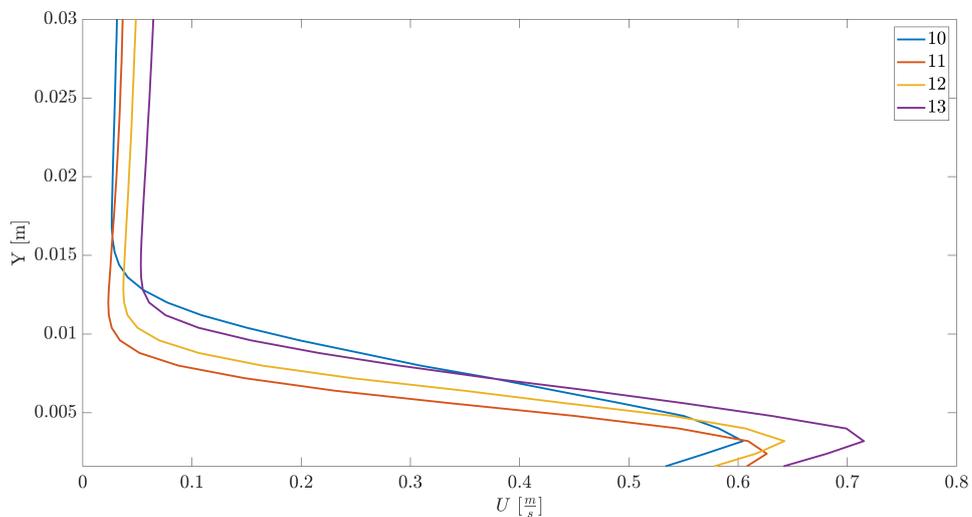


Figura 41: Profili di velocità U

Si osserva dunque una leggera influenza della frequenza sulla massima velocità orizzontale raggiunta. Dalla teoria si ha che con un aumento della frequenza portante fornita all'attuatore si aumenta il rateo di formazione del plasma, ciò, seppur con un effetto minore rispetto alle variazioni di tensione, influenza il comportamento fluidodinamico in maniera benefica generando un getto con velocità massime maggiori.

6.3.3 Bilancio di quantità di moto

Riprendendo quanto esposto in sezione 4.4.1 è possibile operare una misura integrale delle componenti di spinta attraverso un bilancio di quantità di moto. Al fine di trascurare il contributo delle pressioni nell'equazione si è proceduto allargando il quanto più possibile il volume di controllo, avendo cura di distanziarlo sufficientemente dai bordi del dominio. Tale operazione è stata effettuata per ogni set di misure in maniera da poter effettuare confronti sia sull'influenza della frequenza sia su quella della tensione. Si riporta il volume di controllo relativo al caso 10 kV e 12 kHz in figura 42, esso risulta lo stesso per ogni misura al fine di operare i confronti precedentemente esposti.

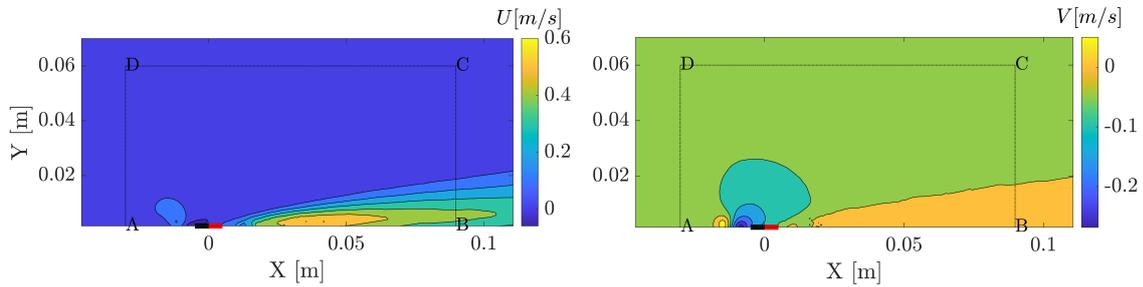


Figura 42: Volume di controllo impiegato nelle varie misure

Il volume di controllo scelto è dunque un rettangolo di altezza pari a 6 cm e larghezza pari a 12 cm avente origine in $x = -0.03\text{ m}$ e $y = 0\text{ m}$. Riprendendo l'equazione di bilancio della quantità di moto integrata sul volume di controllo e trascurando i contributi della pressione:

$$T = \oint_{abcd} (\rho \vec{V} \cdot dS \vec{V}) \quad (18)$$

Scomponendola nei contributi relativi alle varie facce del volume di controllo per il caso in figura 42 si ottiene la tabella 5:

Faccia	bc	cd	ad
T_x [mN/m]	3.30	-0.20	-0.51
T_Y [mN/m]	-0.09	-0.01	-0.15

Tabella 5: contributi di spinta per il caso 8 kV e 12 kHz

Da cui si osserva come essenzialmente il contributo maggiore di spinta si ottenga sulla faccia bc dovuto ai valori maggiori di velocità uscenti dal volume di controllo.

Variando la tensione di picco tra 6 kV_{pp} e 10 kV_{pp} a frequenza fissata pari a 12 kHz si ottiene l'andamento riportato in figura 43 riportante entrambe le componenti di spinta.

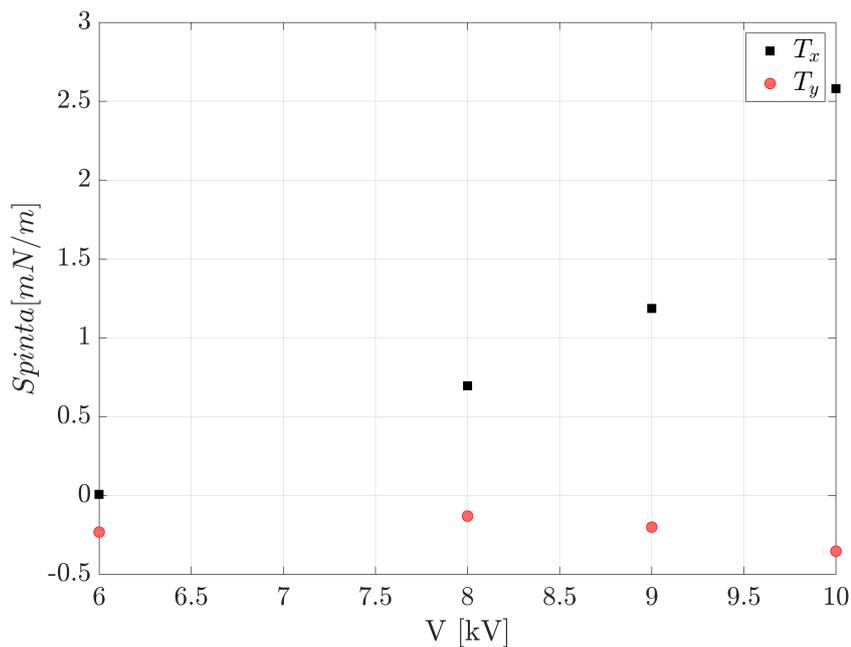


Figura 43: Andamento della spinta con la tensione di picco

La componente orizzontale di spinta risulta dunque crescere seguendo una legge di potenza indice di una maggiore quantità di moto trasferita al fluido all'aumentare della tensione picco-picco del segnale in input all'attuatore. La componente di forza verticale, al contrario, decresce all'aumentare dello stesso parametro. Tali andamenti sono confermati anche dai diagrammi dei campi di moto, dalle figure 38 e 39 si ha, per quanto osservato prima, che con l'aumento della tensione all'accentuarsi dell'effetto di risucchio in corrispondenza dell'elettrodo esposto siano anche associati valori della componente di velocità U a valle dell'attuatore maggiori.

Fissando invece la tensione a 10 kV e facendo variare la frequenza tra 10 e 13 kHz con passo di 1 kHz si ottiene l'andamento di figura 44, indicando anche in questo caso una tendenza di incremento della spinta con l'aumento della frequenza.

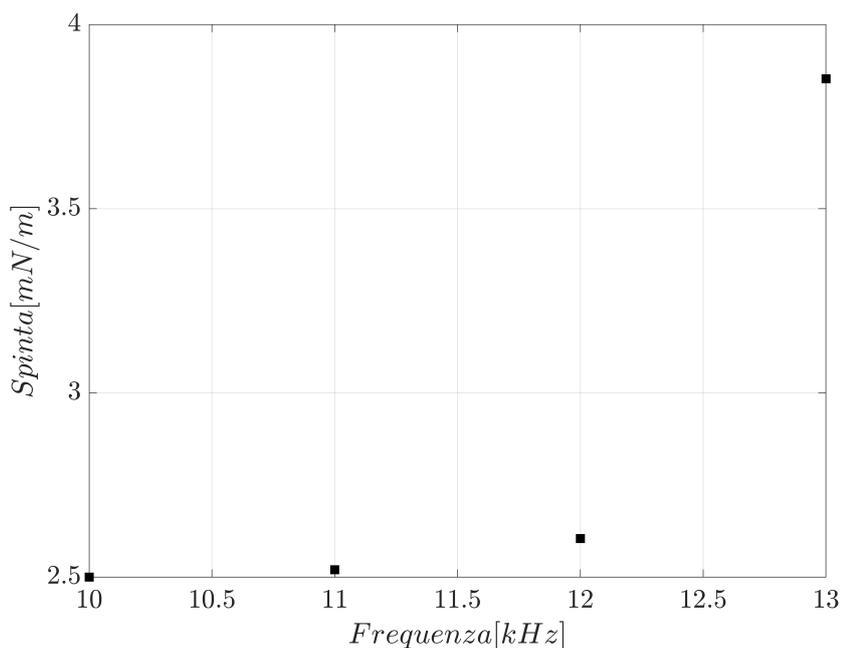


Figura 44: Andamento della spinta con la frequenza

6.4 Caratterizzazione del transitorio di accensione di un singolo attuatore in aria in quiete

In questa sezione si presenta il comportamento in aria in quiete di un singolo attuatore isolato. Come riportato in sezione 6.1 si è proceduto analizzando il transitorio di accensione dell'attuatore in termini di effetti sul fluido circostante. Mediante le misure PIV, seguendo il procedimento presentato in sezione 4.4.1, è stato possibile ricostruire la distribuzione del campo di forza esercitata dall'attuatore sul fluido circostante.

L'analisi è stata condotta secondo la seguente matrice dei test:

	7 kV	8 kV	9 kV
10 kHz		X	
12 kHz	X	X	X
14 kHz		X	

Tabella 6: Matrice dei test per il comportamento transiente

Come riportato in sezione 6.1 la frequenza di acquisizione delle immagini da parte della camera risulta vincolata al valore massimo di $15Hz$ non rendendo possibile effettuare misure tempo risolte per via dell'elevata distanza temporale tra le varie istantanee. Nonostante ciò è stato possibile ricostruire il comportamento temporale dell'attuatore effettuando delle medie in fase a quattro istanti diversi successivi all'accensione. Si è proceduto dunque ad effettuare 30 acquisizioni a 2.5 ms, 5 ms, 7.5 ms e 10 ms. Da ciascuna di queste 30 istantanee applicando gli algoritmi di correlazione si sono ricavati 30 campi di moto per ciascun ritardo dall'accensione considerato, eseguendo un'operazione di media è stato poi possibile ottenere dei campi di moto istantanei fedelmente rappresentativi degli istanti considerati. Per sincronizzare il sistema PIV con l'accensione dell'attuatore si è ricorso ad un codice *LabView* scritto appositamente per tale scopo, in appendice A si riportano i dettagli della procedura seguita per effettuare le misure sincronizzate.

I parametri impostati in fase di acquisizione da parte del sistema PIV sono riportati in tabella 7

Δt [μs]	Risoluzione ottica [$\frac{px}{mm}$]	Risoluzione spaziale [$\frac{vett}{mm}$]
500	40	2.5

Tabella 7: Parametri impostati in fase di acquisizione col sistema PIV

In figure 45 e 46 si presentano i campi istantanei relativi alle medie in fase ai diversi istanti. Il fluido circostante all'attuatore risente in pochi millisecondi dell'effetto di quest'ultimo, a $2.5 ms$ è già infatti possibile apprezzare la nascita di un vortice dal bordo dell'elettrodo esposto. Proseguendo nel tempo tale struttura si trova a crescere in dimensioni e ad allontanarsi dal punto di origine. Con lo scorrere nel tempo si ha anche un allargamento dei lobi di velocità positivi e di quello negativo. Muovendosi concordemente all'asse X rappresentato in figura 46 si osserva come l'attuatore nei primi istanti risucchiando fluido da monte e accelerandolo in direzione di valle generi due lobi caratterizzati da una velocità tangenziale elevata collocati a cavallo dell'interfaccia degli elettrodi, interposta ai due lobi in una zona a Y maggiori si colloca poi una terza regione a velocità negative indicante il ricircolo di fluido dovuto al vortice iniziale. Tale transitorio come riportato in [2] si esaurisce nell'arco di 30 ms con l'azione dell'attuatore che a regime accelera completamente il flusso nella direzione di valle concordemente all'asse X riportato nelle figure generando la configurazione analizzata nella sezione 6.3.

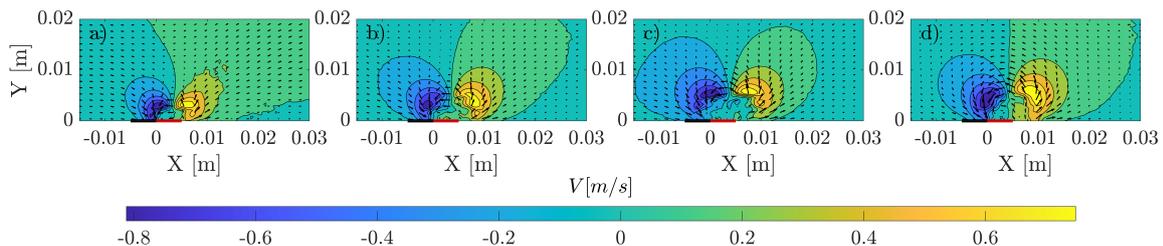


Figura 45: Evoluzione temporale della componente V del flusso a $8 kV_{pp}$ e $12 kHz$: a) $\Delta t = 2.5 ms$, b) $\Delta t = 5 ms$, c) $\Delta t = 7.5 ms$ e d) $\Delta t = 10 ms$

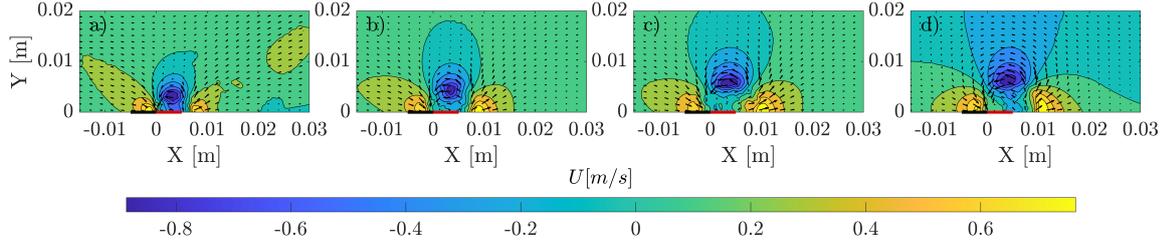


Figura 46: Evoluzione temporale della componente U flusso a 8 kV_{pp} e 12 kHz : a) $\Delta t = 2.5 \text{ ms}$, b) $\Delta t = 5 \text{ ms}$, c) $\Delta t = 7.5 \text{ ms}$ e d) $\Delta t = 10 \text{ ms}$

Le medie in fase ad istanti successivi permettono di operare seguendo il procedimento denominato *Reduced Method* [2] in quanto si hanno a disposizione dati appartenenti ai primissimi istanti di attuazione (illustrato in sezione 4.4.1), considerando dunque:

$$\frac{du}{dt} = \frac{f}{\rho} \quad (19)$$

si è operato discretizzando la derivata temporale con due tipologie di schemi centrati differenti: il primo a 5 punti, considerante tutti gli istanti, ed il secondo a tre punti. In particolare considerando il secondo schema si è operato valutando la derivata temporale a 2.5 ms a 5 ms e a 7.5 ms . Per completezza di seguito si riportano le formule per lo schema centrato a 5 punti:

$$\frac{du}{dt} = \frac{u(t_{k-2}) - 8u(t_{k-1}) + 8u(t_{k+1}) - u(t_{k+2})}{12dt} \quad (20)$$

e per quello a tre punti:

$$\frac{du}{dt} = \frac{-u(t_{k-1}) + u(t_{k+1})}{2dt} \quad (21)$$

Dalla teoria si ha che con la discretizzazione riportata in 20 si commette un errore pari a $O(dt^5)$ (pari a $97.6 \cdot 10^{-5} \text{ ms}$) mentre con 21 l'errore risulta di $O(dt^3)$ (pari a $15.6 \cdot 10^{-3} \text{ ms}$).

Per il caso in esame in figure 46 e 45 applicando lo schema centrato a cinque punti al termine indicante le variazioni temporali di velocità e risolvendo l'equazione 19 si ottiene la distribuzione di forze riportata in figura 47

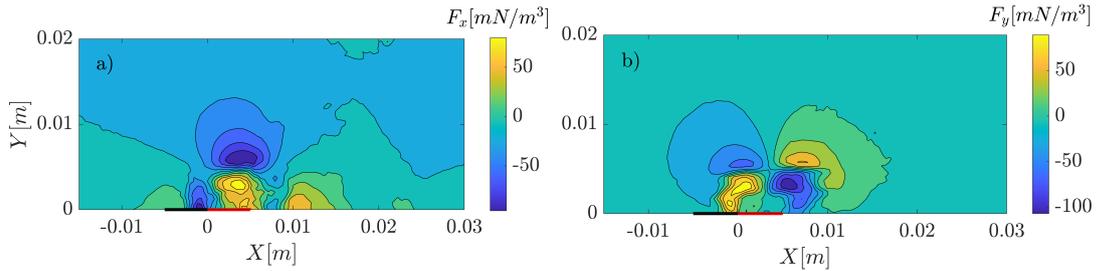


Figura 47: Campo di forza e componenti per 10 kV_{pp} e 12 kHz : a) F_x , b) F_y

Si osserva come la forza risulti concentrata in corrispondenza dell'elettrodo incapsulato estendendosi orizzontalmente fino oltre al termine di quest'ultimo. L'estensione verticale risulta invece essere al di sotto del centimetro con il cuore positivo della componente di forza tangenziale a parete collocato a $Y \approx 5 \text{ mm}$, confermando ancora una volta come l'effetto dovuto all'attuazione risulti confinato in una zona limitata vicino a parete. Va notato che lo schema centrato a 5 punti valuta la derivata temporale della velocità in un intervallo di tempo considerevolmente lungo (10 ms) tale fatto potrebbe rendere inadeguato trascurare i termini convettivi e diffusivi presenti nell'equazione di *Stokes-Navier*. In figure 48 e 49 si riportano invece le evoluzioni temporali dei due campi di forza pertinenti alle componenti F_x ed F_y ottenute applicando lo schema centrato a tre punti agli istanti 2.5 ms , 5 ms e 7.5 ms .

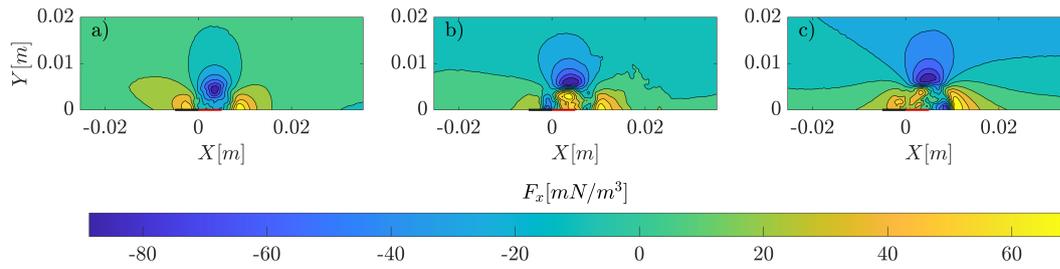


Figura 48: Evoluzione temporale della distribuzione della componente F_x : a) $F_x(t = 2.5 \text{ ms})$, b) $F_x(t = 5 \text{ ms})$ e c) $F_x(t = 7.5 \text{ ms})$

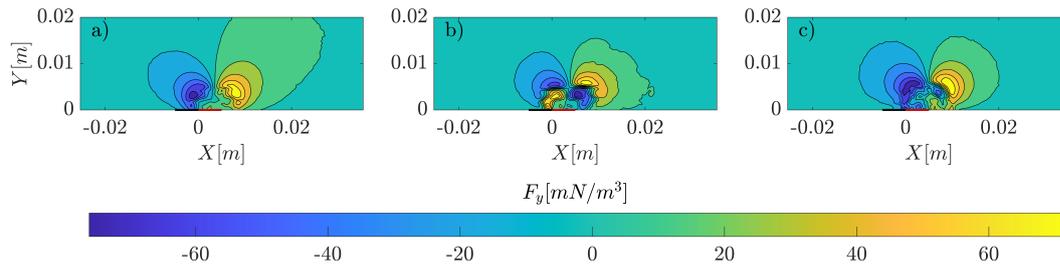


Figura 49: Evoluzione temporale della distribuzione della componente F_y : a) $F_y(t = 2.5 \text{ ms})$, b) $F_y(t = 5 \text{ ms})$ e c) $F_y(t = 7.5 \text{ ms})$

Riprendendo la matrice dei test 6, a frequenza della portante fissata a 12 kHz i campi di forza F_x ed F_y calcolati con lo schema a tre punti in corrispondenza dell'istante $t_0 = 2.5 \text{ ms}$ per i test a $V_{pp} = 7, 8, 9 \text{ kV}_{pp}$ sono rispettivamente riportati in figura 50 e 51 confermando quanto già appurato nella sezione riguardante la caratterizzazione dell'attuatore singolo a regime con la componente di forza orizzontale che aumenta con la tensione, e quella verticale che seppur aumentando in termini di valori positivi a valle dell'elettrodo esposto, vede un maggior aumento in termini di valori negativi a monte di quest'ultimo.

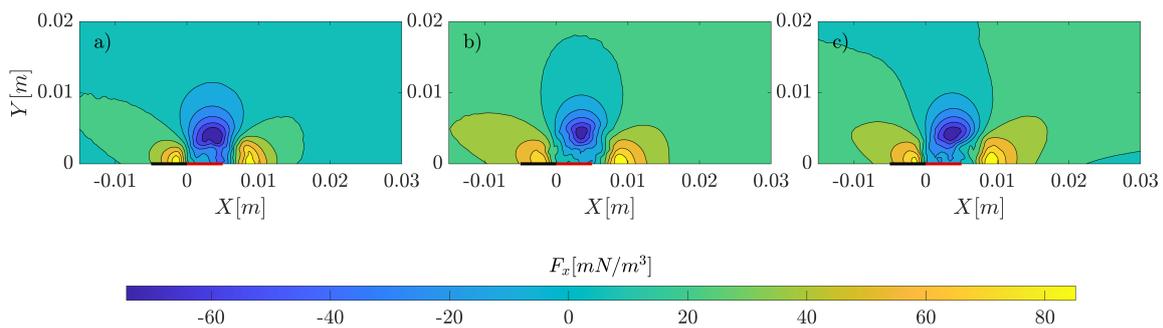


Figura 50: Variazione nei campi di F_x con la tensione a frequenza pari a 12 kHz: a) 7 kV_{pp} , b) 8 kV_{pp} e c) 9 kV_{pp}

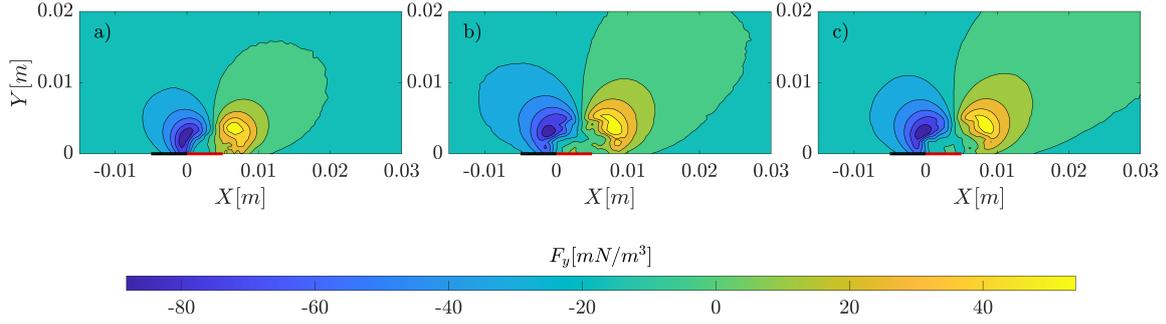


Figura 51: Variazione nei campi di F_y con la tensione frequenza pari a 12 kHz: a) 7 kV_{pp} , b) 8 kV_{pp} e c) 9 kV_{pp}

In figure 52 e 53 sono invece riportate le distribuzioni di F_x e F_y al variare della frequenza. I grafici sono stati ottenuti fissando la tensione di picco dell'attuatore a $8kV_{pp}$ facendo variare la frequenza della portante tra 10 e 14 kHz con un passo di $2kHz$. Da 52 si può osservare come agendo sulla frequenza pur non influenzando i livelli di spinta si vada ad allargare la regione di estensione del lobo positivo di F_x nella direzione di valle.

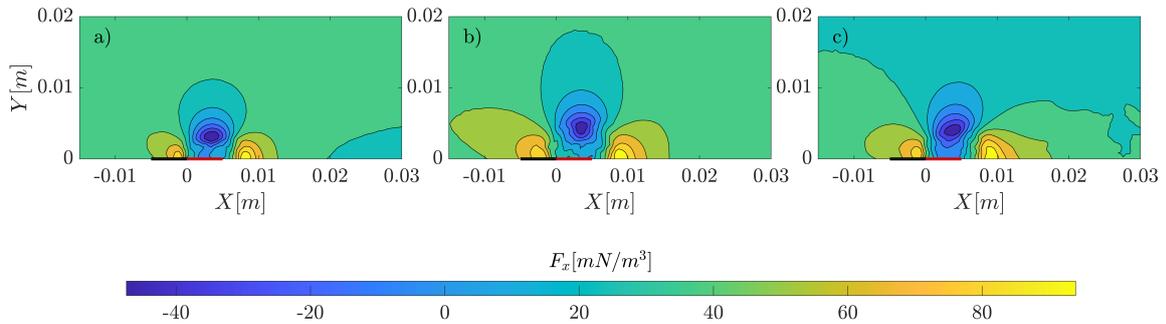


Figura 52: Variazione nei campi di F_x con la frequenza portante a tensione pari a 7 kV_{pp} : a) 10 kHz, b) 12 kHz e c) 14 kHz

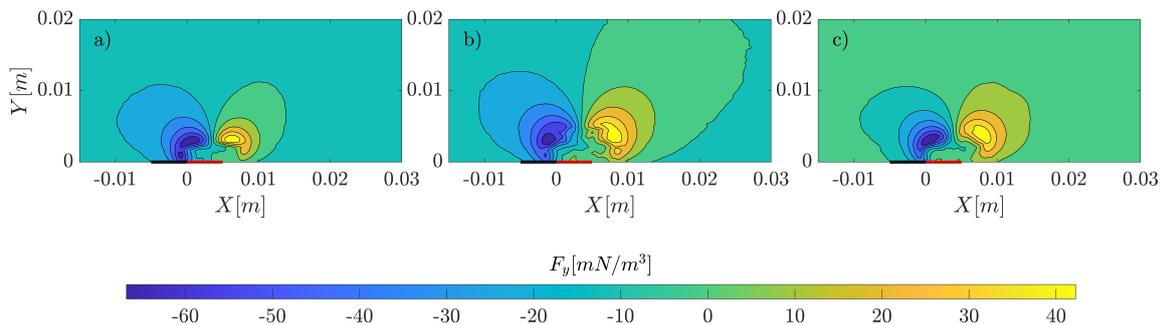


Figura 53: Variazione nei campi di F_y con la frequenza portante a tensione pari a 7 kV_{pp} : a) 10 kHz, b) 12 kHz e c) 14 kHz

6.5 Caratterizzazione di un array di 6 attuatori a differente spaziatura tra gli attuatori

In questa sezione si presenta il comportamento di un array costituito da 6 attuatori affiancati ed allineati.

L'analisi condotta si pone come obiettivo quello di valutare l'influenza della spaziatura tra gli attuatori, D_p , sul comportamento fluidodinamico di tutta la superficie di attuazione, in figura 54 si riporta la definizione grafica del parametro variato.

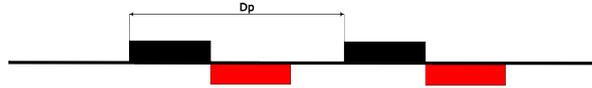


Figura 54: Distanza tra gli elettrodi di attuatori contigui

La sezione è organizzata in maniera da riportare in prima battuta i risultati relativi ad una configurazione caratterizzata da D_p fissata a 12 mm, valutando così l'influenza della frequenza della portante e della tensione di picco sui campi di moto. Nel sottoparagrafo seguente si riporta invece il confronto sul comportamento dell'attuatore per D_p pari a 12,16 e 20 mm.

Per tutti i casi riportati la strumentazione e la metodologia impiegate (ad eccezione delle risoluzioni spaziali) risultano le stesse riportate in sezione 6.3, ciascun attuatore si compone di un elettrodo esposto largo 5 mm e un elettrodo isolato di larghezza pari a 3 mm, in tutte le figure successive si indicano questi ultimi rispettivamente con una linea nera continua e con una linea rossa continua.

I parametri PIV impiegati nell'analisi indagante gli effetti della spaziatura sono riportati nella tabella 8

D_p	Δt [μs]	Risoluzione spaziale [$\frac{vett}{mm}$]	Risoluzione ottica [$\frac{px}{mm}$]
12 mm	10000	4.1	16.4
16 mm	10000	4.1	16.4
20 mm	10000	4	16

Tabella 8: Parametri impiegati nell'analisi Piv

6.5.1 Influenza della tensione di picco e della frequenza della portante

Nella tabella 9 si riportano i casi analizzati considerando una distanza tra gli elettrodi pari a $D_p = 12$ mm.

	5 kV	6 kV	7 kV	8 kV	9 kV	10 kV
10 kHz		x	x	x	x	x
12 kHz	x	x	x	x	x	x
14 kHz	x	x	x	x	x	x

Tabella 9: Tabella dei test analizzati per i 6 attuatori allineati a distanza $D_p = 12$ mm

Considerando la frequenza della portante fissata a $f = 12$ kHz variando la tensione di picco tra 5 e 10 kV_{pp} con passo di 1 kV_{pp} si ottengono i campi di moto riportati in figura 55 e figura 56, rispettivamente per le componenti U e V .

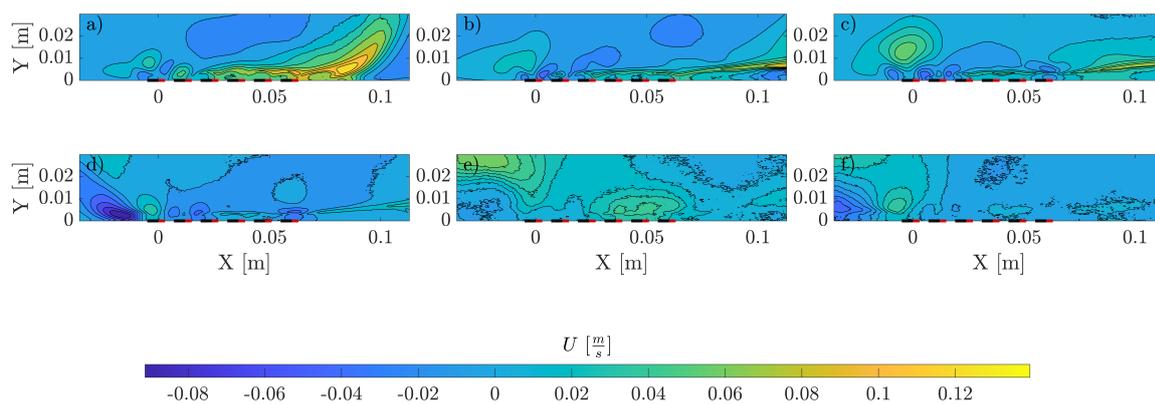


Figura 55: Componente U a: a) 5 kV_{pp} , b) 6 kV_{pp} , c) 7 kV_{pp} , d) 8 kV_{pp} , e) 9 kV_{pp} , f) 10 kV_{pp}

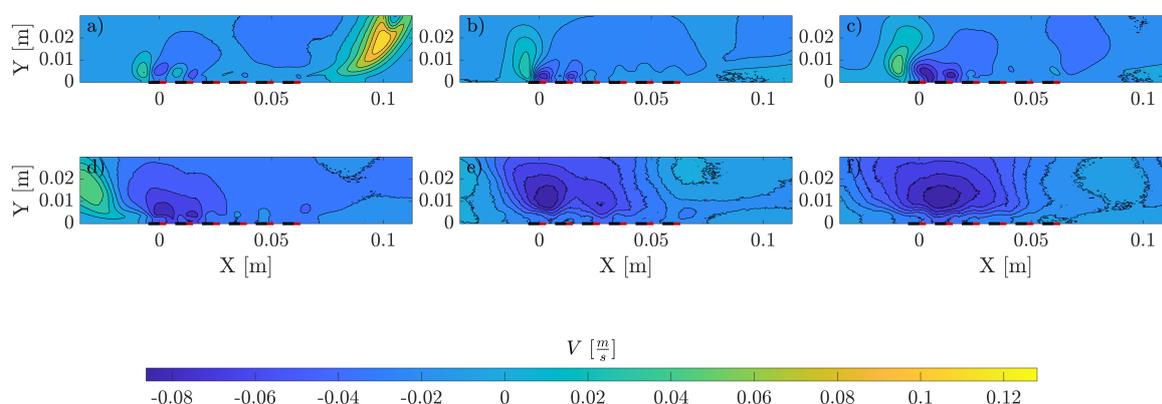


Figura 56: Componente V a: a) 5 kV_{pp} , b) 6 kV_{pp} , c) 7 kV_{pp} , d) 8 kV_{pp} , e) 9 kV_{pp} , f) 10 kV_{pp}

Confrontando i risultati ottenuti con i campi di moto riportati nel paragrafo 6.3 si osserva un comportamento comune, ogni attuatore infatti prevede a monte dell'elettrodo esposto (linea nera) un moto di fluido verticale verso parete (*downwash*) seguito a valle da un moto orizzontale, la presenza di un ulteriore attuatore nelle immediate vicinanze, che a sua volta presenta l'effetto di richiamo a monte dell'elettrodo esposto, mitiga in parte lo svilupparsi del getto nella direzione di valle generando una struttura molto simile a quanto riportato in figura 57

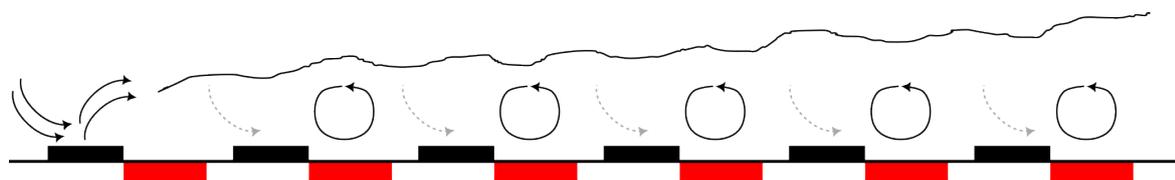


Figura 57: Schematizzazione del comportamento di una superficie di attuazione caratterizzata da più attuatori allineati

Si ha dunque la formazione di un strato di fluido ad alta velocità ad una certa distanza da parete. Contemporaneamente, in corrispondenza della parete nella zona intermedia tra l'elettrodo incapsulato e l'elettrodo esposto dell'attuatore contiguo si registrano invece velocità più basse a causa appunto dell'effetto di richiamo operato dall'attuatore contiguo. Un'altra importante osservazione è che il comportamento all'aumentare della tensione risulta controintuitivo. In sezione 6.3 si è osservato come all'aumentare della tensione di picco con cui si alimenta l'attuatore le velocità in gioco risultavano maggiori, in conseguenza anche di una spinta orizzontale maggiore. Da figura 55 al contrario si osserva come alzando la tensione lo strato di fluido ad alta velocità risulti sempre meno presente fino a diventare totalmente assente (55.f). Tale fenomeno si può pensare sia dovuto o ad un effetto di natura elettrica instauratosi tra attuatori contigui oppure ad un'errata scelta dei parametri con cui si sono condotte le analisi PIV, in particolare il parametro Δt , che rappresenta l'intervallo temporale

intercorso tra l'acquisizione dell'immagine A e l'immagine B. L'effetto di natura elettrica potrebbe essere giustificato considerando che in un singolo attuatore isolato le linee di campo elettrico si dirigono dall'elettrodo esposto a quello incapsulato raggiungendo al massimo l'estremo dell'elettrodo incapsulato, in questa situazione la presenza di ulteriori elettrodi alimentati con una tensione dell'ordine dei kV nelle immediate vicinanze potrebbe causare un'induzione tra l'elettrodo incapsulato (alimentato dall'alta tensione) e l'elettrodo esposto dell'attuatore successivo, collegato a terra, interferendo con il campo elettrico generato dalla prima coppia di elettrodi e riducendo il plasma in estensione (causando così un decremento della quantità di moto trasferita al fluido). Al contrario se la causa fosse dovuta alla scelta dei parametri di acquisizione la giustificazione consisterebbe nell'osservazione che a intervalli temporali troppo larghi tra le istantanee A e B le particelle in virtù delle elevate velocità risulterebbero spostarsi troppo velocemente per rimanere all'interno delle finestre scelte per il processamento delle immagini non permettendo la risoluzione dei vettori di più grossa entità. Tale effetto si presenta in maniera incrementale con la tensione arrivando a ridurre a velocità all'ordine di qualche millimetro al secondo, come per esempio per la componente U ad una tensione di 10 kV_{pp} .

Da quanto anticipato nel capitolo 1 questa tecnologia rappresenta un'ottima soluzione per mimare oscillazioni della parete, in quest'ottica risulta molto utile valutare una velocità media equivalente, denominata con \hat{U} . Questo parametro può essere interpretato come l'equivalente di velocità che si otterrebbe nelle stesse condizioni mediante un movimento della parete. Dai campi di moto della componente U presentati in figura 55 è possibile, considerando unicamente la zona attiva di attuazione (collocata tra $x = 0 \text{ mm}$ e $x = 60 \text{ mm}$), valutare tale parametro in funzione della distanza da parete.

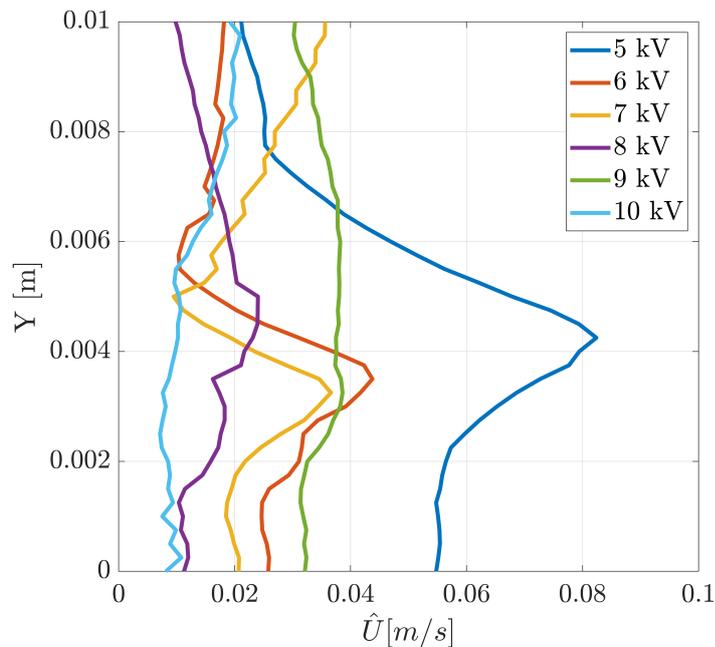


Figura 58: Profili di \hat{U} per i vari voltaggi testati

Da figura 58 si osserva ancora una volta come a tensioni più alte il picco di velocità venga a mancare. Concentrandosi unicamente sul valore massimo di \hat{U} è possibile valutare come questo cambi in valore e in posizionamento verticale rispetto alla parete dalla figura 59 dove per ogni tensione considerata si sono estrapolati dai profili di velocità media equivalente il valore massimo e la coordinata verticale per cui si incontra tale valore.

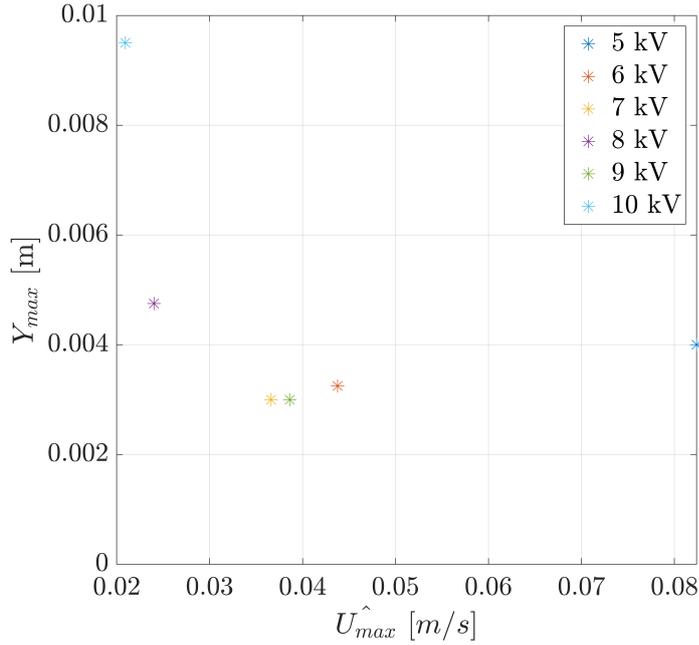


Figura 59: Valori di \hat{U}_{max} e relativa distanza da parete

Si osserva come il picco di velocità per i casi relativi alle basse tensioni si collochi nell'intorno di qualche millimetro da parete.

Considerando i casi ottenuti a 6, 8 e 10 kV_{pp} in figure 60 e 61 sono riportati i campi di moto per tre distinte frequenze della portante: 10, 12 e 14 kHz. A ciascuna riga della figura è associata una frequenza.

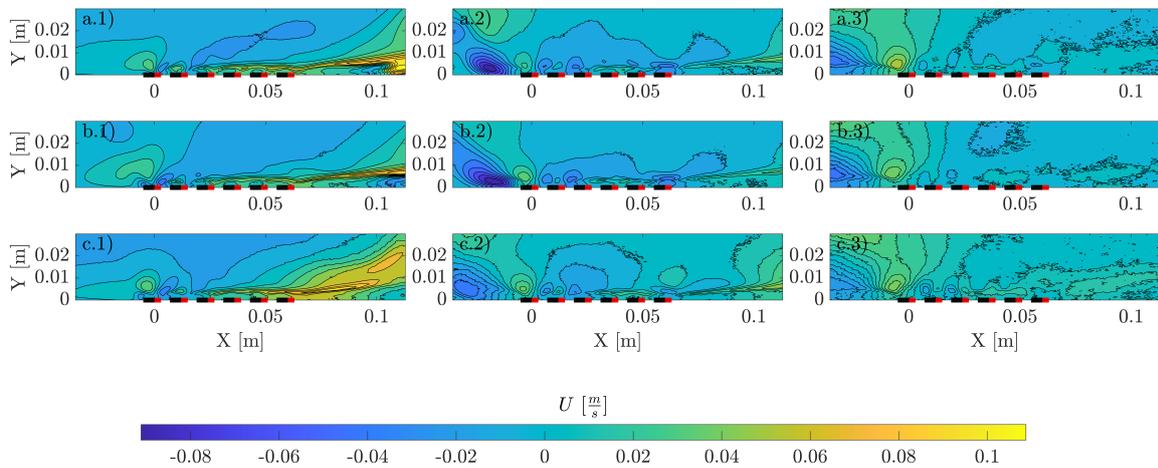


Figura 60: Campi di U al variare della frequenza: a.1) 6 kV_{pp} a 10 kHz, a.2) 8 kV_{pp} a 10 kHz, a.3) 10 kV_{pp} a 10 kHz, b.1) 6 kV_{pp} a 12 kHz, b.2) 8 kV_{pp} a 12 kHz, b.3) 10 kV_{pp} a 12 kHz, c.1) 6 kV_{pp} a 14 kHz, c.2) 8 kV_{pp} a 14 kHz, c.3) 10 kV_{pp} a 14 kHz

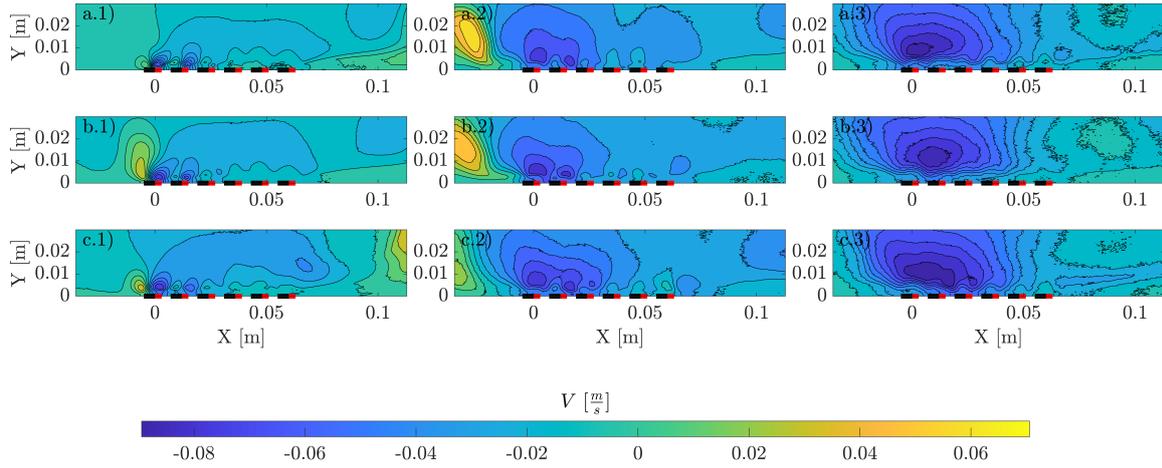


Figura 61: Campi di V al variare della frequenza: a.1) 6 kV_{pp} a 10 kHz , a.2) 8 kV_{pp} a 10 kHz , a.3) 10 kV_{pp} a 10 kHz , b.1) 6 kV_{pp} a 12 kHz , b.2) 8 kV_{pp} a 12 kHz , b.3) 10 kV_{pp} a 12 kHz , c.1) 6 kV_{pp} a 14 kHz , c.2) 8 kV_{pp} a 14 kHz , c.3) 10 kV_{pp} a 14 kHz

Dai campi di moto ricavati si osservano differenze minime in termini di velocità massime raggiunte, l'influenza della frequenza si osserva in maggior modo sul posizionamento orizzontale rispetto all'attuatore dove il fluido raggiunge la massima velocità. Concentrandosi sui campi medi della componente U ottenuti a 6 kV_{pp} si osserva come all'aumentare della frequenza la zona dove si realizza la velocità massima risulta collocarsi sempre più in vicinanza del termine dell'attuatore, ciò potrebbe consigliare che aumentando la frequenza venga mitigato l'effetto di richiamo degli attuatori successivi portando ad ottenere alte velocità anche in corrispondenza della parete stessa.

6.5.2 Influenza della spaziatura sul comportamento dell'attuatore

Per i casi a $D_p = 16 \text{ mm}$ e $D_p = 20 \text{ mm}$ si riportano i casi analizzati in tabella 10.

	6 kV_{pp}	8 kV_{pp}	10 kV_{pp}
10 kHz	x	x	x
12 kHz	x	x	x
14 kHz	x	x	x

Tabella 10: Matrice dei test effettuati per attuatori spaziati di 16 mm e 20 mm

In figura 62 e in figura ?? si riportano rispettivamente i campi delle componenti di velocità U e V

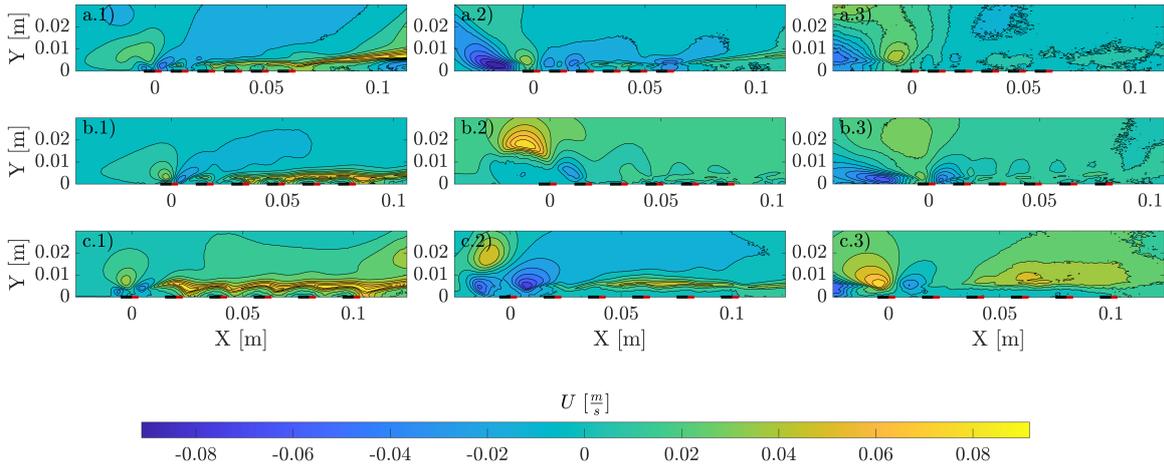


Figura 62: Campi di U per tre differenti distanze degli elettrodi: a.1) 6 kV_{pp} a $D_p = 12 \text{ mm}$, a.2) 8 kV_{pp} a $D_p = 12 \text{ mm}$, a.3) 10 kV_{pp} a $D_p = 12 \text{ mm}$, b.1) 6 kV_{pp} a $D_p = 16 \text{ mm}$, b.2) 8 kV_{pp} a $D_p = 16 \text{ mm}$, b.3) 10 kV_{pp} a $D_p = 16 \text{ mm}$, c.1) 6 kV_{pp} a $D_p = 20 \text{ mm}$, c.2) 8 kV_{pp} a $D_p = 20 \text{ mm}$, c.3) 10 kV_{pp} a $D_p = 20 \text{ mm}$

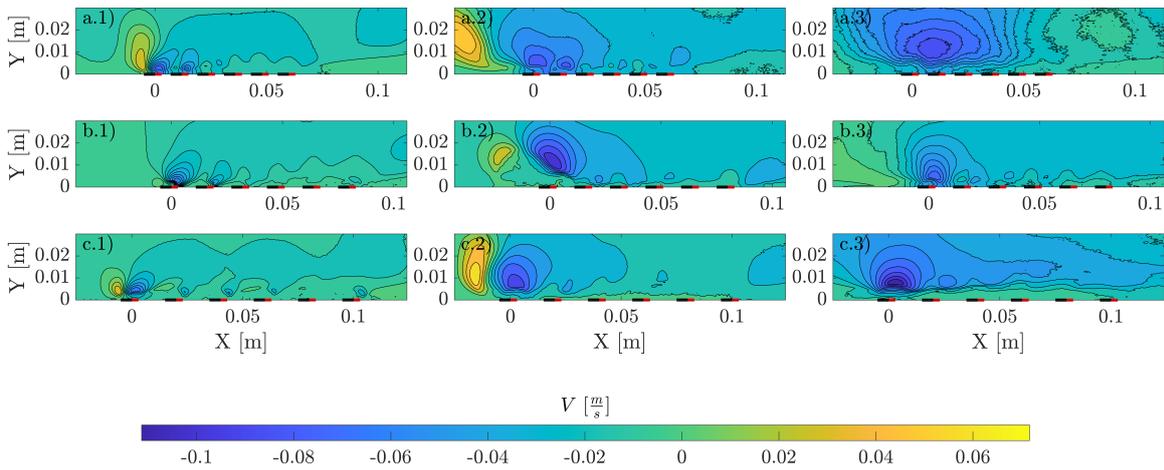


Figura 63: Campi di V per tre differenti distanze degli elettrodi: a.1) 6 kV_{pp} a $D_p = 12 \text{ mm}$, a.2) 8 kV_{pp} a $D_p = 12 \text{ mm}$, a.3) 10 kV_{pp} a $D_p = 12 \text{ mm}$, b.1) 6 kV_{pp} a $D_p = 16 \text{ mm}$, b.2) 8 kV_{pp} a $D_p = 16 \text{ mm}$, b.3) 10 kV_{pp} a $D_p = 16 \text{ mm}$, c.1) 6 kV_{pp} a $D_p = 20 \text{ mm}$, c.2) 8 kV_{pp} a $D_p = 20 \text{ mm}$, c.3) 10 kV_{pp} a $D_p = 20 \text{ mm}$

Aumentando la distanza tra gli elettrodi a tensione fissata si osserva come i campi di moto varino profondamente. Focalizzandosi ad esempio sui diagrammi *a.1)*, *b.1)* e *c.1)* riportati in figura 62 relativi al caso a 6 kV_{pp} si osserva come aumentando la spaziatura tra gli attuatori venga a scomparire la regione di fluido compresa tra i due elettrodi esposti di attuatori adiacenti caratterizzata da basse velocità, portando anche il fluido vicino alla parete ad assumere velocità sostenute. Tale effetto benefico si riscontra anche a tensioni di picco maggiore, confrontando infatti il caso riportato in *c.3)* con i casi *b.3)* e *a.3)* si osserva il progressivo formarsi di una zona ad alta velocità in corrispondenza del termine della zona di attuazione. Riferendosi ai casi a tensione pari a 6 kV_{pp} riportati in figura 62 si può valutare in maniera più accurata l'influenza della distanza tra gli elettrodi riportando il massimo valore della componente U registrata nella zona di attuazione (figura 64).

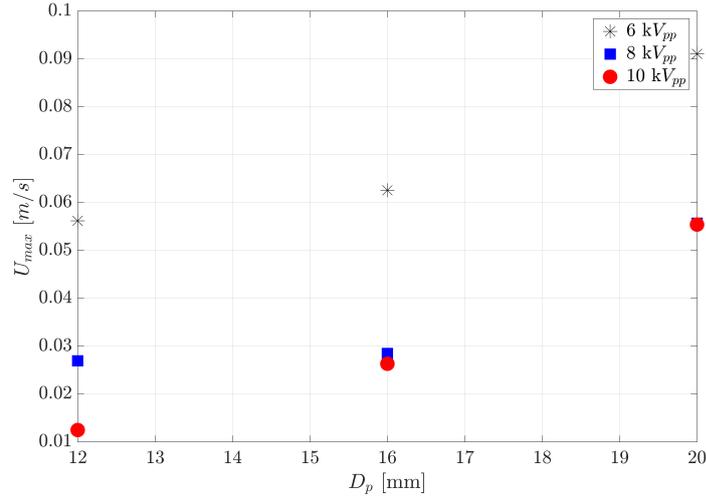


Figura 64: Andamento di U_{max} registrata nella zona di attuazione al variare della spaziatura

Si osserva come aumentando la distanza tra gli attuatori la velocità aumenti passando da un valore di circa $0.055 \frac{m}{s}$ per $D_p = 12$ mm ad uno di circa $0.090 \frac{m}{s}$ per $D_p = 20$ mm. Il trend di incremento di U_{max} si presenta anche ai voltaggi più elevati, mantenendo però valori di velocità decrescenti all'aumentare della tensione picco-picco fornita agli attuatori.

6.5.3 Analisi dei parametri PIV sui campi di moto

Per determinare se la causa della riduzione della velocità massima all'aumentare del voltaggio sia dovuto ad un effetto elettrico oppure ad una scelta errata dei parametri di acquisizione del sistema PIV si sono effettuate ulteriori misure sulle configurazioni analizzate in questa sezione. I parametri impiegati sono riportati in tabella 11

D_p	Δt [μs]	Risoluzione spaziale [$\frac{vel}{mm}$]	Risoluzione ottica [$\frac{px}{mm}$]
12 mm	1000	22.4	5.60
16 mm	1000	22.6	5.65
20 mm	1000	21.6	5.35

Tabella 11: Parametri PIV impiegati nell'analisi più raffinata sulla superficie di attuazione

Abbassando dunque il parametro Δt ad un valore 10 volte più piccolo rispetto a quello riportato in tabella 8. Per questo set di misure la matrice dei test condotta per $D_p = 12, 16$ mm è riportata in tabella 12

	8 kV	10 kV
11 kHz	x	x
12 kHz	x	x
13 kHz	x	x

Tabella 12: Matrice dei test per i parametri riportati in 11

I campi di moto della componente U a frequenza pari a 12 kHz sono riportati in figura 65

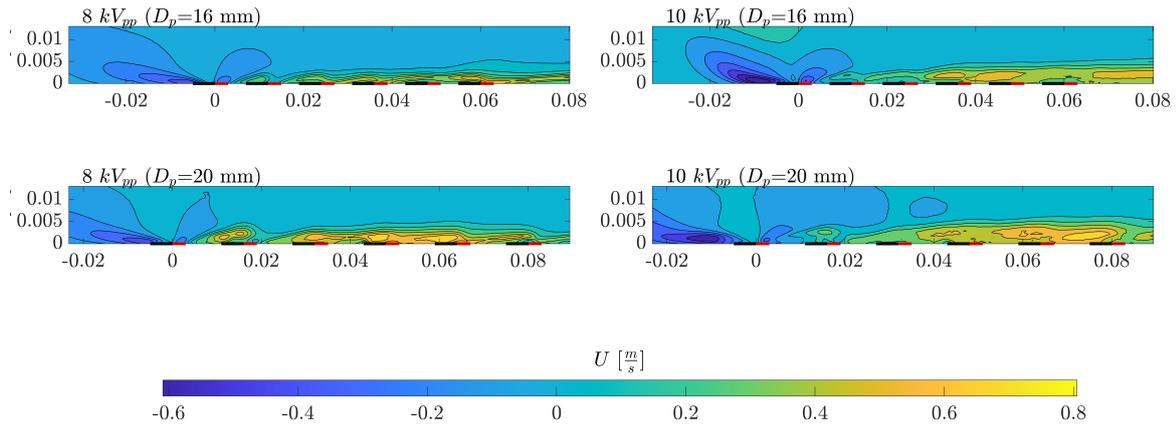


Figura 65: Campi di moto ottenuti dalla seconda analisi PIV a 12 kHz

Estrapolando la velocità massima all'interno della zona di attuazione e sovrapponendo i dati a figura 64 si ottiene figura 66

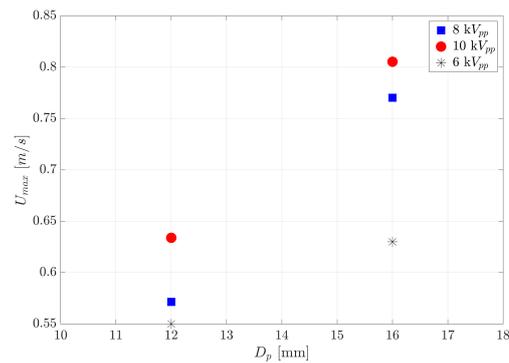


Figura 66: Andamento di U_{max} registrata nella zona di attuazione al variare della spaziatura dopo l'analisi raffinata

Mostrando come il problema non fosse di natura elettrica, bensì fosse dovuto ad un errore nella scelta dei parametri di acquisizione scelti in fase di misura.

Una volta caratterizzato il comportamento delle due precedenti configurazioni di attuatori al plasma è possibile spostare l'attenzione sulla reale efficacia di questa tecnologia in termini di riduzione di resistenza all'interno di un flusso di canale turbolento. Nel capitolo 7 si procederà da prima a descrivere il set-up sperimentale impiegato nell'esperienza per poi riportare i risultati ottenuti dall'uso di una superficie composta da 6 attuatori distanziati di $D_p = 20$ mm in termini di DR (%).

7 Controllo del flusso di canale turbolento

Questo ultimo capitolo è dedicato alla determinazione delle variazioni in termini di resistenza di attrito viscosa ottenute in un flusso di canale turbolento mediante l'impiego di una superficie di attuazione costituita da 7 attuatori al plasma allineati. Gli attuatori risultano operati tramite modulazione generando a fasi alterne getti di parete in verso opposto nel piano trasversale al flusso. L'analisi è stata condotta in maniera parametrica, indagando l'influenza della tensione di picco con cui si alimentano gli attuatori, della spaziatura trasversale degli elettrodi e della frequenza di modulazione del profilo di attuazione.

Il capitolo è organizzato nella seguente maniera: in sezione 7.1 viene fornita una descrizione generale del set-up sperimentale, mettendo in evidenza le caratteristiche degli attuatori analizzati, del canale oggetto di studio e della strumentazione elettronica impiegata. In sezione 7.4 invece si riportano i risultati ottenuti variando i parametri prima descritti.

7.1 Set-up sperimentale

7.2 Canale

Si è analizzato il flusso in un condotto di lunghezza $L = 10$ m a sezione rettangolare di altezza, $h = 0.035$ m, e base, $b = 0.42$ m (67):



Figura 67: Foto del canale in questione

A monte del condotto è collocata una girante alimentata da un motore elettrico il quale a sua volta risulta connesso ad un inverter. Il sistema è controllato variando il numero di giri del motore (68).



Figura 68: Motore del canale

Interposti tra la girante e il canale sono collocate la camera di tranquillizzazione e il convergente per accelerare il flusso. Il convergente in particolare è dotato di due prese di pressione statica, una collocata appena a monte ed una appena a valle di esso. Tali prese collegate al trasduttore di pressione permettono di ricavare per differenza il valore della pressione dinamica (e quindi della velocità) all'uscita del convergente, rendendo possibile in prima battuta caratterizzare il canale. Lungo il condotto poi sono collocate in totale 14 prese di pressione statica (69).

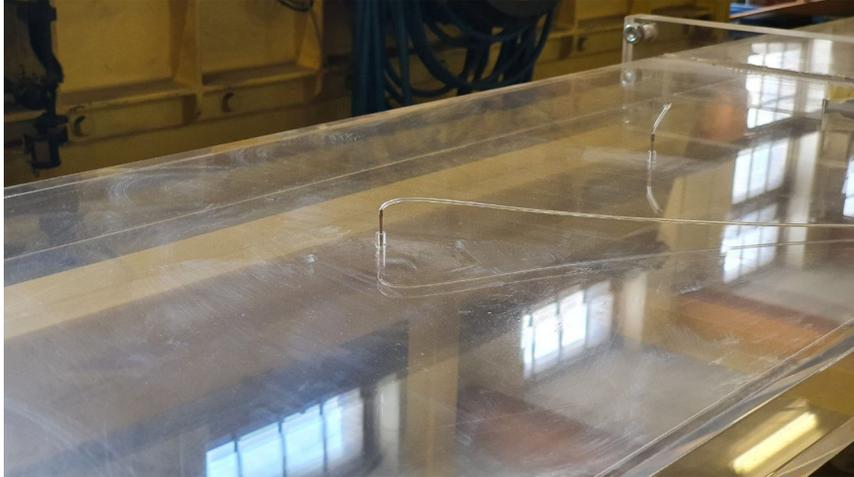


Figura 69: Dettaglio della prese di pressione

Quest'ultime insieme alle due prese del convergente risultano connesse ad un trasduttore di pressione differenziale piezoresistivo denominato DSA 70.



Figura 70: Foto del DSA

Per ogni canale si ha un convertitore analogico digitale e si ha che l'uscita è direttamente fornita in Pascal. L'acquisizione prevede un protocollo IP con una connessione ethernet al compilatore, l'acquisizione è comandata e gestita mediante un software interno al calcolatore da cui è possibile settare la pressione di offset, la frequenza di acquisizione e il numero di campioni che si vogliono rilevare. Per l'analisi condotta la frequenza di campionamento risulta fissata a 20 Hz, e ciascuna acquisizione risulta in 1000 campioni acquisiti per una durata di 50 secondi.

7.3 Attuatori al plasma e diagnostica

La configurazione impiegata per gli attuatori al plasma si differenzia da quella descritta in [1] unicamente per la scelta di alimentare con alta tensione gli elettrodi incapsulati connettendo a terra l'elettrodo esposto al flusso. La scelta di adottare questa configurazione differente rispetto a quanto riportato in letteratura permette di prevenire la formazione di archi elettrici nella zona compresa tra gli elettrodi alimentati alternativamente per generare getti propaganti in direzione opposta. Gli elettrodi sono realizzati mediante strisce di rame adesive incollabili di spessore pari a 0.35 mm, il dielettrico separante l'elettrodo di terra dai due alimentati risulta essere un foglio di polietilene tereftalato di spessore pari a 0.5 mm, come nel caso della caratterizzazione in aria in quiete. Anche l'isolamento

degli elettrodi ad alto voltaggio è stato realizzato con le stesse modalità di sezione 6.1 ossia mediante fogli di *Kapton* incollati sopra i due elettrodi. Di seguito si riporta un immagine della superficie di attuazione terminata (figura 71):



Figura 71: Superficie di attuazione impiegata

La superficie di attuazione è costruita in maniera da ospitare sei attuatori disposti in maniera simmetrica rispetto all'asse del canale e allineati lungo la direzione assiale (ricalcante la configurazione caratterizzata in sezione 6.5), gli elettrodi di terra di ciascun attuttore risultano essere larghi 5 mm mentre i due elettrodi alimentati risultano di 3 mm. La spaziatura tra gli attuatori risulta definita come in figura 54 e nel corso dell'analisi risulta fissata a $D_p = 20$ mm.

Il montaggio nel canale è stato effettuato incollando la superficie di attuazione su una delle pareti smontabili del canale mediante del nastro bioadesivo come mostrato nella figura 72

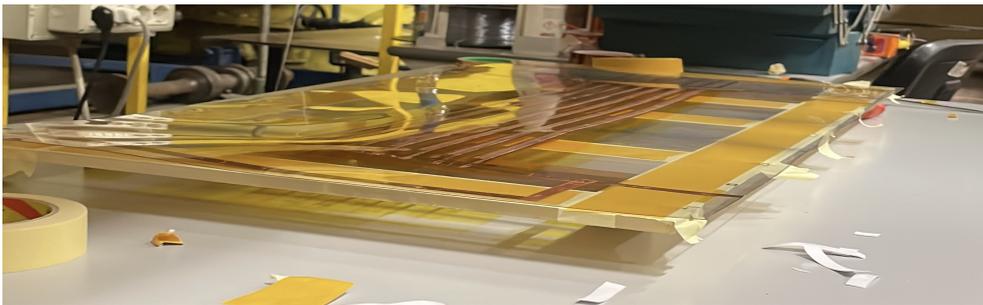


Figura 72: Montaggio della superficie di attuazione sulla parete del canale

Il foglio di polietilene incollato alla parete smontabile risulta lungo 97.2 cm e largo 44 cm. La strumentazione elettronica consiste nelle quattro power supplies e nel generatore d'onda il cui segnale viene sdoppiato e inviato a tutti e quattro gli amplificatori precedentemente descritti in sezione 6.1. I collegamenti sono effettuate mediante le stesse strisce di rame impiegate per realizzare gli elettrodi degli attuatori.

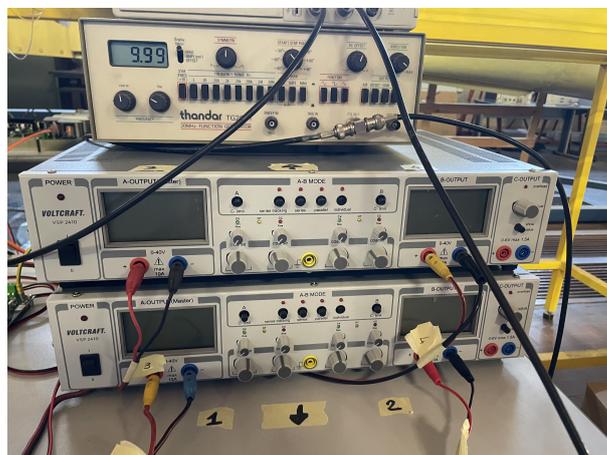


Figura 73: Power supplies e generatore di funzione impiegati nell'esperimento

Come in sezione 6.1 anche nel corso di tutti gli esperimenti sul flusso di canale attuato si è scelto di generare l'onda quadra mediante un generatore di funzione esterno, in maniera da poterne controllare la frequenza (figura 73).

Alla strumentazione elettronica si aggiunge anche un modulo *NidaqX* comandato direttamente da un calcolatore tramite il software LabView. Il compito di tale strumento è quello di generare due onde quadre sfasate di 180° a bassa frequenza rispetto al segnale portante fornito agli attuatori e di ampiezza pari a 5 V. Variando la frequenza di tali onde si è generato il profilo di attuazione desiderato. Le uscite dei due moduli risultano connesse ai terminali inibitori presenti sugli amplificatori, come in A si è sfruttata il fatto che quando il segnale risulta essere maggiore di 1.5 V si comanda lo spegnimento dell'amplificatore, viceversa quando il segnale risulta minore di tale soglia si ottiene il funzionamento del *MiniPulse* in maniera normale. Impostando quindi la frequenza dell'onda modulante, e collegando in maniera opportuna i quattro amplificatori alle varie connessioni degli attuatori, ossia realizzando i collegamenti tra gli elettrodi ad alta tensione e l'uscita degli amplificatori, è possibile controllare il flusso in maniera bidirezionale o unidirezionale, accendendo e spegnendo in alternanza attuatori agenti in direzione opposta nel piano trasversale al flusso. In figura 74 si riporta uno schema del set-up per il canale assieme allo schema del profilo di attuazione impiegato nel corso degli esperimenti:

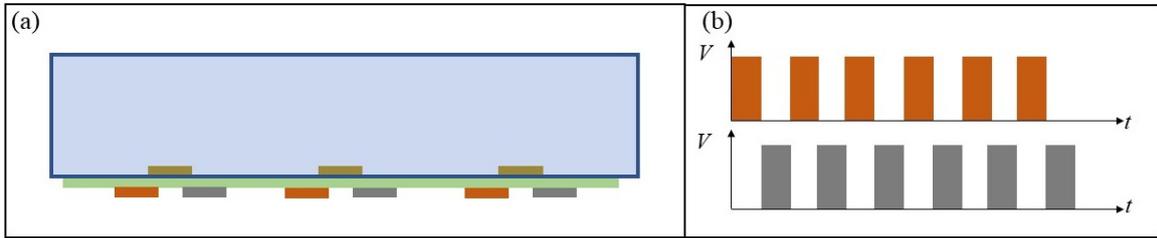


Figura 74: Schematizzazione del montaggio dell'attuatore nel canale e profilo di attuazione impiegato

L'analisi è stata condotta indagando l'efficacia dell'array di attuatori descritto in 7.3, valutando l'influenza delle variazioni della tensione picco-picco (V_{pp}) e della frequenza modulante (f_{mod}) in forma normalizzata, $T^+ = \frac{1}{t_\tau} \frac{1}{f_{mod}}$ (dove t_τ rappresenta il tempo caratteristico espresso mediante le variabili viscosi) a tre diversi numeri di Reynolds realizzati nel canale (ed espresso in forma di variabili di attrito come $Re_\tau = \frac{h}{\nu} u_\tau$, con u_τ velocità di attrito e ν viscosità cinematica), tutte le variabili di parete sono presentate in tabella 13

Re_b	Re_τ	$l_\tau [m]$	$t_\tau [s]$	$u_\tau [\frac{m}{s}]$	$\frac{\partial p}{\partial x} [\frac{Pa}{m}]$	D_p^+
$1.75 \cdot 10^4$	280	$6.25 \cdot 10^{-5}$	$2.5 \cdot 10^{-4}$	0.25	-4.20	320
$2.1 \cdot 10^4$	330	$5.3 \cdot 10^{-5}$	$1.78 \cdot 10^{-4}$	0.29	-5.85	377
$2.4 \cdot 10^4$	370	$4.7 \cdot 10^{-5}$	$1.40 \cdot 10^{-4}$	0.33	-7.44	426

Tabella 13: Variabili di parete nei casi di riferimento

La matrice dei test per quanto riguarda i tre diversi numeri di Reynolds è invece riportata in tabella 14

	6 kV _{pp}	8 kV _{pp}	10 kV _{pp}
$T^+=50$	x	x	x
$T^+=100$	x	x	x
$T^+=150$	x	x	x

Tabella 14: Test condotti sul flusso di canale turbolento

7.4 Risultati

In analogia con [4] si analizzano quindi tre diverse configurazioni di array caratterizzati da attuatori allineati spaziatati tra loro, si ha in particolare che ai 20 mm di spaziatura nel caso a $Re_\tau = 330$ corrisponde una distanza normalizzata tra gli attuatori molto simile a quella testata in [4] e pari a $Dp^+ = 378$.

7.4.1 Influenza della frequenza di modulazione e della tensione picco-picco sui livelli di riduzione di resistenza

Per ogni prova tramite il trasduttore di pressione si è ricavato l'andamento di pressione nel canale, di seguito con Δp si intende la differenza di pressioni $p - p_{amb}$ con p_{amb} pari alla pressione atmosferica pari a $p_{amb} = 98800$ Pa. Con X invece si intende la coordinata allineata alla direzione del flusso. Tale coordinata ha origine nel punto in cui il flusso risulta completamente sviluppato e da figura ?? si osserva come la prima stazione utile da cui si raccoglie il segnale di pressione risulta collocata a $X = 2.25$ m. In figura 75 si riportano a titolo esemplificativo gli andamenti di pressione ricavato alimentando l'array con una tensione di 6 kV_{pp} relativi alle tre diverse modulazioni riportate in tabella 14 per il caso a $Re_\tau = 330$

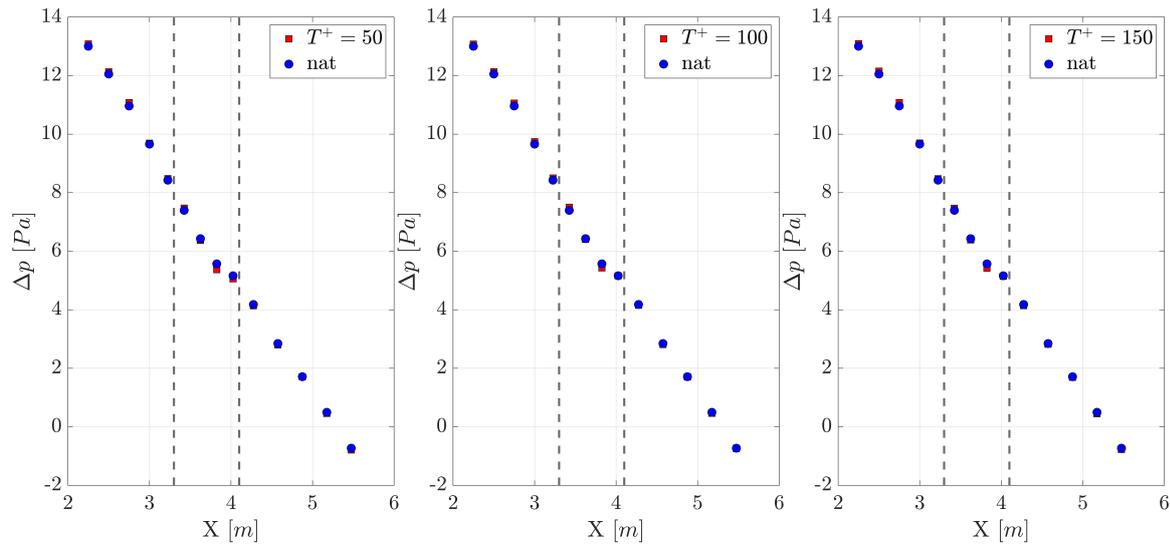


Figura 75: Andamento della pressione differenziale per i tre casi di flusso attuato a 6 kV_{pp} per un $Re_\tau = 330$: $T^+ = 50, 100$ e 150 sovrapposti al flusso di riferimento. Le linee verticali tratteggiate alle stazioni $x = 3.30$ m e $x = 3.95$ m rappresentano i limiti di monte e valle della regione attuata.

Da figura 75 gli andamenti della pressione differenziale misurata risultano molto simili tra loro in tutti e tre i casi analizzati. Si osserva inoltre un comportamento comune ai tre casi, partendo dalla stazione $X = 2.25$ m e muovendosi verso valle in direzione concorde al flusso si osserva come entrando all'interno della zona di attuazione il gradiente di pressione risulti dapprima aumentare per tornare in seguito al valore di riferimento al termine dell'estensione dell'attuatore. Tale fenomeno si pensa sia imputato al comportamento dell'attuatore che all'inizio della zona di attuazione per soddisfare la conservazione della massa tenda ad aspirare a parete fluido a più alta velocità, incrementando il gradiente di velocità a parete e lo sforzo di attrito di conseguenza. Viceversa proseguendo verso valle gli effetti benefici dell'attuazione sembrano prevalere su quelli negativi riuscendo con efficacia a diminuire (in valore assoluto) il gradiente di pressione. Nel caso attuato è possibile valutare la derivata della pressione rispetto alla direzione di alle del canale sfruttando uno schema alle differenze finite con accuratezza spaziale al quarto ordine.

Riprendendo il coefficiente di riduzione di resistenza definito come:

$$DR\% = \frac{C_{f,0} - C_f}{C_{f,0}} \cdot 100 \quad (22)$$

In cui con $C_{f,0}$ si intende il coefficiente di attrito nel caso non attuato, valutato come:

$$C_{f,0} = \frac{\tau}{\frac{1}{2}\rho u_\tau^2} \quad (23)$$

è possibile valutare tale parametro considerando il valore medio di $\frac{\partial p}{\partial x}$ ottenuto nei casi attuati da cui è possibile ricavare lo sforzo di attrito τ e di conseguenza C_f . Va notato che per come è stato definito il coefficiente di variazione della resistenza di attrito, $DR(\%)$, a valori positivi è associata una riduzione della resistenza, viceversa a valori negativi corrisponde un incremento della stessa. Dai casi rilevati è

dunque possibile costruire una mappa di $DR\%$. Per i tre casi testati a voltaggio differente ottenendo per il caso a 6 kV_{pp} , a 8 kV_{pp} e a 10 kV_{pp} le mappe sono riportate rispettivamente nella figura 76.

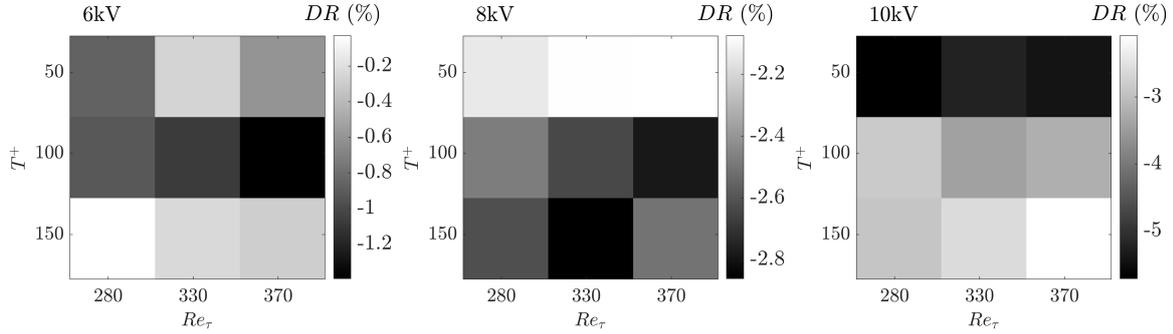


Figura 76: Mappe di $DR(\%)$ per i casi a 6 kV_{pp} , 8 kV_{pp} , 10 kV_{pp}

Si osserva come per ogni caso considerato l'attuazione si manifesta con un incremento di resistenza. Tale incremento risulta essere dipendente dal voltaggio considerato; considerando il caso a 6 kV_{pp} nonostante i valori di $DR\%$ siano sempre negativi, il massimo incremento di resistenza si attesta a $DR(\%) = -1.2\%$ mentre nel caso a 10 kV_{pp} il massimo incremento risulta attorno a $DR(\%) = -5\%$. UN'altra importante osservazione è legata alla frequenza di modulazione, T^+ , in [7] si riparla come il periodo di attuazione ideale, al fine di ottenere il massimo valore di riduzione di resistenza, nel caso di moti oscillanti della parete si avvicini al valore di $T^+ = 100$. In questo caso dalla figura 76 si osserva come in nessuno dei tre casi in corrispondenza di questo valore di T^+ si verifichi una riduzione di resistenza. In [4] al contrario si mostra come sia possibile arrivare ad una riduzione di resistenza impiegando un profilo di attuazione con $T^+ = \infty$, condizione che corrisponde ad un'attuazione unidirezionale. In questo caso si ha un comportamento diverso a seconda della condizione di voltaggio considerata, per 6 e 10 kV_{pp} la condizione risulta rispettata con il minor incremento di resistenza realizzato alla condizione di T^+ più alto. Al contrario per 8 kV_{pp} il comportamento risulta essere opposto.

Riprendendo gli andamenti riportati in figura 75 è possibile seguire un'altra strada per calcolare le mappe di $DR(\%)$. considerando che gli attuatori presentano una lunghezza finita, si può supporre che il loro effetto benefico abbia carattere locale portando solo in una ben determinata zona ad un recupero di pressione. Per tale motivo è possibile valutare il termine $DR(\%)$ calcolando il C_f mediante il minimo $\frac{\delta p}{\delta x}$ realizzato nel canale per effetto dell'attuazione. A titolo esemplificativo in tabella 15 si riporta tale valore per le prove realizzate a $Re_\tau = 330$.

	$\frac{\delta p}{\delta x} [\frac{Pa}{m}] (T^+ = 50)$	$\frac{\delta p}{\delta x} [\frac{Pa}{m}] (T^+ = 100)$	$\frac{\delta p}{\delta x} [\frac{Pa}{m}] (T^+ = 150)$	$(\frac{\delta p}{\delta x})_{nat}$
6 kV_{pp}	-2.74	-3.69	-4.68	-4.20
8 kV_{pp}	-2.66	-3.33	-4.07	-4.20
10 kV_{pp}	-1.93	-2.37	-1.99	-4.20

Tabella 15: Tabella riassuntiva del minimo valore di $\frac{\delta p}{\delta x}$

Per tutte le prove si osserva come la minima variazione di pressione risulti consistentemente più bassa (in valore assoluto) rispetto al caso senza attuazione, ad indicare l'ottenimento di riduzione di resistenza da parte dell'attuazione. In questa condizione ripetendo il procedimento per ricavare i coefficienti di attrito e valutando $DR(\%)$ si costruiscono le mappe riportate in figura 77

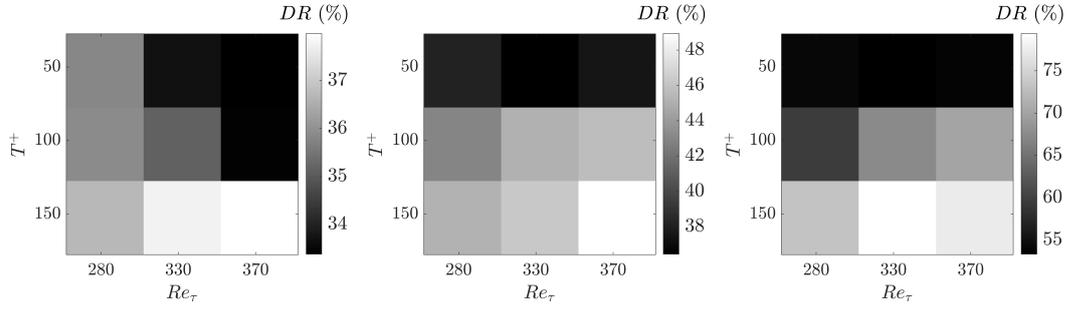


Figura 77: Mappe di $DR(\%)$ ottenute considerando il minimo $\frac{\delta p}{\delta x}$ (in valore assoluto)

In questo caso per ogni coppia di tensione picco-picco e frequenza di modulazione si raggiungono consistenti valori di $DR(\%)$, maggiori a quelli riportati in [4]. Dalle mappe si osservano tre comportamenti diversi, a $6 kV_{pp}$ il valore di $DR(\%)$ risulta meno influenzato dal valore di T^+ (variando solo di qualche punto percentuale) rispetto ai casi a tensione più alta, fissandosi ad esempio a $Re_{tau} = 330$ per il caso a $10 kV_{pp}$ variando la frequenza di modulazione tra $T^+ = 50/150$ il coefficiente di riduzione passa da 55% a circa il 78% variando di più di 20 punti percentuali. In questo caso, inoltre, si osserva un andamento consistente con quello ricavato in [4], ossia che all'aumentare del periodo del profilo di modulazione si raggiungano valori maggiori di riduzioni di resistenza.

8 Conclusione

Dai risultati ricavati in sezione 7.4 si osserva come in tutte le condizioni testate per l'array di attuatori al plasma al contrario di quanto mostrato in [4] si ottiene un incremento dei livelli di resistenza. Solo considerando una zona limitata collocata al termine della zona di attuazione si raggiungono valori consistenti di riduzione di resistenza, raggiungendo una riduzione del 75% nel caso più ottimistico. La causa di questa evoluzione spaziale lungo l'asse del canale può essere ricondotta allo svilupparsi dell'effetto di attuazione nella direzione del flusso, tale effetto in [4] non si presenta per via delle caratteristiche del set-up numerico impiegato e per via delle condizioni periodiche imposte ai bordi del dominio. Considerando il numero di variabili coinvolte nell'attuazione, ulteriori analisi potrebbero in futuro evidenziare combinazioni migliori dei parametri in gioco in grado di generare una riduzione di resistenza più marcata. Una campagna di analisi PIV condotta a differenti stazioni nella direzione del flusso potrebbe inoltre rivelarsi necessaria per andare a determinare gli aspetti evolutivi dell'attuazione evidenziando i possibili cambiamenti apportati alle strutture turbolente di parete. Alla campagna di misure PIV si può pensare di sovrapporre misure elettriche in maniera da valutare la potenza consumata dagli attuatori confrontandola con quella risparmiata per via della riduzione di resistenza maturata dall'attuazione, computando così mappe di efficienza degli stessi seguendo il processo presentato in 4.3. In conclusione si potrebbe valutare l'idea di ripetere il procedimento logico di caratterizzazione presentato in sezione 6.5 per individuare configurazioni di attuatori al plasma differenti rispetto a quelle presentate lungo tutto il documento ma altresì potenzialmente in grado di apportare una riduzione di resistenza all'interno di un flusso completamente turbolento. A questo va aggiunta la possibilità di installare ed effettuare ulteriori misurazione di pressione con configurazioni di attuatori caratterizzata dagli stessi parametri geometrici degli attuatori testati in 7 nella direzione trasversale al flusso ma con un'estensione maggiore nella direzione stessa del flusso allungando quindi la zona utile di attuazione.

A Metodologia misure in fase

In questa appendice si vuole approfondire la metodologia seguita per effettuare le misure in fase di sezione 6.4. Come già anticipato si era fatto uso di un codice *LabView* in grado di sfasare (a seconda di un ritardo imposto dall'utente) l'accensione dell'attuatore dall'inizio dell'acquisizione da parte del sistema PIV. Il codice sfrutta la possibilità di fornire ai *MiniPulse* un ulteriore segnale di inibizione. Tale segnale a seconda del voltaggio è in grado di inibire il funzionamento dell'attuatore; quando, infatti, il terminale di inibizione dei *MiniPulse* riceve in ingresso un segnale con ampiezza maggiore di 1.5 V comanda lo spegnimento dell'attuatore, viceversa se il segnale in ingresso risulta minore di tale soglia ne viene comandata l'accensione. Mediante dei moduli *NidaqX* gestiti in scrittura e lettura dal codice è stato possibile sfasare di un certo ritardo la ricezione del segnale di trigger del laser dal cambiamento di ampiezza del segnale inviato al terminale di inibizione dei *MiniPulse*. Gestendo tale ritardo in maniera da anticipare l'accensione dell'attuatore con il numero di periodi, $n_{trigger}$, del trigger fornito al laser da cui inizia l'effettivo salvataggio delle istantanee si è riusciti a collocare la prima immagine PIV acquisita ad un determinato istante temporale dall'accensione. In questa maniera il ritardo effettivo tra trigger e cambiamento di ampiezza del segnale inibitore si compone come segue:

$$\Delta t = \frac{n_{trigger}}{f_s} - \epsilon - \Delta t_{input} \quad (24)$$

Dove $n_{trigger}$ rappresenta il numero di periodi del trigger da cui il sistema inizia a salvare le immagini acquisite, f_s rappresenta la frequenza di acquisizione del sistema piv, Δt_{input} l'istante temporale dall'accensione dell'attuatore da cui si vuole iniziare ad acquisire ed infine ϵ rappresenta un ritardo macchina caratteristico del codice, quest'ultimo parametro verrà trattato in seguito.

In figura 78 si riporta l'andamento del segnale inibitore e del trigger fornito al laser nel caso in cui si voglia sincronizzare il cambiamento di ampiezza del segnale fornito ai *MiniPulse* al 50° pulso del laser. Con le due linee tratteggiate verticali si intende l'istante di ricezione del trigger fornito al laser e l'istante di passaggio dell'ampiezza dell'inibitore da 5 V a 0 V.

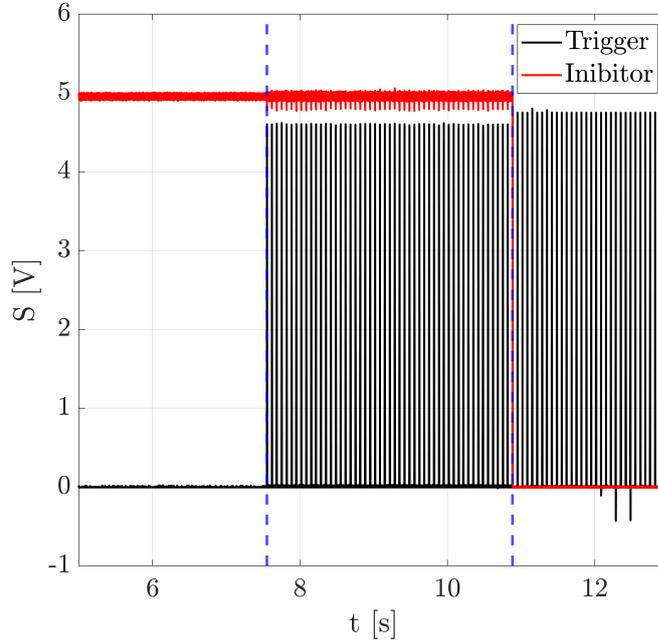


Figura 78: Cambio di ampiezza del segnale inibitore sincronizzato con il 50° periodo del laser

Nel caso di figura 78 avendo fissato $n_{trigger} = 50$ e $\Delta t_{input} = 0$ ms si ottiene (trascurando il ritardo macchina ϵ) che $\Delta t = 3,3$ s.

L'errore prima denominato ritardo macchina e denotato con ϵ risulta figlio del processo di scrittura e lettura dei moduli *NidaqX* da parte del codice. In figura 79 si riporta il ritardo medio ottenuto in dieci misurazioni diverse considerando $\Delta t_{input} = 0$ s e $n_{trigger} = 0$ senza operare sul termine ϵ in equazione 24.

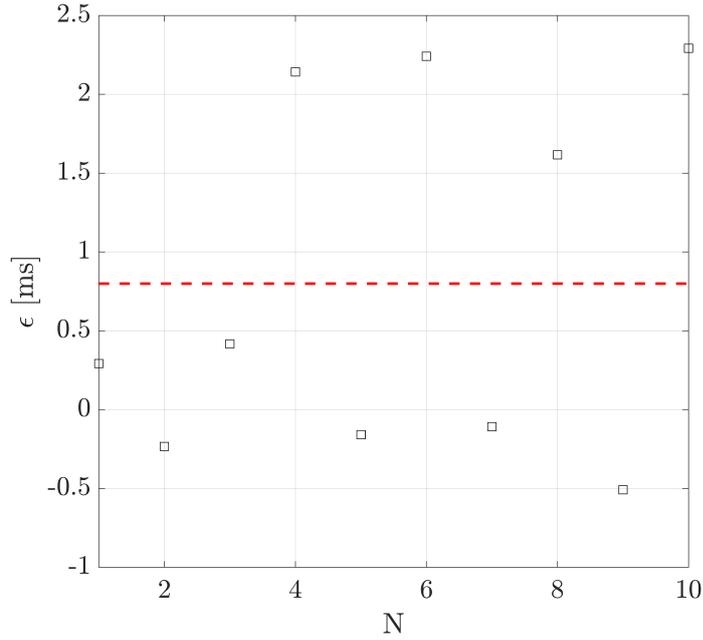


Figura 80: Andamento dell'errore temporale a $\Delta t_{input} = 0$ s, $n_{trig} = 0$ e $\epsilon = 17$ ms

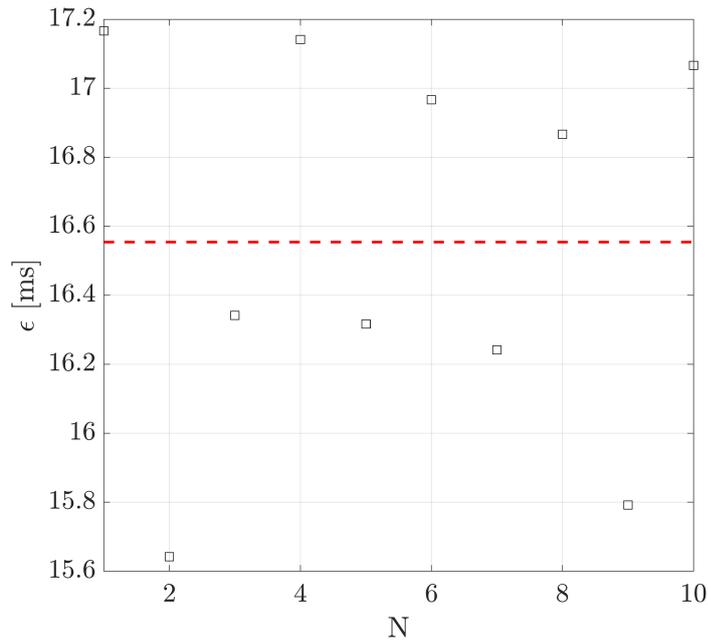


Figura 79: Andamento del ritardo ottenuto a $\Delta t_{input} = 0$ s e $n_{trig} = 0$

In figura 79 con la linea rossa tratteggiata si indica il valore medio del ritardo effettivo calcolato sulle dieci misure, sottraendo questo contributo dall'equazione 24 permette di aumentare di accuratezza temporale la misura effettuata, come mostrato infatti da 80 conteggiando il contributo di questo termine l'errore temporale si riduce da 17 ms in figura 79 a circa 0.6 ms.

B Convergenza statistica medie in fase

In sezione 6.4 per effettuare misure mediate in fase si sono acquisite 30 istantanee per ogni ritardo. In questa appendice si valuta la convergenza statistica delle misure acquisite. Per uno dei primi casi acquisiti (tensione di picco pari a 7 kV_{pp} e frequenza della portante pari a 12 kHz) si è valutata la

convergenza statistica del valor medio integrale della componente di velocità U . Indicando con \hat{U} il valore medio integrale dell' i -esima istantanea, calcolato come:

$$\hat{U}_i = \frac{\iint_{xy} U_i dx dy}{\Delta x \Delta y} \quad (25)$$

si è proceduto effettuando una media cumulata sulle trenta istantanee rilevate considerando i ritardi analizzati. In figura 81 si riporta l'andamento di tale grandezza normalizzata attraverso la seguente espressione:

$$\frac{\sum_{i=1}^N \hat{U}_i}{\hat{U}} \quad (26)$$

Dove con \hat{U} si intende il valore finale della media cumulata su 30 campioni di 25.

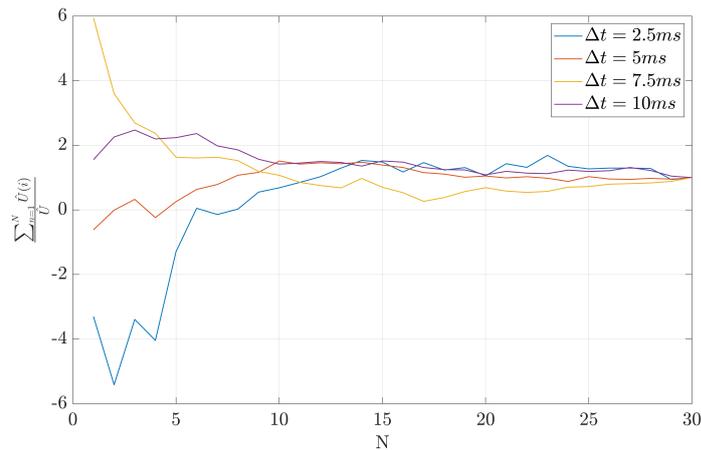


Figura 81: Media cumulata di \hat{U} effettuata sui 30 campioni

Ad eccezione delle misure effettuate a ritardo $\Delta t = 7.5$ ms si osserva come già dopo 15 campioni le curve si avvicinino al valore asintotico dell'unità. Considerando unicamente il caso in cui la convergenza risulta più lenta, si ha che valutando la variazione percentuale della media cumulata rispetto al valore finale assunto da quest'ultima considerando 25 campioni risulta minore del 4%. Per lo stesso caso precedente si è anche realizzata la distribuzione di probabilità del valore medio integrale \hat{U} (figura 82) considerando un numero di campioni, N , variabile.

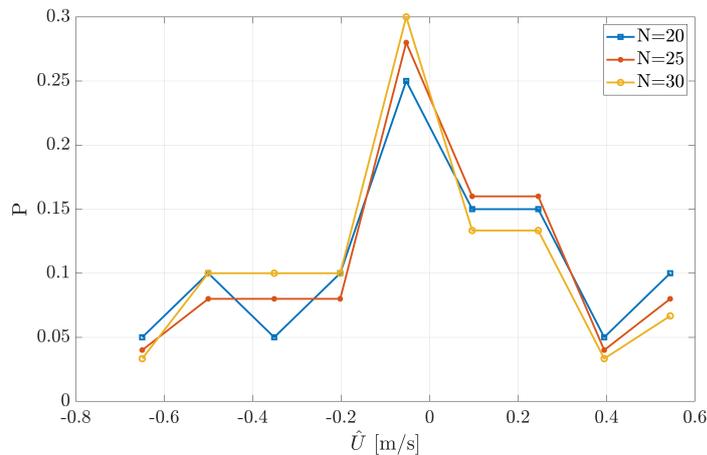


Figura 82: Distribuzione di probabilità per $N = 20, 25, 30$

All'aumentare del numero di campioni considerato si osserva contemporaneamente ad una diminuzione della varianza un aumento del picco centrato sul valore atteso ad indicare in generale un andamento di convergenza della misura. Considerando i risultati prima esposti si è deciso di procedere effettuando 30 acquisizioni per ogni altra condizione di voltaggio e frequenza.

Riferimenti bibliografici

- [1] Timothy Jukes, Kwing-So Choi, Graham Johnson, and Simon Scott. Turbulent drag reduction by surface plasma through spanwise flow oscillation. In *3rd AIAA Flow Control Conference*, page 3693, 2006.
- [2] M Kotsonis, S Ghaemi, L Veldhuis, and F Scarano. Measurement of the body force field of plasma actuators. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 44(4):045204, 2011.
- [3] Jochen Kriegseis, Bernhard Simon, and Sven Grundmann. Towards in-flight applications? a review on dielectric barrier discharge-based boundary-layer control. *Applied Mechanics Reviews*, 68(2), 2016.
- [4] O Mahfoze and S Laizet. Skin-friction drag reduction in a channel flow with streamwise-aligned plasma actuators. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 66:83–94, 2017.
- [5] Stephen B Pope and Stephen B Pope. *Turbulent flows*. Cambridge university press, 2000.
- [6] Maurizio Quadrio and Pierre Ricco. Initial response of a turbulent channel flow to spanwise oscillation of the walls. *Journal of Turbulence*, 4(1):007, 2003.
- [7] Pierre Ricco, Martin Skote, and Michael A Leschziner. A review of turbulent skin-friction drag reduction by near-wall transverse forcing. *Progress in Aerospace Sciences*, 123:100713, 2021.
- [8] Richard D Whalley and Kwing-So Choi. Turbulent boundary-layer control with plasma spanwise travelling waves. *Experiments in Fluids*, 55(8):1–16, 2014.
- [9] Haohua Zong, Zhi Su, Hua Liang, and Yun Wu. Experimental investigation and reduced-order modeling of plasma jets in a turbulent boundary layer for skin-friction drag reduction. *Physics of Fluids*, 34(8):085133, 2022.