

POLITECNICO DI MILANO  
Facoltà di Ingegneria Industriale  
Corso di Laurea in Ingegneria Aeronautica



STUDIO DELLA CORRENTE  
ALL'INTERNO DI UN CONDOTTO  
AD ASSE ELICOIDALE

Relatore: Prof. Giuseppe GIBERTINI

Tesi di Laurea Specialistica di:

Stefano ROMANÒ Matr. 750476

Anno Accademico 2011/2012



*A tutte le persone più importanti della mia vita  
perché anche se i loro nomi qui non appaiono  
resteranno per sempre incisi nel mio cuore*





Encumbered forever by desire and ambition  
There's a hunger still unsatisfied  
Our weary eyes still stray to the horizon  
Though down this road we've been so many times

---

Pink Floyd  
*High Hopes*

Ognuno deve lasciarsi qualche cosa dietro quando muore, diceva sempre mio nonno: un bimbo o un libro o un quadro o una casa o un muro eretto con le proprie mani o un paio di scarpe cucite da noi. O un giardino piantato col nostro sudore. Qualche cosa insomma che la nostra mano abbia toccato in modo che la nostra anima abbia dove andare quando moriamo, e quando la gente guarderà l'albero o il fiore che abbiamo piantato, noi saremo là. Non ha importanza quello che si fa, diceva mio nonno, purché si cambi qualche cosa da ciò che era prima in qualcos'altro che porti poi la nostra impronta. La differenza tra l'uomo che si limita a tosare un prato e un vero giardiniere sta nel tocco, diceva. Quello che sega il fieno poteva anche non esserci stato, su quel prato; ma il vero giardiniere vi resterà per tutta una vita.

---

Ray Bradbury  
*Fahrenheit 451*

La teoria è quando si sa tutto ma non funziona niente.  
La pratica è quando funziona tutto ma non si sa il perché.  
In ogni caso si riesce sempre a coniugare la teoria con la pratica:  
non funziona nulla e non si sa il perché.

---

Albert Einstein

Quando avete bene afferrato un problema, affrontatelo con risolutezza, giacché è questa la via dei cuori forti.

---

Khalil Gibran  
*La Voce del Maestro*

You fight for your life because the fighter never quits  
You make the most of the hand you're dealt  
Because the quitter never wins

---

Dropkick Murphys  
*The Warrior's Code*



# Sommario

Lo studio della corrente in un condotto ad asse elicoidale costituisce una problematica di notevole interesse a causa della scarsità di informazioni disponibili in letteratura e delle problematiche legate alla rilevazione della corrente. Per poter acquisire correttamente le tre componenti della  $Re = 16\,346$  in modo simultaneo è stata perciò utilizzata una sonda a filo caldo triplo. A causa però di alcune incertezze note sull'uso di tale strumento per la rilevazione dello spettro di turbolenza, una fase di confronto tra diverse sonde anemometriche si è resa necessaria per analizzarne il comportamento.

La sonda tripla è stata utilizzata per rilevazioni di velocità e di pressione totale in un condotto elicoidale con  $Re = 16\,346$  e  $Re = 10\,331$ . La velocità assiale e la pressione totale mostrano una distribuzione centrifuga, mentre le componenti nel piano di misura non sembrano formare le tipiche celle convettive. Gli sforzi di Reynolds assiali e trasversali sono più intensi vicino alle pareti, mentre il livello di intensità di turbolenza suggerisce la presenza di turbolenza isotropa nella corrente.

**Parole chiave:** Anemometria a filo caldo, Condotto elicoidale, Equazioni di Dean, Energia cinetica turbolenta, Comparazione delle sonde, Sforzi di Reynolds.

# Abstract

The study of the flow in a helically coiled pipe is a challenging problem, due to a lack of information in literature and some issues linked to flow features detection. In order to correctly acquire the three velocity components simultaneously, a triple hot-wire probe has been used. However, due to some well-known uncertainties of this probe in turbulent spectra detection, a comparison campaign among different hot-wire probes has been performed to analyze their respective behaviour.

The triple-wire probe has been used to measure velocity components and total pressure in a helically coiled pipe with  $Re = 16\,346$  and  $Re = 10\,331$ . The axial velocity and the total pressure show a centrifugal distribution, whereas the axis-normal components seem not to produce the typical convective cells. The axial and transverse Reynolds stresses are more intense near the inner and outer pipe walls, whilst the turbulence intensity level suggests an isotropic turbulent flow inside the pipe.

**Keywords:** Hot-wire anemometry, Helically coiled pipe, Dean equations, Turbulent Kinetic Energy, Probe comparison, Reynolds stresses.



---

# Ringraziamenti

The sun never sets  
For souls on the run  
The wild and the young

---

Quiet Riot  
*The Wild And The Young*

Si dice che un giorno Billy Joe Armstrong, il cantante e chitarrista leader dei Green Day, mentre era nella camera da letto di suo figlio scrisse una canzone destinata a diventare famosa. Quella canzone era *Boulevard Of Broken Dreams*, e le prime strofe facevano così:

I walk a lonely road  
the only one that I have ever known  
don't know where it goes  
but it's home to me and I walk alone

Anch'io in tutti questi anni ho percorso una strada, la sola strada che conoscessi. Nemmeno io so dove mi condurrà, ma è parte di me e continuerò a seguirla come ho sempre fatto. Ma, al contrario del testo della canzone, io non sono solo in questo viaggio. Molte persone mi hanno accompagnato e molte altre mi accompagneranno, e per questo desidero ringraziarle dal profondo del mio cuore.

Il ringraziamento più grande va al professor Giuseppe Gibertini, che mi ha seguito in questi due anni di tesi con impegno e serietà, trovando sempre il tempo di ascoltarmi e di consigliarmi su ogni aspetto. Nonostante a volte non abbia potuto, per vari motivi, partecipare agli incontri ufficiali, Lei ha sempre trovato un momento per un colloquio, anche solo telefonico, senza mai negarmi il Suo supporto. Grazie veramente di cuore per tutto quello che ha fatto per me.

I miei più sentiti ringraziamenti vanno anche a due persone speciali, senza le quali questa tesi non sarebbe potuta venire alla luce. La prima è Donato Grassi,

che mi ha seguito con pazienza nell'allestimento delle prove e mi ha dato una mano con i programmi in LabView, specialmente nelle fasi iniziali. È raro trovare una persona di vasta esperienza e di grande simpatia, ma credo proprio di averla trovata. Grazie infinite per avermi sostenuto con la tua passione, il tuo interesse, la tua competenza e le tue battute salaci, che hanno rallegrato al mia permanenza nel laboratorio e mi hanno spronato a lavorare sodo. E perdonami se nelle ultime fasi della comparazione delle sonde ti ho dovuto far fare il colonnello Giuliacci. . . In bocca al lupo per tutti i tuoi futuri lavori. E *semper in powder!*

La seconda persona che voglio ringraziare è Antonio Ravenna, il mio angelo silenzioso e schivo dell'officina, che ha realizzato a tempo di record il sistema di movimentazione della sonda e ha risolto al volo un problema con il flussimetro. A lui, che svolge ogni lavoro con cordiale professionalità ma rifiuta sempre ogni pubblico plauso, vanno la mia riconoscenza ed i miei migliori auguri per il futuro.

Ovviamente non posso non ringraziare anche le altre persone del laboratorio e dello staff della galleria del vento che mi hanno dato più volte il loro supporto, sia tecnico che morale. Vorrei perciò dire il mio grazie ad Alex Zanotti, Giovanni Doandri, Simone Garbaccio e Gabriele Campanardi per il loro sostegno ripetuto, nonché agli altri tesisti Diego, Davide, Nicola, Simone e Danilo, ai quali faccio anche un grandissimo in bocca al lupo per l'esposizione delle loro tesi, sicuramente più interessanti della mia. . . Grazie davvero per avere reso il mio lavoro un'esperienza indimenticabile.

I miei più sentiti grazie vanno anche ai miei migliori amici, Carlo e Giulio, che in modi diversi ma sempre con un grande calore umano mi hanno accompagnato in questi anni di università, condividendo gioie e dolori della vita universitaria e privata e sostenendoci a vicenda nel momento del bisogno. Grazie a voi ho trascorso gli anni più belli della mia vita universitaria, ricchi di sorprese e di difficoltà, ma alla fine ne siamo venuti a capo. A voi porgo i miei migliori auguri per un futuro brillante ed una vita serena. In mirino al cecchino! E ricordatevi che sono vostro padre. . .

Ringrazio anche gli altri membri del gruppo dell'aereo impossibile (Clod, Miriam, Gabri, il Dire e Davide), con i quali ho partecipato ad uno dei progetti di velivolo più fuori di testa degli ultimi anni, ma che ci ha dato grandi soddisfazioni. Grazie inoltre a tutti gli altri amici che mi hanno accompagnato in questi anni: Edoardo, Sebastiano, Stefania, Carmelo, Gianluca, Sonia, Gabriele (detto Reynolds), Simone, Davide, Andrea, Elisa, Valentina, Diana, Paolo e i gemelli Andrea e Chiara. Grazie a tutti voi per avere condiviso alti e bassi della comune vita universitaria.

Non di sola vita universitaria vive uno studente. Desidero perciò ringraziare sentitamente i miei familiari per tutto quello che hanno fatto per me, in particolare mio padre per avermi insegnato ad essere un ingegnere. Ringrazio anche Barbara, per avere trascorso con me gli ultimi due anni e mezzo e per aver reso la mia vita piena di gioia. Nel momento in cui questa tesi andrà in stampa il nostro futuro sarà quantomeno incerto, ma qualunque cosa accada desidero dirti un grazie dal

profondo del cuore per tutte le cose che hai fatto per me e con me. Anche se le nostre strade dovessero separarsi, voglio che tu sappia che non dimenticherò mai quello che abbiamo passato insieme. Semplicemente i migliori anni della mia vita. E spero anche un po' della tua. *Arigato gozaimasu, atashi no hime. Aishite imasu!*

Molta più gente merita di essere ringraziata per avermi permesso di portare a termine questi anni di studio, ma purtroppo lo spazio è limitato. Un professore del Politecnico (di cui volutamente ometto il nome) una volta disse che un uomo è un differenziale non esatto, dal momento che il valore del suo integrale dipende anche dal percorso fatto. Grazie a tutti coloro che hanno contribuito, anche se solo per un infinitesimo, a creare il mio percorso. Spero solo di aver contribuito, anche se solo per un infinitesimo di ordine superiore, a formare il vostro.





---

# Indice

<b>1</b>	<b>Introduzione</b>	<b>1</b>
1.1	Motivazioni . . . . .	1
1.2	Obiettivi e piano di presentazione . . . . .	3
<b>2</b>	<b>Il moto in condotti con curvatura</b>	<b>5</b>
2.1	Le equazioni di governo . . . . .	5
2.2	Caratteristiche della corrente . . . . .	6
2.3	I condotti elicoidali . . . . .	7
2.3.1	Definizione e caratteristiche geometriche . . . . .	7
2.3.2	Effetti della torsione sulla corrente . . . . .	8
2.3.3	Il moto in regime turbolento . . . . .	13
<b>3</b>	<b>Anemometria a filo caldo: teoria e stato dell'arte</b>	<b>15</b>
3.1	Principi teorici . . . . .	15
3.2	Modalità operative di un anemometro a filo caldo . . . . .	17
3.2.1	L'anemometro a temperatura costante (CTA) . . . . .	17
3.3	Procedure di calibrazione . . . . .	19
3.3.1	Calibrazione statica . . . . .	19
3.3.2	Calibrazione dinamica . . . . .	20
3.4	Sensibilità direzionale di una sonda a filo caldo . . . . .	22
3.4.1	Le sonde triple . . . . .	23
3.5	Tipi di sonde . . . . .	25
3.5.1	Sonde a filo caldo . . . . .	25
3.5.2	Sonde a film caldo . . . . .	26
3.6	Problematiche dell'anemometria a filo caldo . . . . .	27
<b>4</b>	<b>Caratteristiche dell'apparato sperimentale</b>	<b>31</b>
4.1	Attrezzatura per la comparazione delle sonde . . . . .	31
4.1.1	Galleria Agusta . . . . .	31
4.1.2	Anemometro a filo caldo . . . . .	33
4.1.3	Sonde a filo e a film caldo . . . . .	36

4.1.4	Scheda di acquisizione . . . . .	38
4.1.5	Filtro anti-aliasing . . . . .	39
4.1.6	Trasduttori . . . . .	39
4.2	Attrezzatura per le rilevazioni nel condotto . . . . .	40
4.2.1	Condotto elicoidale . . . . .	40
4.2.2	Sistema di movimentazione . . . . .	43
4.2.3	Sistema di ventilazione . . . . .	45
4.2.4	Sistema di misurazione della portata . . . . .	47
4.2.5	Sonda di pressione totale . . . . .	48
<b>5</b>	<b>Procedure sperimentali</b>	<b>49</b>
5.1	Software utilizzati . . . . .	49
5.2	Comparazione delle sonde . . . . .	50
5.2.1	Definizione dei parametri di utilizzo . . . . .	50
5.2.2	Test dell'onda quadra . . . . .	50
5.2.3	Determinazione del guadagno e dell'offset ottimali . . . . .	50
5.2.4	Calibrazione statica . . . . .	51
5.2.5	Acquisizione delle velocità . . . . .	51
5.2.6	Analisi dello spettro della turbolenza . . . . .	52
5.3	Rilevazioni nel condotto . . . . .	53
<b>6</b>	<b>Comparazione delle sonde a filo e a film caldo</b>	<b>55</b>
6.1	Riepilogo delle prove svolte . . . . .	55
6.2	Analisi parametrica di sensibilità ai parametri dinamici . . . . .	57
6.2.1	Sonda a filo singolo (Wire 1D) . . . . .	57
6.2.2	Sonda a film singolo (Fiber 1D) . . . . .	59
6.2.3	Sonda a film triplo (Fiber 3D) . . . . .	61
6.3	Confronto degli spettri medi forniti dalle sonde . . . . .	63
6.4	Riepilogo . . . . .	67
<b>7</b>	<b>Rilevazioni di velocità e pressione totale nel condotto</b>	<b>69</b>
7.1	Riepilogo delle prove svolte . . . . .	69
7.2	Profilo di velocità assiale . . . . .	70
7.3	Moto secondario . . . . .	75
7.4	Sforzi di Reynolds ed energia cinetica turbolenta . . . . .	78
7.5	Intensità di turbolenza . . . . .	86
7.6	Analisi degli spettri di turbolenza . . . . .	90
7.7	Pressione totale . . . . .	94
7.8	Riepilogo . . . . .	96
<b>8</b>	<b>Conclusioni e sviluppi futuri</b>	<b>97</b>
8.1	Conclusioni . . . . .	97
8.1.1	Comparazione delle sonde . . . . .	97
8.1.2	Rilevazioni nel condotto . . . . .	98
8.2	Sviluppi futuri . . . . .	99

---

# Elenco delle figure

1.1	Esempio di sonde a filo e a film caldo singolo . . . . .	2
2.1	Sistema di coordinate cilindriche utilizzate per la descrizione del flusso	5
2.2	Visualizzazione e simulazione numerica delle linee di corrente del flusso secondario in un condotto curvo a sezione rettangolare con $De = 40.1$ [11]	7
2.3	Grandezze caratteristiche di un condotto a spirale [7] . . . . .	8
2.4	Variazione della struttura del moto secondario all'aumentare della torsione del condotto [10] . . . . .	9
2.5	Isolinee della velocità assiale in un condotto elicoidale con $Re = 1000$ e $\kappa = 0.01$ [7] . . . . .	10
2.6	Isolinee della distribuzione di pressione in un condotto elicoidale con $Re = 1000$ e $\kappa = 0.01$ [7] . . . . .	11
2.7	Grafico vettoriale del moto secondario in un condotto elicoidale con $Re = 1000$ e $\kappa = 0.01$ [7] . . . . .	12
2.8	Grafico vettoriale del campo di moto secondario rilevato in un condotto a spirale mediante sonda a filo caldo a X [4] . . . . .	14
2.9	Isolinee della velocità assiale rilevata in un condotto a spirale mediante sonda a filo caldo a X [4] . . . . .	14
3.1	Schema del bilancio termico per un tratto infinitesimo di filamento [13]	16
3.2	Soluzione analitica adimensionale della distribuzione di temperatura per un filo caldo al variare del rapporto tra lunghezza e diametro [19] . . .	16
3.3	Schema tipico di un anemometro a temperatura costante . . . . .	18
3.4	Esempio di calibrazione mediante la legge di King . . . . .	20
3.5	Risposta ottimale di una sonda a filo caldo al test dell'onda quadra [21]	21
3.6	Sistema di riferimento locale di una sonda a filo caldo singolo . . . . .	22
3.7	Sistemi di riferimento solidali alla sonda (in nero) e al filamento (in bianco) . . . . .	24
3.8	Configurazione geometrica della sonda tripla utilizzata . . . . .	25
3.9	Esempio di sonda a filo caldo . . . . .	26

---

3.10	Sezione di un filamento composito di una sonda a film caldo . . . . .	27
3.11	Rumore ad alta frequenza nello spettro del segnale di un anemometro a filo caldo in corrente libera [20] . . . . .	28
3.12	Rumore ad alta frequenza nello spettro del segnale di un anemometro a filo caldo in aria calma [20] . . . . .	29
4.1	Vista laterale della Galleria Agusta . . . . .	32
4.2	Particolare del castelletto di supporto delle sonde . . . . .	33
4.3	Vista frontale dell'anemometro Dantec StreamLine (in basso) e del filtro anti-aliasing Alligator (in alto) . . . . .	34
4.4	Schema funzionale dell'anemometro StreamLine . . . . .	35
4.5	Unità di taratura esterna . . . . .	35
4.6	Caratteristiche geometriche delle sonde a filo e a film utilizzate [14] . . . . .	37
4.7	Caratteristiche geometriche della sonda tripla utilizzata [14] . . . . .	37
4.8	Particolare della sonda a film triplo . . . . .	38
4.9	Condotto elicoidale realizzato presso il Laboratorio di Aerodinamica . . . . .	41
4.10	Vista laterale e superiore dello schema di posizionamento della sonda . . . . .	44
4.11	Particolare dei motori passo-passo Owis . . . . .	44
4.12	Ventilatore centrifugo utilizzato . . . . .	46
4.13	Sistema completo di ventilazione, formato da ventilatore e convergente . . . . .	46
4.14	Flussimetro utilizzato . . . . .	47
4.15	Sonda di pressione totale . . . . .	48
5.1	Esempio di interfaccia utente in ambiente LabView . . . . .	49
6.1	Wire 1D – Confronto delle variazioni del guadagno . . . . .	57
6.2	Wire 1D – Confronto delle variazioni dello smorzamento . . . . .	58
6.3	Wire 1D – Confronto delle variazioni del rapporto di surriscaldamento . . . . .	58
6.4	Fiber 1D – Confronto delle variazioni del guadagno . . . . .	59
6.5	Fiber 1D – Confronto delle variazioni dello smorzamento . . . . .	60
6.6	Fiber 1D – Confronto delle variazioni del rapporto di surriscaldamento . . . . .	60
6.7	Fiber 3D – Confronto delle variazioni del guadagno . . . . .	61
6.8	Fiber 3D – Confronto delle variazioni dello smorzamento . . . . .	62
6.9	Fiber 3D – Confronto delle variazioni del rapporto di surriscaldamento . . . . .	62
6.10	Confronto degli spettri forniti da tutte le sonde . . . . .	63
6.11	Errori logaritmici delle sonde Fiber 1D e Fiber 3D . . . . .	64
6.12	Diagramma di Bode della sonda Fiber 3D . . . . .	65
6.13	Confronto tra il diagramma di Bode della sonda Fiber 3D ed il filtro passa-basso analitico . . . . .	67
7.1	Sistema di riferimento utilizzato per le rilevazioni nel condotto . . . . .	70
7.2	$Re = 16\,346$ – Velocità assiale adimensionale . . . . .	71
7.3	$Re = 10\,331$ – Velocità assiale adimensionale . . . . .	71

7.4	$Re = 16\,346$ – Confronto tra il profilo di velocità assiale nel condotto lungo l'asse orizzontale ed una distribuzione tipica per un condotto rettilineo in regime turbolento . . . . .	72
7.5	$Re = 10\,331$ – Confronto tra il profilo di velocità assiale nel condotto lungo l'asse orizzontale ed una distribuzione tipica per un condotto rettilineo in regime turbolento . . . . .	72
7.6	$Re = 16\,346$ – Confronto tra il profilo di velocità assiale nel condotto lungo l'asse verticale ed una distribuzione tipica per un condotto rettilineo in regime turbolento . . . . .	73
7.7	$Re = 10\,331$ – Confronto tra il profilo di velocità assiale nel condotto lungo l'asse verticale ed una distribuzione tipica per un condotto rettilineo in regime turbolento . . . . .	73
7.8	$Re = 16\,346$ – Profilo di velocità assiale rilevato nel condotto elicoidale	74
7.9	$Re = 10\,331$ – Profilo di velocità assiale rilevato nel condotto elicoidale	74
7.10	$Re = 16\,346$ – Campo di moto secondario . . . . .	76
7.11	$Re = 10\,331$ – Campo di moto secondario . . . . .	76
7.12	$Re = 16\,346$ – Andamento della vorticità nel campo di moto secondario	77
7.13	$Re = 10\,331$ – Andamento della vorticità nel campo di moto secondario	77
7.14	$Re = 16\,346$ – Sforzi di Reynolds: componente $\overline{u'u'}$ . . . . .	79
7.15	$Re = 10\,331$ – Sforzi di Reynolds: componente $\overline{u'u'}$ . . . . .	79
7.16	$Re = 16\,346$ – Sforzi di Reynolds: componente $\overline{v'v'}$ . . . . .	80
7.17	$Re = 10\,331$ – Sforzi di Reynolds: componente $\overline{v'v'}$ . . . . .	80
7.18	$Re = 16\,346$ – Sforzi di Reynolds: componente $\overline{w'w'}$ . . . . .	81
7.19	$Re = 10\,331$ – Sforzi di Reynolds: componente $\overline{w'w'}$ . . . . .	81
7.20	$Re = 16\,346$ – Sforzi di Reynolds: componente $\overline{u'v'}$ . . . . .	82
7.21	$Re = 10\,331$ – Sforzi di Reynolds: componente $\overline{u'v'}$ . . . . .	82
7.22	$Re = 16\,346$ – Sforzi di Reynolds: componente $\overline{v'w'}$ . . . . .	83
7.23	$Re = 10\,331$ – Sforzi di Reynolds: componente $\overline{v'w'}$ . . . . .	83
7.24	$Re = 16\,346$ – Sforzi di Reynolds: componente $\overline{u'w'}$ . . . . .	84
7.25	$Re = 10\,331$ – Sforzi di Reynolds: componente $\overline{u'w'}$ . . . . .	84
7.26	$Re = 16\,346$ – Energia cinetica turbolenta . . . . .	85
7.27	$Re = 10\,331$ – Energia cinetica turbolenta . . . . .	85
7.28	$Re = 16\,346$ – Intensità di turbolenza della componente $u$ . . . . .	87
7.29	$Re = 10\,331$ – Intensità di turbolenza della componente $u$ . . . . .	87
7.30	$Re = 16\,346$ – Intensità di turbolenza della componente $v$ . . . . .	88
7.31	$Re = 10\,331$ – Intensità di turbolenza della componente $v$ . . . . .	88
7.32	$Re = 16\,346$ – Intensità di turbolenza della componente $w$ . . . . .	89
7.33	$Re = 10\,331$ – Intensità di turbolenza della componente $w$ . . . . .	89
7.34	$Re = 16\,346$ – Spettro di turbolenza nella parte interna del condotto .	91
7.35	$Re = 10\,331$ – Spettro di turbolenza nella parte interna del condotto .	91
7.36	$Re = 16\,346$ – Spettro di turbolenza in centro vena . . . . .	92
7.37	$Re = 10\,331$ – Spettro di turbolenza in centro vena . . . . .	92
7.38	$Re = 16\,346$ – Spettro di turbolenza nella parte esterna del condotto .	93
7.39	$Re = 10\,331$ – Spettro di turbolenza nella parte esterna del condotto .	93

ELENCO DELLE FIGURE

---

7.40 $Re = 16\,346$ – Andamento della pressione totale nella sezione . . . . .	95
7.41 $Re = 10\,331$ – Andamento della pressione totale nella sezione . . . . .	95

---

## Elenco delle tabelle

4.1	Caratteristiche tecniche della Galleria Agusta . . . . .	32
4.2	Caratteristiche dei filamenti delle sode a filo e a film caldo [14] . . . . .	37
4.3	Caratteristiche tecniche della scheda di acquisizione <i>PXI-6123</i> . . . . .	39
4.4	Caratteristiche tecniche del filtro <i>Alligator</i> . . . . .	39
4.5	Caratteristiche tecniche del trasduttore di pressione <i>Druck RPT 410</i> . . . . .	40
4.6	Caratteristiche tecniche del trasduttore di pressione <i>Druck LPM 9481</i> . . . . .	40
4.7	Caratteristiche tecniche del trasduttore di umidità <i>Rense</i> . . . . .	40
4.8	Caratteristiche tecniche del trasduttore di temperatura <i>Pt100</i> . . . . .	40
4.9	Caratteristiche geometriche del condotto elicoidale . . . . .	42
4.10	Caratteristiche geometriche del flussimetro utilizzato . . . . .	47
4.11	Caratteristiche tecniche del trasduttore di pressione <i>Druck LPM 9481</i> . . . . .	48
6.1	Riepilogo dei parametri di acquisizione e di analisi . . . . .	56
6.2	Riepilogo delle prove svolte . . . . .	56
7.1	Riepilogo delle prove svolte . . . . .	69
7.2	Riepilogo dei parametri di acquisizione . . . . .	69
B.1	Riepilogo degli errori sperimentali . . . . .	109





---

# Elenco degli acronimi e dei simboli

## Acronimi

CCA	Anemometro a corrente costante (Constant-current Anemometer)
CTA	Anemometro a temperatura costante (Constant-temperature Anemometer)
CVA	Anemometro a tensione costante (Constant-voltage Anemometer)
DNS	Simulazione numerica diretta (Direct Numerical Simulation)
FFT	Trasformata veloce di Fourier (Fast Fourier Transform)
HWA	Anemometro a filo caldo (Hot Wire Anemometer)
OHR	Rapporto di surriscaldamento (Overheat Ratio)
PIV	Velocimetria ad immagini di particelle (Particle Image Velocimetry)

## Grandezze scalari

$\alpha$	Angolo di imbardata nel sistema di riferimento della sonda	[°]
$\beta$	Angolo di beccheggio nel sistema di riferimento della sonda	[°]
$\Delta h_{\text{coil}}$	Altezza del condotto elicoidale	[m]
$\Delta P$	Perdite di carico	[Pa]
$\delta$	Rapporto di curvatura	
$\delta_\nu$	Lunghezza viscosa	[m]
$\kappa$	Curvatura del condotto	[1/m]
$\lambda$	Rapporto torsione/curvatura	
$\mu$	Viscosità dinamica	[kg/(m s)]
$\omega$	Frequenza propria di un sistema dinamico del secondo ordine	
$\phi$	Coordinata angolare di avanzamento della spira	
$\rho$	Densità dell'aria o del fluido di lavoro	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_w$	Densità del filamento	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\sigma$	Costante di Stefan-Boltzmann	[W/(m <sup>2</sup> K <sup>4</sup> )]
$\tau$	Torsione del condotto	[1/m]

ELENCO DEGLI ACRONIMI E DEI SIMBOLI

---

$\tau_w$	Costante di tempo del filamento	[s]
$\theta_p$	Angolo di pitch	[°]
$\varepsilon^+$	Rugosità superficiale adimensionale espressa in unità di parete	
$\varepsilon$	Emissività del filamento	
$\xi$	Smorzamento di un sistema dinamico del secondo ordine	
$a$	Overheat Ratio	
$A_w$	Sezione trasversale del filamento	[mm <sup>2</sup> ]
$c_w$	Capacità termica specifica del filamento	[J/(kg K)]
$D$	Diametro del condotto	[m]
$d$	Ampiezza delle rugosità di parete	[m]
$D_w$	Diametro del filamento	[mm]
$De$	Numero di Dean	
$e_{acq}$	Errore relativo di acquisizione	
$e_{cal}$	Errore relativo di calibrazione	
$E_k$	Energia cinetica turbolenta	[m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]
$e_{log}$	Errore logaritmico relativo	
$e_{pitch}$	Errore relativo sull'angolo di beccheggio	
$e_{roll}$	Errore relativo sull'angolo di rollio	
$e_{tot}$	Errore relativo complessivo	
$e_T$	Errore relativo per variazioni di temperatura	
$e_{yaw}$	Errore relativo sull'angolo di imbardata	
$f$	Frequenza	[Hz]
$f_c$	Frequenza di taglio dell'anemometro	[Hz]
$f_{DW}$	Coefficiente di Darcy–Weisbach per le perdite distribuite	
$f_{turb}$	Frequenza caratteristica della turbolenza	[Hz]
$g$	Costante gravitazionale	[m/s <sup>2</sup> ]
$G_{dB}$	Modulo del segnale nel diagramma di Bode	[dB]
$Gn$	Numero di Germano	
$h$	Parametro della velocità binormale nella legge di Jørgensen	
$h_{conv}$	Coefficiente di scambio termico convettivo	[W/(m <sup>2</sup> K)]
$i_{tu}$	Intensità di turbolenza	
$I_w$	Corrente passante nel filamento	[A]
$K$	Coefficiente di Darcy–Weisbach per le perdite concentrate	
$k$	Parametro della velocità tangenziale nella legge di Jørgensen	
$K_0$	Guadagno statico di un sistema dinamico del secondo ordine	
$K_w$	Conduttività del filamento	[W/(m K)]
$l$	Lunghezza del condotto	[m]
$L_{cable}$	Induttanza del cavo e del supporto della sonda	[mH]
$l_{turb}$	Scala caratteristica della turbolenza	[m]
$L_{var}$	Induttanza variabile per la compensazione del cavo	[mH]
$P$	Pressione	[Pa]

$p$	Passo del condotto elicoidale	[m]
$R_0$	Resistenza di riferimento	[ $\Omega$ ]
$R_{\text{bridge}}$	Resistenza del ponte di Wheatstone, lato resistenza variabile	[ $\Omega$ ]
$R_{\text{cable}}$	Resistenza del cavo e del supporto della sonda	[ $\Omega$ ]
$r_c$	Raggio di curvatura del condotto	[m]
$R_{\text{OHR}}$	Resistenza variabile per regolare l'Overheat Ratio	[ $\Omega$ ]
$R_{\text{top}}$	Resistenza del ponte di Wheatstone, lato sonda	[ $\Omega$ ]
$R_w$	Resistenza del filamento	[ $\Omega$ ]
$Re$	Numero di Reynolds	
$Re_{\text{cr,h}}$	Numero di Reynolds critico per un condotto elicoidale	
$T_0$	Temperatura di riferimento	[K]
$T_f$	Temperatura del fluido	[K]
$T_{\text{surf}}$	Temperatura delle pareti del condotto	[K]
$T_w$	Temperatura del filamento	[K]
$U$	Velocità assiale della corrente	[m/s]
$u', v', w'$	Fluttuazioni della velocità rispetto al valore medio	[m/s]
$u_\tau$	Velocità di attrito	[m/s]
$U_b$	Velocità media sulla sezione	[m/s]
$U_{\text{eff}}$	Velocità efficace di raffreddamento	[m/s]
$V_{\text{bridge}}$	Tensione ai capi del ponte di Wheatstone	[V]
$V_{\text{offset}}$	Tensione di offset dell'amplificatore operazionale	[V]
$V_w$	Tensione ai capi del filamento	[V]
<b>Grandezze vettoriali e tensoriali</b>		
$S_{\text{Re}}$	Tensore degli sforzi di Reynolds	
$\mathcal{R}$	Matrice di rotazione tra assi supporto ed assi filamento	
$e_r, e_\phi, e_z$	Versori del sistema di riferimento del condotto curvo in coordinate cilindriche	
$n_t, n_n, n_b$	Versori del sistema di riferimento locale del filamento	
$n_x, n_y, n_z$	Versori del sistema di riferimento solidale col supporto della sonda	
$t_1, t_2, t_3$	Assi dei filamenti in una sonda tripla	
$U_{\text{probe}}$	Vettore velocità espresso nel sistema di riferimento del supporto	
$U_w$	Vettore velocità espresso nel sistema di riferimento del filamento	
$x, y, z$	Versori del sistema di riferimento utilizzato per le rilevazioni nel condotto	
$u, v, w$	Componenti di velocità nel sistema di riferimento utilizzato per le rilevazioni nel condotto	
$U_1, U_2, U_3$	Componenti della velocità nel sistema di riferimento formato dagli assi dei filamenti	
$U_n, U_t, U_b$	Componenti della velocità della corrente nel sistema di riferimento locale del filamento	
$U_x, U_y, U_z$	Componenti della velocità della corrente nel sistema di riferimento solidale col supporto della sonda	



---

# Introduzione

## 1.1 Motivazioni

Lo studio della corrente in condotti con curvatura ricopre oggi un ruolo di notevole importanza sia nel settore industriale, per via della diffusione di questo tipo di flusso in gran parte dei processi produttivi, che dal punto di vista scientifico, a causa della scarsità di informazioni disponibili in letteratura.

Lo studio del moto in un condotto toroidale è stato affrontato analiticamente per la prima volta da Dean nel 1927, ottenendo le omonime equazioni [9], e successivamente ampliato da Germano nel 1989 con un'estensione per i condotti reali con torsione finita [3]. Negli anni a seguire numerosi esperimenti sono stati svolti per verificare la validità della soluzione analitica: ciò ha portato ad una notevole comprensione del fenomeno in regime laminare [7, 12], mentre la conoscenza del comportamento e delle caratteristiche della corrente in regime turbolento è ancora lacunosa e ricca di interrogativi.

Le difficoltà nello studio di tale corrente in regime turbolento possono essere così riassunte:

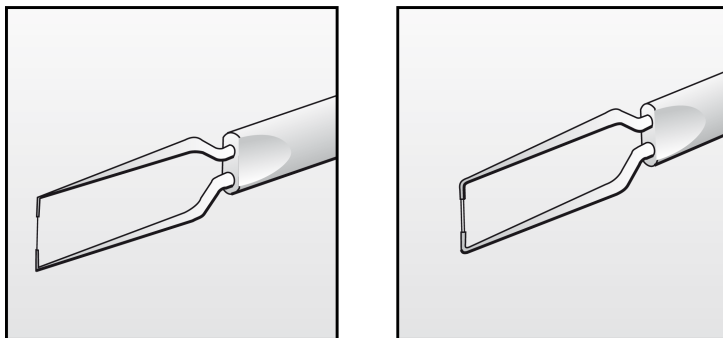
- Mentre in regime laminare si ha una sola soluzione stabile, una volta avvenuta la transizione esistono diverse soluzioni possibili per tale corrente, molte delle quali instabili. La corrente ha infatti una forte dipendenza dal numero di Dean ( $De$ ), per cui piccole variazioni di tale parametro possono provocare un cambiamento drastico delle caratteristiche del campo di moto [11].
- Se si affronta il problema da un punto di vista numerico, la corretta riproduzione delle scale turbolente è legata alla discretizzazione del dominio di calcolo: questo pone un limite al valore massimo di  $Re$  della simulazione, rendendo proibitiva l'analisi computazionale di correnti con alti livelli di turbolenza [5].
- Se si affronta il problema da un punto di vista sperimentale è necessario utilizzare uno strumento con un'elevata risposta in frequenza per rilevare le scale turbolente più piccole. L'apparato sperimentale deve inoltre essere

progettato in modo tale da ridurre al minimo l'intrusività con la corrente per evitare la distruzione delle strutture turbolente.

Una possibile soluzione in un approccio sperimentale consiste nell'utilizzo di un *anemometro a filo caldo (HWA)* per l'analisi della corrente. Tale strumento, che utilizza come elemento sensibile un sottile filamento conduttore attraversato da una corrente nota, permette di rilevare la velocità della corrente in cui è immerso mediante un bilancio termico tra il calore prodotto per effetto Joule ed il calore ceduto al fluido per convezione forzata. Date le esigue dimensioni dell'elemento sensibile, i transitori termici sono estremamente ridotti, consentendo di ottenere una risposta in frequenza dell'ordine dei kHz. La versione più recente e diffusa di tale strumento è l'*anemometro a temperatura costante (CTA)*, in cui la resistenza del filo è mantenuta costante mediante un circuito di retroazione. Operando in tale modo i transitori termici vengono praticamente azzerati, consentendo di aumentare la banda passante dello strumento fino ad un valore teorico attorno ai 250 kHz [16].

Nonostante gli indubbi pregi, l'anemometro a filo caldo tradizionale è però caratterizzato da alcuni difetti. Il filamento sensibile, essendo molto sottile, non sempre possiede la resistenza meccanica adeguata per garantire una durata accettabile della sonda nell'ambiente di prova in caso di acquisizioni prolungate. Tale comportamento è particolarmente penalizzante nei casi si utilizzi una sonda tripla, la cui durata temporale è risultata essere più volte in passato irrisoria e tale da non permettere la conduzione di una prova completa. Per sopperire a questo difetto sono state prodotte sonde a *film caldo*, in cui l'elemento sensibile è costituito da un filamento di quarzo ricoperto da uno strato di materiale conduttore, a sua volta protetto da un secondo strato di quarzo. Tale sonda possiede una resistenza meccanica molto superiore alla precedente e può essere utilizzata senza particolari accorgimenti in correnti inquinate da pulviscolo o in fluidi conduttori come l'acqua.

Purtroppo anche l'utilizzo di queste sonde non è privo di controindicazioni. Dato che il diametro dell'elemento sensibile è di un ordine di grandezza superiore a quello del filo caldo tradizionale, le risposte in frequenza che si ottengono ponendo le sonde nella stessa corrente sono molto diverse tra loro. Questo comportamento, i



**Figura 1.1.** Esempio di sonde a filo (a sinistra) e a film caldo singolo (a destra)

cui effetti sono noti in ambito accademico ma le cui cause non sono state comprese pienamente, genera delle incertezze inaccettabili nel caso si volesse utilizzare le sonde a film per le rilevazioni di turbolenza, relegando tali strumenti alle semplici misure di velocità, dove invece producono ottimi risultati.

## 1.2 Obiettivi e piano di presentazione

Oggetto di questo lavoro di tesi è la rilevazione del profilo di velocità medio e del livello di turbolenza in un condotto a spirale realizzato presso il Politecnico di Milano nel Laboratorio di Aerodinamica. Per la rilevazione verrà utilizzata una sonda tripla a film caldo, che verrà inserita nella parte terminale del condotto facendo attenzione a schermare in maniera opportuna la sezione d'uscita per ridurre al minimo gli effetti di estremità.

Essendo a conoscenza delle difficoltà precedentemente citate per quanto concerne l'utilizzo delle sonde a film nello studio della turbolenza, tali rilevazioni sono accompagnate da una campagna estensiva di test per confrontare il comportamento delle sonde a filo e a film in diverse condizioni operative e con diverse regolazioni dei parametri di controllo dello strumento.

Questo lavoro di ricerca si articola pertanto nei seguenti capitoli:

**Capitolo 2** Viene presentata la teoria e le caratteristiche salienti delle correnti in condotti con curvatura e torsione; viene inoltre riportato lo stato dell'arte delle simulazioni numeriche e delle rilevazioni sperimentali.

**Capitolo 3** Viene spiegata la tecnica dell'anemometria a filo caldo con sonde a filamento singolo e multiplo, con alcune indicazioni sulle possibili problematiche e criticità di tale strumento.

**Capitolo 4** Sono descritte le linee sperimentali utilizzate per le due fasi del lavoro di ricerca.

**Capitolo 5** Vengono spiegate le procedure utilizzate per la raccolta e la successiva elaborazione dei dati.

**Capitolo 6** Vengono presentati i risultati relativi alla comparazione delle sonde a filo e film caldo.

**Capitolo 7** Vengono presentati i risultati relativi alle rilevazioni di velocità e pressione totale all'interno del condotto.

**Capitolo 8** Sono riportate le conclusioni ed alcuni possibili sviluppi futuri.

Nell'appendice A sono inoltre riportati i disegni tecnici di un supporto appositamente realizzato per le rilevazioni nel condotto, mentre l'appendice B riporta l'analisi degli errori sperimentali.





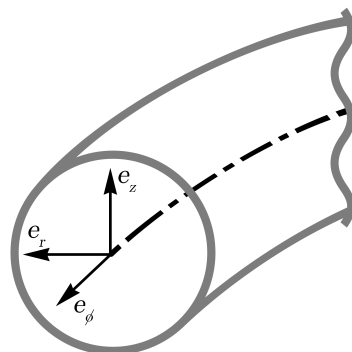
## Il moto in condotti con curvatura

In questo capitolo vengono presentate le equazioni di governo per flussi in condotti con curvatura e le caratteristiche di tale moto.

### 2.1 Le equazioni di governo

Si consideri un condotto a sezione circolare di diametro interno pari a  $D$  ed avente raggio di curvatura  $R_c$ . Se il raggio di curvatura è molto maggiore rispetto al diametro del condotto è possibile modellare tale regione di spazio come una porzione di toro. Le componenti della velocità possono perciò essere espresse in coordinate cilindriche, come indicato nella figura 2.1. Definiamo quindi la seguente terna di riferimento, solidale con la sezione considerata:

- $e_r$  il versore orientato come il raggio di curvatura;
- $e_\phi$  il versore orientato nella direzione dell'asse del condotto;
- $e_z$  il versore ottenuto dal prodotto vettore dei precedenti ed orientato a formare una terna destra.



**Figura 2.1.** Sistema di coordinate cilindriche utilizzate per la descrizione del flusso

Le equazioni di Navier-Stokes scritte in questo sistema di coordinate assumono la seguente forma [9]:

$$\begin{aligned}
 \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(ru_r) + \frac{\partial u_z}{\partial z} &= 0 \\
 \rho \left( \frac{Du_r}{Dt} - \frac{u_\phi^2}{r} \right) &= -\frac{\partial P}{\partial r} + \mu \left( \nabla^2 u_r - \frac{u_r}{r^2} \right) \\
 \rho \left( \frac{Du_\phi}{Dt} + \frac{u_\phi u_r}{r} \right) &= -\frac{1}{r} \frac{\partial P}{\partial \phi} + \mu \left( \nabla^2 u_\phi - \frac{u_\phi}{r^2} \right) \\
 \rho \frac{Du_z}{Dt} &= -\frac{\partial P}{\partial z} + \mu \nabla^2 u_z
 \end{aligned} \tag{2.1}$$

Avendo assunto per ipotesi che  $r_c \gg D$ , mediante una scalatura delle equazioni (2.1) è possibile eseguire un'analisi dimensionale e confrontare l'ordine dei vari termini. Trascurando le quantità che risultano essere infinitesimi di ordine superiore, si giunge alla formulazione adimensionale finale [9]:

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial u_r}{\partial r} + \frac{\partial u_z}{\partial z} &= 0 \\
 De \left( \frac{Du_r}{Dt} - u_\phi^2 \right) &= -De \frac{\partial P}{\partial r} + \nabla^2 u_r \\
 De \frac{Du_\phi}{Dt} &= 1 + \nabla^2 u_\phi \\
 De \frac{Du_z}{Dt} &= -De \frac{\partial P}{\partial z} + \nabla^2 u_z
 \end{aligned} \tag{2.2}$$

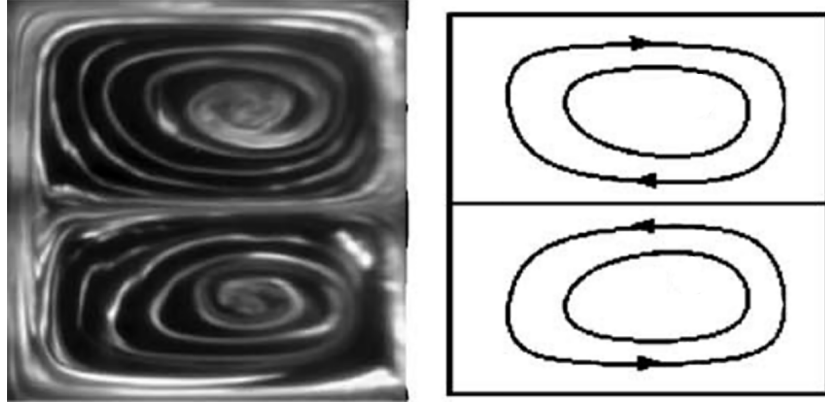
dove  $De$  è un parametro adimensionale noto come *numero di Dean*:

$$De = \frac{\rho U D}{\mu} \sqrt{\frac{D}{2r_c}} = Re \sqrt{\frac{D}{2r_c}} \tag{2.3}$$

Tale parametro riassume gli effetti della curvatura mediante un'approssimazione al primo ordine. Nel caso si vogliano considerare formulazioni più accurate, è necessario introdurre parametri addizionali; nella maggior parte delle applicazioni tuttavia le equazioni originali di Dean forniscono un'approssimazione più che accettabile del fenomeno e non è necessario ricorrere a formulazioni più complicate.

## 2.2 Caratteristiche della corrente

Le equazioni (2.2) rappresentano un'approssimazione delle equazioni più generali di Navier-Stokes, valida per valori del numero di Dean sufficientemente ridotti: in tal caso è possibile risolvere analiticamente queste equazioni mediante un'espansione in serie nel parametro  $De$ .



**Figura 2.2.** Visualizzazione (a sinistra) e simulazione numerica (a destra) delle linee di corrente del flusso secondario in un condotto curvo a sezione rettangolare con  $De = 40.1$ . Il centro di rotazione del condotto è a sinistra della sezione e la corrente è entrante nel foglio [11].

In regime laminare il flusso in un condotto curvo si differenzia dalla soluzione classica di Poiseuille per la presenza nella sezione trasversale di due vortici contro-rotanti, che si diramano dal centro della sezione verso il lato esterno della curvatura [2, 11], come riportato nella figura 2.2.<sup>1</sup> Una soluzione di questo tipo è stabile fino ad un valore critico del numero di Dean, che in letteratura viene assunto come  $De \approx 956$ . Per correnti con valori di  $De$  superiori il regime diventa turbolento e sono in teoria possibili soluzioni multiple [12].

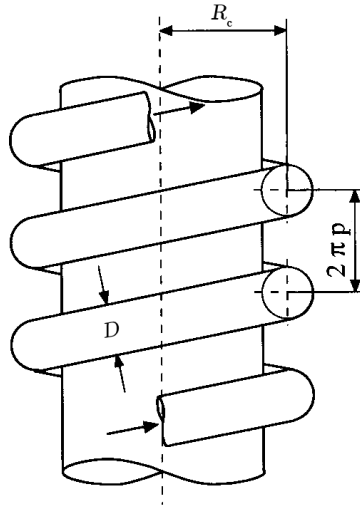
## 2.3 I condotti elicoidali

### 2.3.1 Definizione e caratteristiche geometriche

Si definisce *condotto elicoidale* un condotto caratterizzato da un diametro interno  $D$ , un raggio di curvatura  $r_c$  ed un passo (*pitch*)  $p$ , tutti diversi da zero. A partire da queste caratteristiche geometriche fondamentali, mostrate nella figura 2.3 nella pagina seguente, è possibile definire altri parametri caratteristici del condotto [1]:

- La curvatura  $\kappa = \frac{r_c}{r_c^2 + p^2}$ ;
- La torsione  $\tau = \frac{p}{r_c^2 + p^2}$ ;
- Il rapporto torsione/curvatura  $\lambda = \frac{\tau}{\kappa}$ ;

<sup>1</sup>L'uso del termine “vortice” non è formalmente corretto per indicare questo tipo di corrente. Infatti, benché la struttura e la geometria della corrente assomigli in tutto e per tutto ad un vortice, nelle zone di ricircolo non è stata mai rilevata, né numericamente né sperimentalmente, una zona di pressione minima tipica dei veri vortici [1, 5]. Pertanto da questo punto in avanti tali strutture verranno indicate come “celle convettive” o “strutture secondarie”.



**Figura 2.3.** Grandezze caratteristiche di un condotto a spirale [7]

- Il rapporto di curvatura  $\delta = \frac{D}{2r_c}$ .

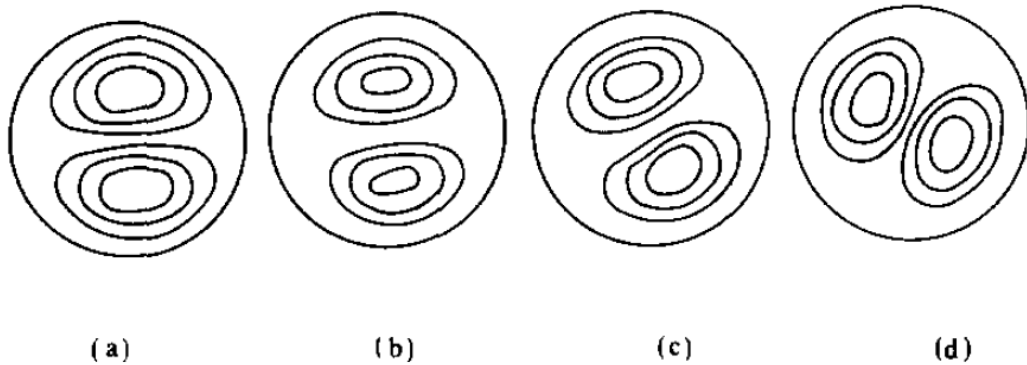
La definizione di condotto elicoidale è molto più generale di quella di condotto con curvatura. Nel caso si voglia descrivere una porzione di toro basta infatti imporre  $\lambda = 0$ , mentre con valori di tale parametro diversi da zero si ottengono delle eliche più o meno allungate.

### 2.3.2 Effetti della torsione sulla corrente

Le equazioni finora prese in considerazione descrivono il moto in un condotto il cui asse rimane contenuto nello stesso piano al variare della coordinata  $\phi$ . Questa assunzione, valida per flussi piani, risulta però limitante qualora si volessero considerare condotti elicoidali con passo non trascurabile rispetto al raggio di curvatura, ovvero con valori di  $\lambda$  dell'ordine dell'unità. È perciò necessario introdurre delle correzioni di ordine superiore alle equazioni (2.2) per tenere in considerazione anche l'avanzamento della sezione lungo l'asse  $e_z$ .

Un'estensione delle equazioni di Dean è stata proposta da Germano nel 1989 [3], esprimendo le coordinate della velocità in un sistema di coordinate cartesiane elicoidali [3, 6, 7] ed utilizzando uno sviluppo di ordine superiore rispetto a quello originale di Dean. La formulazione a cui si perviene, non riportate in questa sede, permette ancora una volta di ricavare la soluzione analitica in regime laminare mediante una linearizzazione delle equazioni, assumendo però che  $\delta \ll 1$  e  $\tau \ll 1$  [10]. Con queste equazioni viene introdotto un nuovo parametro adimensionale, il *numero di Germano* ( $Gn$ ), che esprime l'influenza della torsione sulla corrente nel condotto:

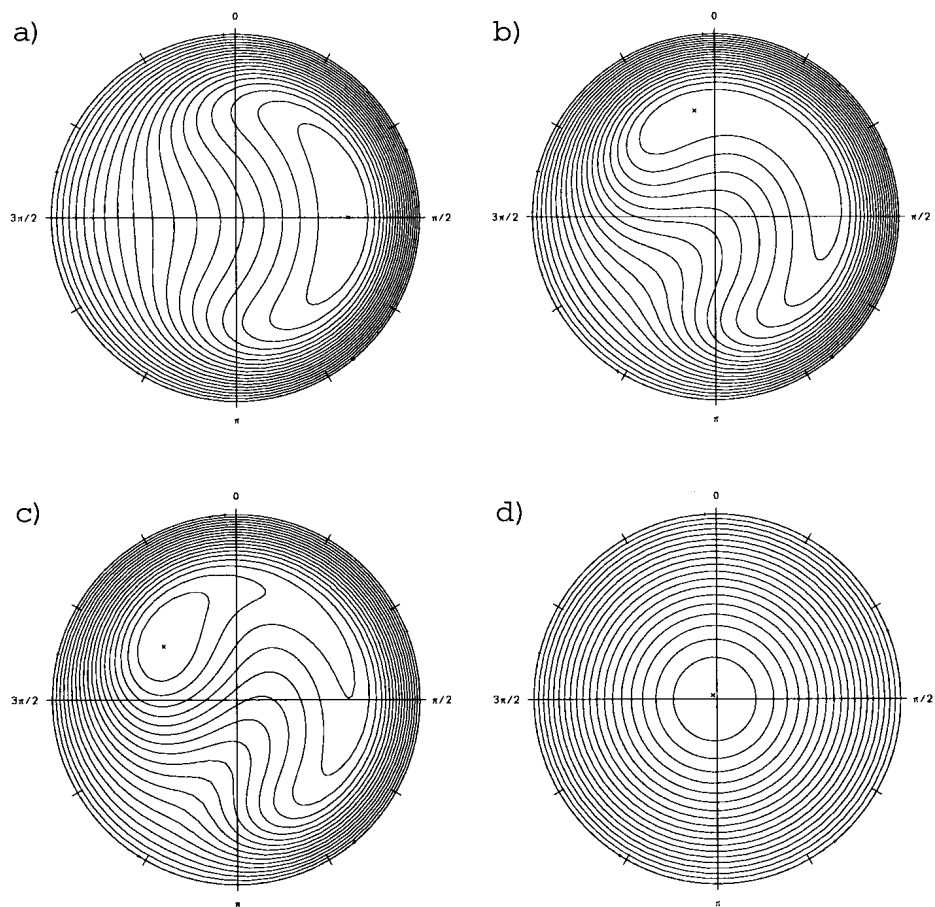
$$Gn = \frac{\lambda}{Re} \quad (2.4)$$



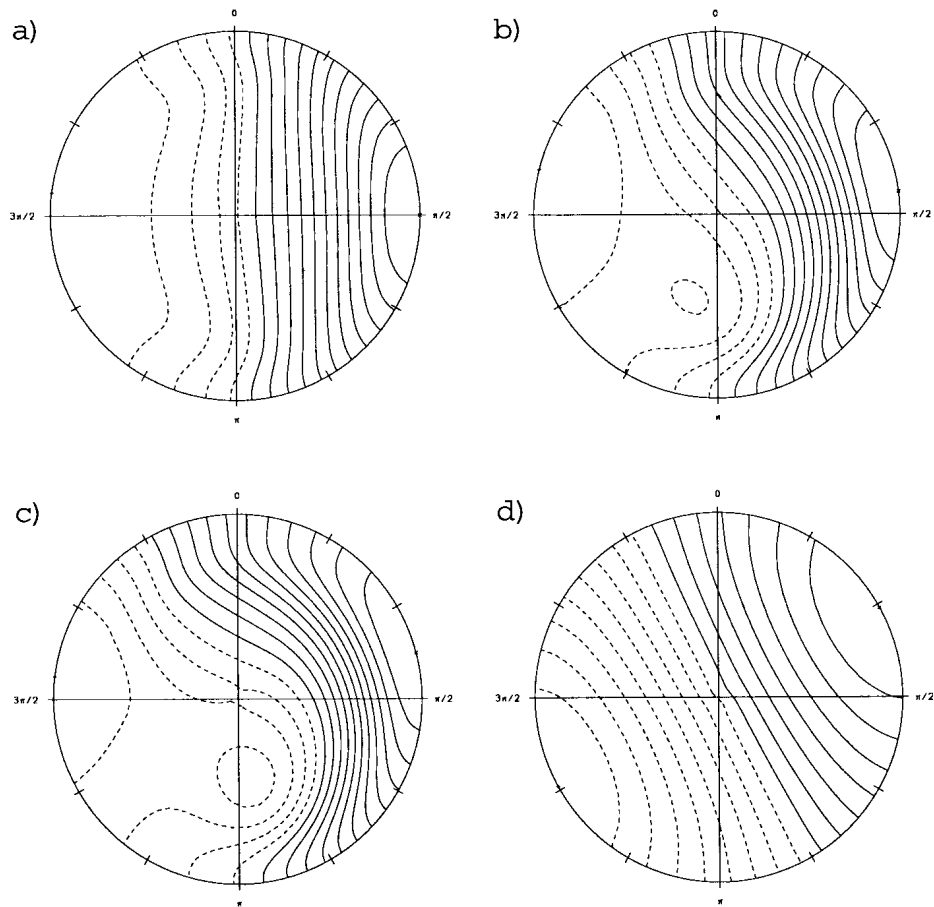
**Figura 2.4.** *Variatione della struttura del moto secondario all'aumentare della torsione del condotto [10]*

La soluzione delle equazioni di Germano, con  $Ge \ll 1$ , non mostra sostanziali differenze rispetto alla soluzione ricavata in precedenza. All'aumentare della curvatura però la struttura della corrente si modifica gradualmente; in campo laminare per piccoli valori di  $Ge$  si ha la rotazione delle due celle convettive, che tendono ad inclinarsi in direzione antioraria nel piano  $e_r e_\phi$  (vedi figura 2.1 a pagina 5) [10]. La rotazione è tanto più marcata quanto più alto è il valore del numero di Germano, come si può osservare nella figura 2.4. Aumentando ulteriormente il valore di  $Ge$  si possono inoltre osservare diversi cambiamenti nel campo di moto [7]:

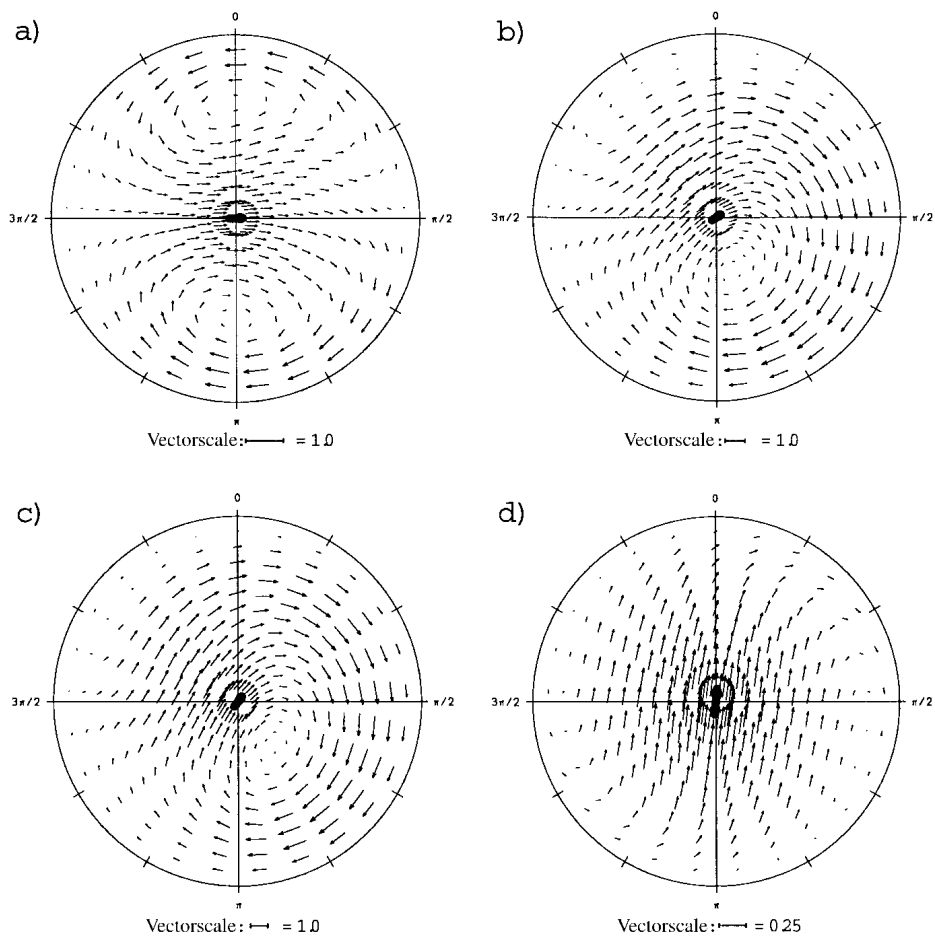
- La velocità assiale, che nel condotto semplice con curvatura ha una simmetria orizzontale e presenta un massimo spostato verso l'esterno della curvatura, con l'aumentare della torsione perde inizialmente la simmetria, per poi assumere un andamento quasi assialsimmetrico per valori di  $Ge$  dell'ordine all'unità (figura 2.5 nella pagina successiva).
- Il campo di pressione, anch'esso inizialmente caratterizzato da una simmetria orizzontale, presenta inizialmente delle zone di minimo asimmetriche, per assumere infine una struttura avente simmetria trasversale ed assenza di punti di minimo ben definiti (figura 2.6 a pagina 11).
- La struttura a doppia cella scompare gradualmente, sostituita inizialmente da un singolo vortice che occupa quasi totalmente la sezione, fino ad ottenere un flusso trasversale quasi completamente rivolto nella direzione di avanzamento dell'elica (figura 2.7 a pagina 12).



**Figura 2.5.** *Isolinee della velocità assiale in un condotto elicoidale con  $Re = 1000$  e  $\kappa = 0.01$ : a)  $\tau = 0.01$ , b)  $\tau = 0.0995$ , c)  $\tau = 0.13$ , d)  $\tau = 1.0$  [7]*



**Figura 2.6.** *Isolinee della distribuzione di pressione in un condotto elicoidale con  $Re = 1000$  e  $\kappa = 0.01$ : a)  $\tau = 0.01$ , b)  $\tau = 0.0995$ , c)  $\tau = 0.13$ , d)  $\tau = 1.0$  [7]*



**Figura 2.7.** Grafico vettoriale del moto secondario in un condotto elicoidale con  $Re = 1000$  e  $\kappa = 0.01$ : a)  $\tau = 0.01$ , b)  $\tau = 0.0995$ , c)  $\tau = 0.13$ , d)  $\tau = 1.0$  [7]



### 2.3.3 Il moto in regime turbolento

Come per il condotto con curvatura semplice, anche nel caso di un condotto elicoidale esiste un valore di Reynolds critico oltre il quale il flusso è completamente turbolento. Tale valore deriva da osservazioni sperimentali e dipende dalla curvatura del condotto [1]:

$$Re_{cr,h} \approx 2100 \left( 1 + 12 \sqrt{\frac{D}{2r_c}} \right) \quad (2.5)$$

Per un condotto reale i valori tipici di  $Re_{cr,h}$  risultano essere dell'ordine di 10 000. Ciò comporta una notevole difficoltà nell'approccio numerico a causa dell'elevata risoluzione spaziale richiesta per eseguire una DNS. Al giorno d'oggi l'unico approccio disponibile per lo studio di una simile corrente turbolenta resta perciò quello sperimentale, ma anche esso presenta delle difficoltà non banali.

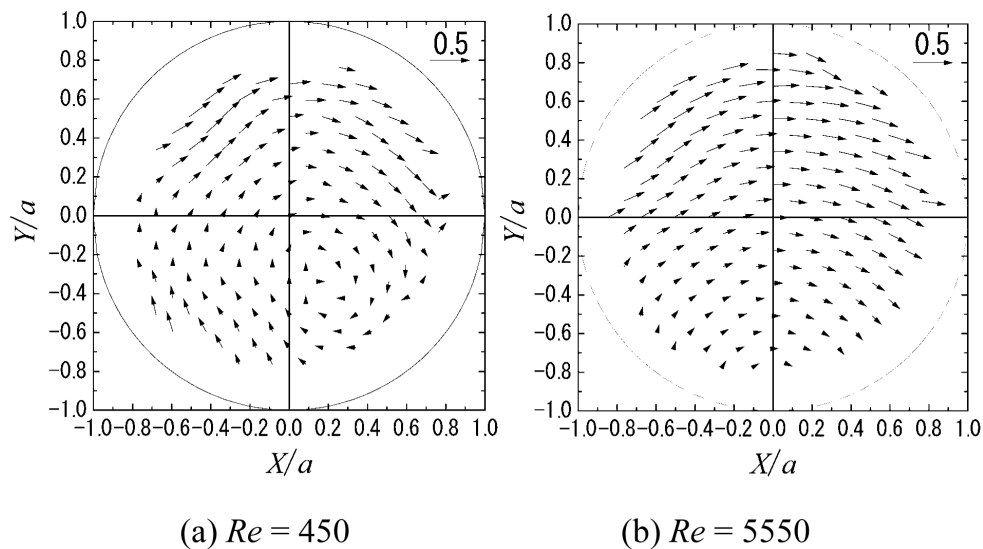
Per poter rilevare correttamente il flusso secondario nella sezione di misura è infatti necessario utilizzare una sonda direzionale avente ottime caratteristiche di risposta in frequenza. L'elemento sensibile deve inoltre essere di dimensioni il più possibile ridotte, per evitare effetti di interferenza e garantire una buona risoluzione spaziale. Gli effetti di bordo dovuti alla lunghezza finita del condotto vanno infine limitati al massimo per non incorrere nella distruzione delle strutture turbolente.

A causa di queste problematiche, nel corso degli anni sono stati effettuati pochissime rilevazioni sperimentali del campo di moto turbolento in un condotto elicoidale. Uno degli esperimenti più recenti, effettuato da HAYAMIZU, YAMAMOTO, YANASE, HYAKUTAKE, SHINOHARA e MORITA nel 2008 [4], ha permesso tramite l'uso di una sonda a filo caldo ad X di studiare il comportamento del campo di moto al variare del numero di Reynolds e della torsione. I risultati di tale esperimento, illustrati sotto forma di grafici nelle figure 2.8 e 2.9 nella pagina seguente, mostrano come all'aumentare del numero di Reynolds la struttura vorticoso tenda a dissiparsi e ad appiattirsi verso il lato inferiore del condotto. In modo analogo, la distribuzione di velocità assiale tende ad uniformarsi nella sezione e ad avvicinarsi al valore medio.

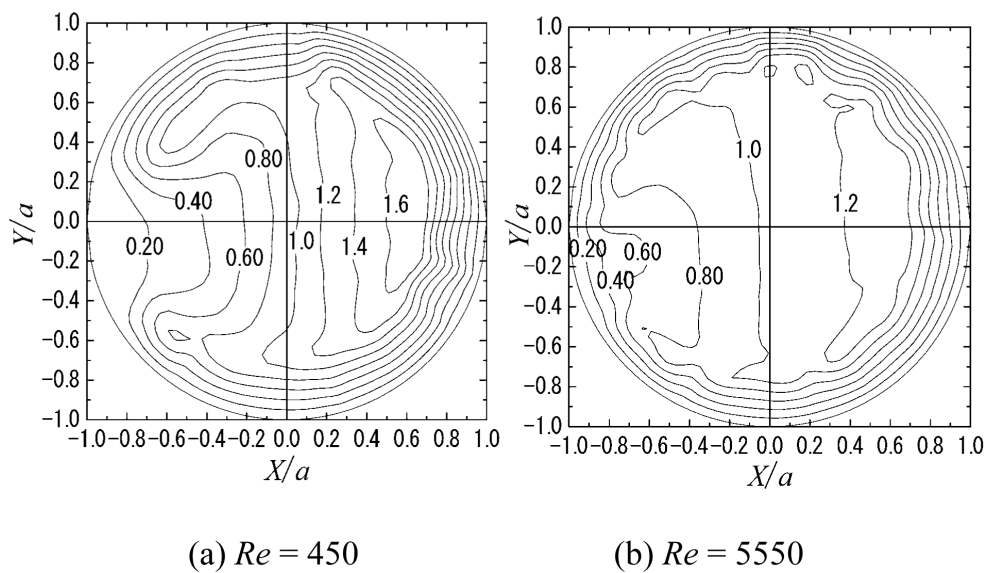
L'esperimento è stato realizzato utilizzando diversi condotti; le immagini si riferiscono alla configurazione con la minore torsione, avente le seguenti caratteristiche geometriche [4]:

$$D = 50.50 \text{ mm} \quad r_c = 49.38 \text{ mm} \quad 2\pi p = 628.30 \text{ mm}$$

da cui risultano  $\delta = 0.511$  e  $\lambda = 4.712$ , quindi con curvatura e torsione non trascurabili. Si tenga però conto che, inserendo le caratteristiche del condotto nella relazione (2.5), il valore di  $Re_{cr,h}$  che si ottiene è pari a 20 120. Dato che il numero di Reynolds massimo raggiunto nel corso dell'esperimento è pari a 5910, non si può affermare con certezza che si sia raggiunta la completa transizione della corrente. I risultati proposti perciò, pur restando più che validi, non descrivono in maniera completa il comportamento di un flusso in un condotto elicoidale in pieno regime turbolento.



**Figura 2.8.** Grafico vettoriale del campo di moto secondario rilevato in un condotto a spirale mediante sonda a filo caldo a  $X$  [4]



**Figura 2.9.** Isolinee della velocità assiale rilevata in un condotto a spirale mediante sonda a filo caldo a  $X$  [4]

# Anemometria a filo caldo: teoria e stato dell'arte

In questo capitolo viene presentata la teoria di base dell'anemometria a filo caldo. Vengono inoltre proposte alcune osservazioni sperimentali sulle problematiche tipiche nell'uso di questo strumento.

## 3.1 Principi teorici

L'*anemometria a filo caldo* è una tecnica di misura della velocità di un fluido che utilizza come elemento sensibile un sottile filamento conduttore attraversato da una corrente di intensità nota. Tale corrente riscalda il filo per effetto Joule, aumentandone la temperatura e, di conseguenza, la resistenza. Quando il filamento viene posto in una corrente in moto, parte del calore prodotto viene dissipato per convezione forzata. L'equilibrio viene raggiunto quando tutto il calore prodotto dal passaggio della corrente viene ceduto al fluido circostante. Conoscendo la resistenza del filo ed ipotizzando un legame lineare tra resistività e temperatura, è possibile calcolare il calore ceduto per convezione e, mediante una curva di calibrazione, risalire alla velocità della corrente.

Dal punto di vista matematico, l'equazione completa del bilancio termico di un generico tratto infinitesimo di filamento (riportato nella figura 3.1 nella pagina successiva) è la seguente [19]:

$$I_w^2 dR_w = \rho_w c_w \frac{\partial T_w}{\partial t} A_w dx + K_w A_w \frac{\partial T_w}{\partial x} - K_w A_w \left( \frac{\partial T_w}{\partial x} + \frac{\partial^2 T_w}{\partial x^2} dx \right) + h_{\text{conv}} \pi D_w (T_w - T_f) dx + \sigma \varepsilon (T_w^4 - T_{\text{surf}}^4) \pi D_w dx \quad (3.1)$$

dove i termini della prima riga rappresentano il transitorio termico e la conduzione attraverso le estremità del tratto considerato, mentre nella seconda riga compaiono i contributi della convezione forzata con il fluido e dello scambio termico per

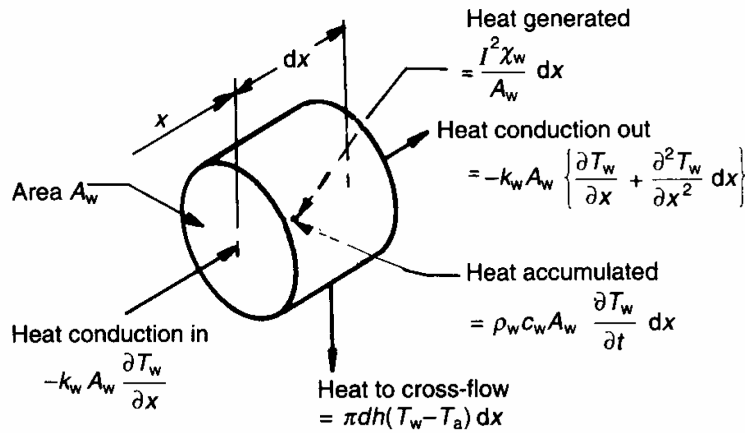


Figura 3.1. Schema del bilancio termico per un tratto infinitesimo di filamento [13]

irraggiamento con le pareti circostanti. Quest'ultimo termine può essere trascurato, in quanto esso costituisce solo lo 0.048% del calore ceduto al fluido in condizioni d'uso tipiche [19].

Se si ipotizza una condizione stazionaria, l'equazione (3.1) può essere risolta per via analitica, ottenendo la soluzione adimensionale riportata nella figura 3.2. Come evidenziato dal grafico, la distribuzione di temperatura sul filamento dipende dal rapporto tra la lunghezza dell'elemento sensibile ed il suo diametro. Per un filamento con un rapporto lunghezza/diametro dell'ordine dell'unità, la temperatura presenta

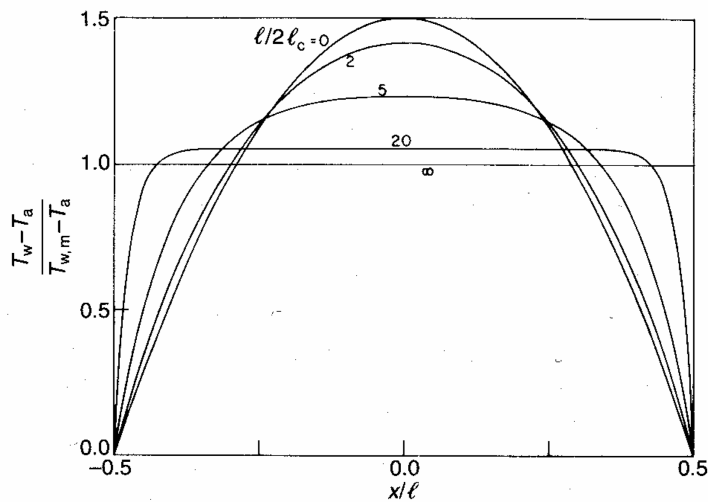


Figura 3.2. Soluzione analitica adimensionale della distribuzione di temperatura per un filo caldo al variare del rapporto tra lunghezza e diametro [19]

un massimo nel punto centrale ed assume il valore della temperatura ambiente alle estremità, con una distribuzione parabolica in apertura. Considerando filamenti via via sempre più snelli la distribuzione assume un andamento sempre più regolare, fino ad arrivare ad una soluzione limite teorica di temperatura uniforme per filamenti di lunghezza infinita.

## 3.2 Modalità operative di un anemometro a filo caldo

In un anemometro a filo caldo moderno, il filo viene riscaldato mediante un sistema di controllo che provvede a mantenere costanti alcune condizioni di utilizzo, in modo da poter effettuare correttamente la rilevazione della velocità. Le modalità tipiche di utilizzo sono le seguenti [21]:

- La corrente passante nel filo  $I_w$  viene mantenuta costante; la variazione della velocità porta ad una variazione diretta della resistenza  $R_w$ , dalla cui misura viene ricavata direttamente la velocità. In questo caso si parla di *anemometro a corrente costante* (CCA).
- La resistenza del filamento  $R_w$  viene mantenuta costante grazie ad un sistema di controllo retroazionato; la velocità viene calcolata a partire dalla variazione di corrente  $I_w$  da imporre al filamento per mantenere costante la propria resistenza e, di conseguenza, la propria temperatura. In questo caso si parla di *anemometro a temperatura costante* (CTA).
- La differenza di potenziale ai capi del filo  $V_w = I_w R_w$  viene mantenuta costante mediante un circuito di controllo retroazionato; la velocità viene calcolata a partire dalla variazione di corrente  $I_w$  da imporre al filamento per mantenere la tensione imposta. In questo caso si parla di *anemometro a tensione costante* (CVA).

La modalità a corrente costante era tipica dei primi anemometri realizzati e viene utilizzata oggi per gli strumenti più semplici e meno costosi grazie alla maggior semplicità costruttiva rispetto agli altri. La modalità a temperatura costante è lo schema maggiormente utilizzato ai giorni nostri grazie alle ottime caratteristiche di risposta in frequenza e di accuratezza, mentre la modalità a tensione costante viene scarsamente utilizzata nella pratica a causa della difficoltà nel dover gestire due parametri anziché uno solo come nelle altre configurazioni.

### 3.2.1 L'anemometro a temperatura costante (CTA)

Lo strumento utilizzato nell'ambito di questo lavoro di tesi per la rilevazione della velocità è un anemometro a temperatura costante. Questa modalità di funzionamento rappresenta lo stato dell'arte dell'anemometria termica, in quanto permette di ottenere una banda passante molto estesa grazie alla quasi completa eliminazione dei transitori termici del filamento di misura. tale risultato è ottenibile

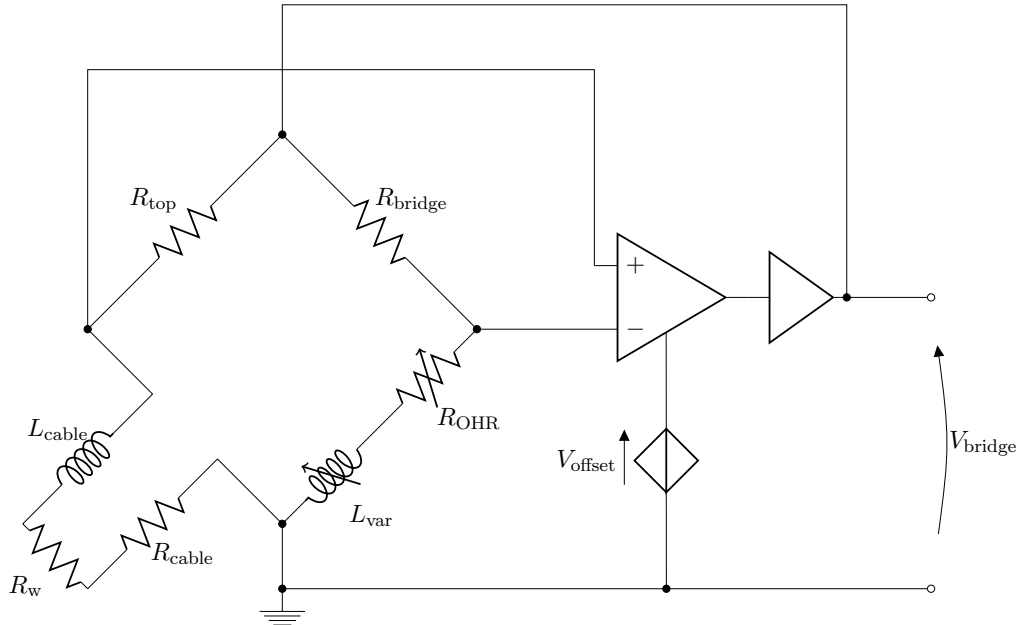
utilizzando un sistema di controllo retroazionato in grado di mantenere costante la resistenza del filamento, e di conseguenza la sua temperatura.

Uno schema semplificato del circuito di controllo è riportato nella figura 3.3 [21]. La variazione della resistenza  $R_w$  dovuta all'incidenza del fluido sul filamento provoca uno sbilanciamento del ponte e quindi la nascita di una tensione a cavallo di esso. Tale tensione rappresenta il segnale in ingresso di un amplificatore operazionale, la cui uscita è collegata in retroazione con le estremità del ponte. La variazione della resistenza nel filo provocherà quindi una variazione della corrente di alimentazione nel ponte tale da ripristinare l'intensità di corrente passante nel filamento e, di conseguenza, la sua temperatura. A valle del primo amplificatore è possibile trovare anche un amplificatore di tensione multistadio ed un amplificatore di corrente.

Il rapporto  $R_{\text{bridge}}/R_{\text{top}}$  viene solitamente impostato su valori superiori all'unità, in modo da garantire che la corrente in ingresso nell'amplificatore di retroazione provenga dal lato della sonda piuttosto che da quello dello strumento. Per facilitare inoltre la rilevazione della tensione di alimentazione del ponte, le fluttuazioni di  $V_{\text{bridge}}$  vengono amplificate scegliendo valori di  $R_{\text{top}}$  maggiori dell'unità, tipicamente attorno ai  $20\ \Omega$ . Regolando il valore di  $R_{\text{OHR}}$  è infine possibile impostare il *rapporto di surriscaldamento* (*Overheat Ratio*) del filamento, definito nel modo seguente:

$$a = \frac{R_w - R_0}{R_0} \quad (3.2)$$

il cui valore tipico, per applicazioni in aria, vale circa 0.8.



**Figura 3.3.** Schema tipico di un anemometro a temperatura costante

### 3.3 Procedure di calibrazione

Utilizzando un anemometro a temperatura costante, l'uscita dello strumento è costituita dalla tensione di alimentazione istantanea del ponte di Wheatstone. Per ottenere il valore della velocità corrispondente è necessaria una calibrazione preventiva della sonda, che va ripetuta ogniqualevolta vi siano dei cambiamenti non trascurabili delle condizioni ambientali.

Dal momento che lo strumento opera a frequenze dell'ordine di qualche kHz, gli effetti dinamici dei cavi di collegamento e dell'induttanza del circuito non può essere trascurata a priori. Per ottenere una risposta in frequenza ottimale è perciò necessaria una messa a punto dei parametri dinamici del sistema di controllo, che avviene mediante il test dell'onda quadra. Si parlerà quindi di *calibrazione statica* e di *calibrazione dinamica*.

#### 3.3.1 Calibrazione statica

L'anemometro a filo caldo, essendo basato sullo scambio termico per convezione forzata, è molto sensibile alle variazioni ambientali come temperatura, pressione ed umidità, oltre che alla presenza di un eventuale flusso bifase. Questo strumento pertanto, al contrario della maggioranza dei sensori esistenti, non viene fornito assieme a curve di taratura certificate, bensì deve essere calibrato ad ogni utilizzo. Se da un lato questo comporta un onere aggiuntivo ed una possibile fonte di errori, questa sensibilità permette di ottenere delle misure molto precise della velocità ed una risoluzione temporale molto elevata.

La correlazione tra tensione di alimentazione e velocità del fluido avviene utilizzando la *legge di King* [21]:

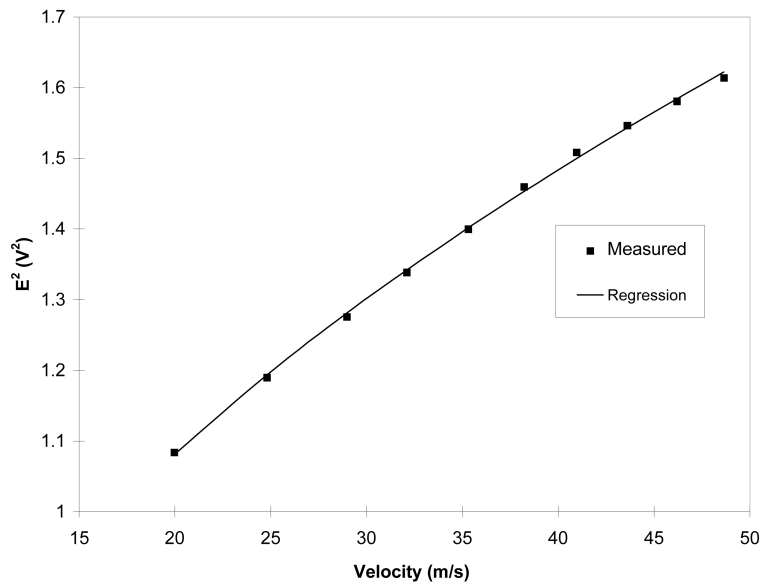
$$\frac{V_{\text{bridge}}^2}{T_w - T_0} = A + BU^{0.5} \quad (3.3)$$

dove  $A$  e  $B$  sono due costanti da determinare mediante una regressione (figura 3.4 nella pagina seguente). Il legame tra tensione e velocità è non lineare e la calibrazione ha validità solo in un campo ristretto di velocità, al di fuori del quale è necessario effettuare una nuova calibrazione. Tipicamente la calibrazione viene effettuata in un intervallo di  $\pm 5$  m/s attorno alla velocità media del fluido, ma per applicazioni specifiche o misure a bassissime velocità l'intervallo viene ridotto per aumentare la risoluzione.

Alternativamente alla legge di King, è possibile correlare velocità e tensione utilizzando altri strumenti matematici. Tra i più utilizzati vi sono:

- Le regressioni polinomiali;
- Le spline cubiche.

Le prime permettono di approssimare ai minimi quadrati una serie di dati utilizzando un polinomio di ordine variabile (tipicamente di quarto o quinto grado)



**Figura 3.4.** Esempio di calibrazione mediante la legge di King

e presentano buone caratteristiche di regolarità, a patto di utilizzare un numero di punti sufficientemente maggiore dell'ordine della funzione interpolante. Se si utilizza un polinomio di quarto grado, un numero di punti attorno alla decina fornisce ottimi risultati per gran parte delle applicazioni.

Il secondo metodo permette di approssimare in modo molto regolare una serie di dati, con il vantaggio che la curva interpolante passa effettivamente per i punti noti (mentre nel metodo precedente essa si avvicinava soltanto). Tale metodo fornisce ottimi risultati se l'andamento dei dati è sufficientemente regolare, mentre può dare origine ad oscillazioni spurie in caso di variazioni brusche. L'utilizzo dell'uno o dell'altro metodo va quindi valutato in base al problema da affrontare.

Una possibilità alternativa alla taratura in velocità è la taratura in Reynolds. Tale approccio, che correla tensione di alimentazione del ponte e numero di Reynolds del filamento, permette di includere nel processo di calibrazione alcuni parametri ambientali come pressione ed umidità, risultando quindi più robusto in caso di piccole variazioni delle condizioni rispetto a quelle di riferimento.

### 3.3.2 Calibrazione dinamica

Grazie al circuito di retroazione, l'anemometro a filo caldo è caratterizzato da una banda passante in grado di raggiungere valori vicini ai 250 kHz [16]. A queste frequenze i cavi di collegamento, la sonda e lo strumento stesso sono interessati da fenomeni dinamici i cui effetti non sono trascurabili a priori.

Se si considera uno strumento reale, è possibile elencare i parametri che possono



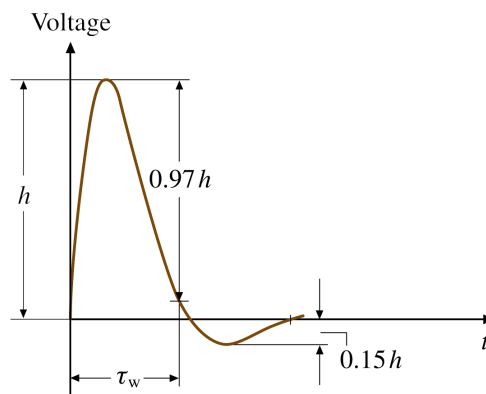
caratterizzare la risposta alle alte frequenze [21]:

1. La risposta del filo caldo isolato ad un impulso;
2. La resistenza dei supporti del filamento (attorno ai  $0.50\ \Omega$ ) e del cavo di collegamento (circa  $0.20\ \Omega/\text{m}$ );
3. L'induttanza del cavo di collegamento (circa  $0.40\ \mu\text{H}/\text{m}$ );
4. La capacità del cavo di collegamento (circa  $60\ \text{pF}/\text{m}$ );
5. Le resistenze del ponte di Wheatstone;
6. Le induttanze regolabili presenti nel ponte;
7. I condensatori regolabili presenti nel ponte;
8. Il guadagno e la frequenza di taglio dell'amplificatore di feedback;
9. L'offset dell'amplificatore.

Analizzando i singoli contributi, si può notare che il contributo delle capacità dei cavi è trascurabile rispetto agli effetti prodotti dalle loro induttanze. Considerando i punti 1, 7, 8 e 9 è possibile descrivere lo strumento come un sistema dinamico del terzo ordine [13, 21], la cui risposta può essere regolata mediante la variazione di alcuni parametri, tra cui il guadagno dell'amplificatore, l'offset del ponte e l'induttanza del circuito.

Per determinare sperimentalmente la combinazione migliore di questi parametri si ricorre al *test dell'onda quadra*. Tale test consiste nell'introdurre alle estremità del ponte di Wheatstone un segnale ad onda quadra, registrando contemporaneamente il segnale in uscita dallo strumento. La risposta ottimale deve essere simile a quella rappresentata nella figura 3.5, con una sola oscillazione di ampiezza pari al 15% della prima sovraelongazione [13]. La frequenza di taglio dell'anemometro viene poi determinata a partire dalla costante di tempo del filamento:

$$f_c = \frac{1}{1.3\ \tau_w} \quad (3.4)$$



**Figura 3.5.** Risposta ottimale di una sonda a filo caldo al test dell'onda quadra [21]

### 3.4 Sensibilità direzionale di una sonda a filo caldo

Le sonde maggiormente utilizzate nel campo dell'anemometria termica sono formate da un unico filamento sensibile, il quale viene posto trasversalmente alla corrente. Sebbene questo tipo di sonde siano le più semplici e forniscano la maggior risposta in frequenza, esse non forniscono però informazioni sulla direzione della velocità, ma solo del suo modulo. Si consideri infatti una generica sonda a filo caldo singolo come quella mostrata nella figura 3.6. Prendendo come riferimento l'asse del filamento è possibile definire tre versori:

- Il versore tangenziale al filo  $\mathbf{n}_t$ ;
- Il versore normale al filo  $\mathbf{n}_n$ ;
- Il vettore binormale ai precedenti  $\mathbf{n}_b$ , orientato a formare una terna destra.

a partire di quali è possibile definire a loro volta due piani (normale-tangenziale e normale-binormale) che contengono i rispettivi versori.

Quando il filo viene investito dalla corrente, lo scambio termico non dipende esattamente dalla velocità effettiva, bensì da quella che viene definita *velocità efficace di raffreddamento*, ovvero quella velocità  $U_{\text{eff}}$  che produce, per una certa direzione del flusso, la stessa tensione in uscita dall'anemometro che si avrebbe se la corrente fosse normale all'asse del sensore ed allineata con i supporti del filamento [22]. Considerando una corrente generica avente velocità  $U$ , si possono definire come nella figura 3.6 l'angolo di beccheggio  $\beta$  (compreso tra la velocità e la sua proiezione sul piano normale-tangenziale) e l'angolo di imbardata  $\alpha$  (compreso tra la proiezione della velocità sul piano normale-tangenziale ed il piano normale-binormale).

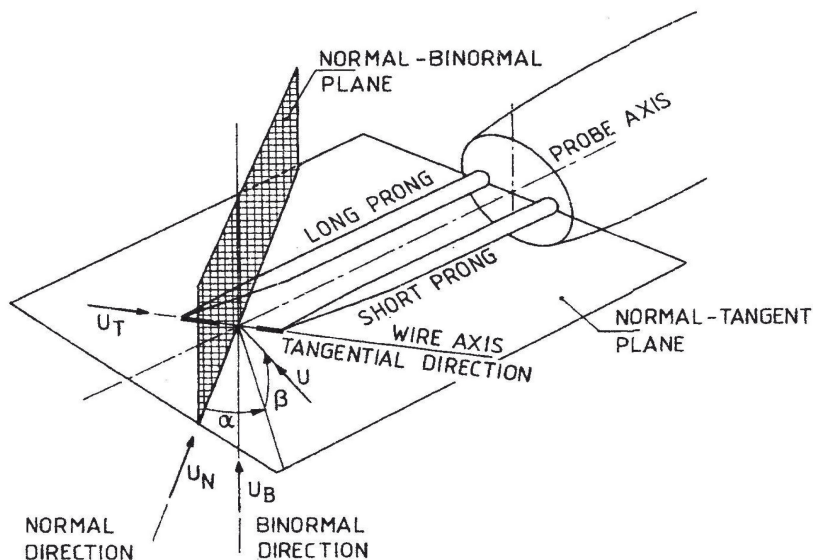


Figura 3.6. Sistema di riferimento locale di una sonda a filo caldo singolo

Osservando le componenti di velocità nel piano normale-tangenziale, all'aumentare dell'angolo  $\alpha$  si può notare come la componente normale diminuisca, portando ad una riduzione della velocità efficace. Quest'ultima può quindi essere espressa mediante la *legge di Champagne*:

$$U_{\text{eff}}^2 = U^2(\cos^2 \alpha + k^2 \sin^2 \alpha) = U_n^2 + k^2 U_t^2 \quad (3.5)$$

dove  $k$  è un parametro dipendente dal tipo di filamento, generalmente dell'ordine di 0.1 [22].

Se si considerano le componenti di velocità nel piano normale-binormale, si può definire la velocità efficace in modo analogo al caso precedente utilizzando la *legge di Gilmore*:

$$U_{\text{eff}}^2 = U^2(\cos^2 \beta + h^2 \sin^2 \beta) = U_n^2 + h^2 U_b^2 \quad (3.6)$$

dove però il parametro  $h$  assume valori maggiori dell'unità ( $1 \div 1.1$ ): per via della presenza dei supporti infatti la corrente binormale subisce una locale accelerazione, aumentando lo scambio termico alle estremità [22].

Le equazioni (3.5) e (3.6) possono essere condensate nella *legge di Jørgensen*:

$$U_{\text{eff}}^2 = U_n^2 + k^2 U_t^2 + h^2 U_b^2 \quad (3.7)$$

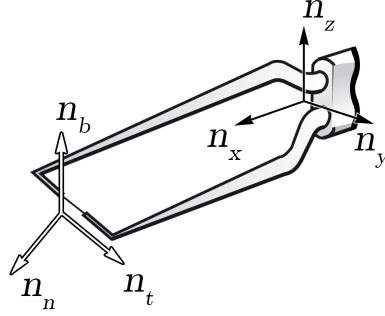
dove i coefficienti  $k$  e  $h$  vengono determinati per via sperimentale variando l'inclinazione della sonda rispetto alla direzione di una corrente nota. In questo modo è possibile determinare la legge che lega  $U_{\text{eff}}$  e gli angoli di imbardata e beccheggio, mentre non è possibile ottenere alcuna informazione su direzione e verso della corrente. Per ricostruire vettorialmente il campo di moto è pertanto necessario utilizzare sonde a filamenti multipli, la cui diversa inclinazione permette di ricavare le componenti della velocità previa un'opportuna calibrazione.

### 3.4.1 Le sonde triple

Le sonde triple sono formate da tre filamenti sensibili disposti a formare una terna ortogonale; tale disposizione permette di ricostruire direttamente le tre componenti della velocità, ottenendo informazioni istantanee sul campo di moto senza la necessità di riposizionare la sonda.

Se si considera un generico filamento orientato come nella figura 3.7 nella pagina seguente è possibile definire, accanto al sistema di riferimento introdotto nel paragrafo 3.4 nella pagina precedente, un secondo sistema di riferimento, solidale con il supporto della sonda, composto dai seguenti versori:

- Il versore  $\mathbf{n}_x$ , allineato con l'asse del supporto della sonda;
- Il versore  $\mathbf{n}_y$ , orientato in modo che il piano  $\mathbf{n}_x \mathbf{n}_y$  contenga il filamento;
- Il versore  $\mathbf{n}_z$ , orientato a formare con i precedenti una terna destra.



**Figura 3.7.** Sistemi di riferimento solidali alla sonda (in nero) e al filamento (in bianco)

Per passare da un sistema di riferimento all'altro occorre moltiplicare il vettore velocità per la matrice di rotazione  $\mathcal{R}$  [22]:

$$\mathbf{U}_w = \mathcal{R} \mathbf{U}_{\text{probe}} \quad (3.8)$$

ovvero, in forma estesa:

$$\begin{Bmatrix} U_n \\ U_t \\ U_b \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \widehat{\mathbf{n}_x \mathbf{n}_n} & \cos \widehat{\mathbf{n}_y \mathbf{n}_n} & \cos \widehat{\mathbf{n}_z \mathbf{n}_n} \\ \cos \widehat{\mathbf{n}_x \mathbf{n}_t} & \cos \widehat{\mathbf{n}_y \mathbf{n}_t} & \cos \widehat{\mathbf{n}_z \mathbf{n}_t} \\ \cos \widehat{\mathbf{n}_x \mathbf{n}_b} & \cos \widehat{\mathbf{n}_y \mathbf{n}_b} & \cos \widehat{\mathbf{n}_z \mathbf{n}_b} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_x \\ U_y \\ U_z \end{Bmatrix} \quad (3.9)$$

Essendo la matrice di rotazione  $\mathcal{R}$  ortonormale, la sua inversa è pari alla trasposta; la relazione duale tra le velocità è quindi:

$$\mathbf{U}_{\text{probe}} = \mathcal{R}^T \mathbf{U}_w$$

Le sonde utilizzate in questo lavoro di tesi sono state realizzate ponendo i supporti ortogonali ai rispettivi filamenti e mantenendo questi ultimi reciprocamente normali tra di loro (figura 3.8 a fronte). Se indichiamo con  $\mathbf{t}_1$ ,  $\mathbf{t}_2$  e  $\mathbf{t}_3$  rispettivamente gli assi del primo, secondo e terzo filamento, si può caratterizzare la sonda mediante gli angoli formati tra i filamenti e gli assi del supporto. I valori forniti dal produttore sono i seguenti [22]:

$$\begin{array}{lll} \widehat{\mathbf{t}_1 \mathbf{n}_x} = 54.736^\circ & \widehat{\mathbf{t}_1 \mathbf{n}_y} = 45^\circ & \widehat{\mathbf{t}_1 \mathbf{n}_z} = 114.094^\circ \\ \widehat{\mathbf{t}_2 \mathbf{n}_x} = 54.736^\circ & \widehat{\mathbf{t}_2 \mathbf{n}_y} = 135^\circ & \widehat{\mathbf{t}_2 \mathbf{n}_z} = 114.094^\circ \\ \widehat{\mathbf{t}_3 \mathbf{n}_x} = 54.736^\circ & \widehat{\mathbf{t}_3 \mathbf{n}_y} = 90^\circ & \widehat{\mathbf{t}_3 \mathbf{n}_z} = 35.264^\circ \end{array}$$

Sfruttando la geometria della sonda è possibile semplificare l'equazione (3.9) e passare direttamente dal sistema di riferimento dei tre filamenti a quello del supporto [22]:

$$\begin{Bmatrix} U_x \\ U_y \\ U_z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos 54.736^\circ & \cos 54.736^\circ & \cos 54.736^\circ \\ \cos 45^\circ & \cos 135^\circ & \cos 90^\circ \\ \cos 114.094^\circ & \cos 114.094^\circ & \cos 35.264^\circ \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ U_3 \end{Bmatrix} \quad (3.10)$$

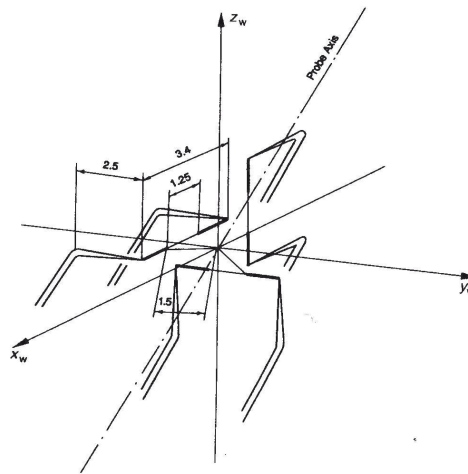


Figura 3.8. Configurazione geometrica della sonda tripla utilizzata

### 3.5 Tipi di sonde

L'elemento sensibile di un anemometro a filo caldo è costituito da un filamento conduttore attraversato da una corrente, la quale lo riscalda per effetto Joule. Tale filamento, in base alle considerazioni fatte in precedenza, deve soddisfare alcune caratteristiche:

- Il filamento deve essere il più sottile possibile per avere una buona risoluzione spaziale ed una risposta in frequenza sufficientemente alta;
- Esso deve essere in grado di sopportare le alte temperature a cui è sottoposto e di non spezzarsi una volta immerso nella corrente;
- La resistenza offerta dal filamento deve essere sufficientemente alta da permetterne un riscaldamento adeguato, ma non eccessiva per non sbilanciare il ponte di Wheatstone;
- La resistività del materiale di cui è composto deve essere il più possibile lineare ed elevata nei campi di utilizzo usuali.

Le tipologie di sonde oggi più utilizzate seguono due filosofie realizzative differenti e sono definite rispettivamente *sonde a filo caldo* e *sonde a film caldo*.

#### 3.5.1 Sonde a filo caldo

Le sonde a filo caldo sono composte da un sottile filamento conduttore che viene fissato alle estremità di un supporto a forchetta, il quale a sua volta è collegato all'apparato di controllo ed acquisizione dei dati. Il diametro tipico dell'elemento sensibile è di circa  $5\ \mu\text{m}$ , mentre la lunghezza del filamento è di circa  $1.25\ \text{mm}$ ; la dimensione effettiva del tratto sensibile viene aggiustata finemente utilizzando delle

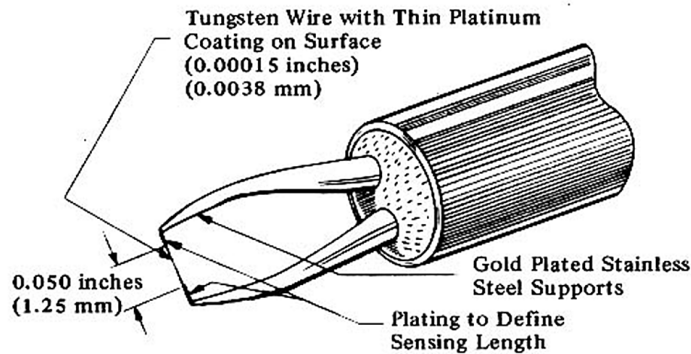


Figura 3.9. Esempio di sonda a filo caldo

placcature di platino, rame od oro in prossimità del supporto che delimitano la lunghezza del filamento esposta alla corrente (figura 3.9).

I materiali più utilizzati per il filamento di queste sonde sono i seguenti:

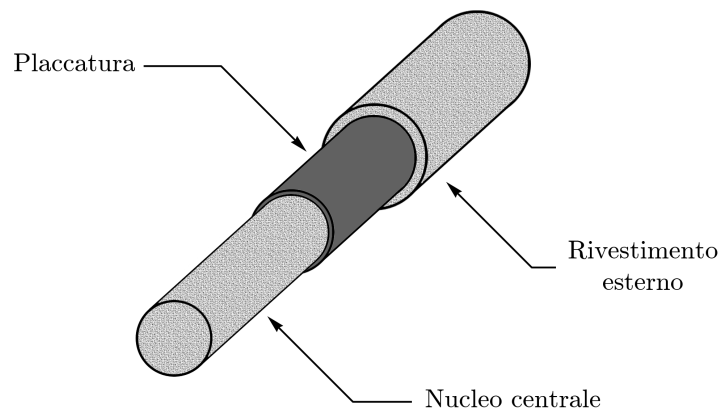
- Il *tungsteno* è caratterizzato da un'elevata resistenza meccanica e da un coefficiente di resistività elevato ( $3.6 \times 10^{-3} \Omega/^\circ\text{C}$ ). Questo materiale soffre però di una scarsa resistenza all'ossidazione, che ne limita la temperatura massima di utilizzo a  $300^\circ\text{C}$ .
- Il *platino* offre una buona resistenza all'ossidazione ed ha un buon coefficiente di resistività ( $3 \times 10^{-3} \Omega/^\circ\text{C}$ ), ma risulta molto fragile alle alte temperature.
- Il *platino-iridio* è una lega che offre un buon compromesso tra i materiali precedenti per quanto riguarda la resistenza meccanica e termica, ma ha un coefficiente di resistività estremamente basso che rende difficoltoso l'utilizzo ( $8.5 \times 10^{-4} \Omega/^\circ\text{C}$ ).

Indipendentemente dal materiale utilizzato, una procedura comunemente utilizzata consiste nel ricoprire il filamento con un sottile strato di platino, in modo da migliorare il collegamento con le coperture laterali ed i rebbi del supporto.

### 3.5.2 Sonde a film caldo

Nelle sonde a film caldo, esternamente identiche alle precedenti, il filamento metallico è sostituito da un elemento sensibile coassiale multistrato (figura 3.10 a fronte), formato dai seguenti elementi:

- Un nucleo centrale di materiale ceramico, che funge da supporto e conferisce resistenza meccanica alla sonda;
- Una placcatura in materiale conduttore, spessa meno di 100 nm, che costituisce il vero elemento sensibile della sonda;
- Una seconda copertura in materiale ceramico, che protegge il film metallico dalle abrasioni.



**Figura 3.10.** Sezione di un filamento composito di una sonda a film caldo

Il materiale più comunemente utilizzato per le parti ceramiche è il quarzo, dotato di un'eccellente resistenza meccanica e termica, mentre la placcatura è solitamente realizzata con un sottile strato di platino o nickel. Data la natura fragile del quarzo, lo spessore del nucleo centrale non può essere inferiore ai  $70\ \mu\text{m}$ : questo provoca una riduzione della risoluzione spaziale dello strumento, rendendolo inadatto alla misura di flussi con un livello elevato di turbolenza. Grazie però all'elevata resistenza agli urti e alla schermatura del materiale conduttore, questa sonda può essere tranquillamente essere impiegata in ambienti contaminati da particelle sospese o in acqua; in quest'ultimo caso però lo spessore della copertura di quarzo viene aumentato per migliorare l'isolamento ( $2\ \mu\text{m}$  anziché  $0.5\ \mu\text{m}$  per l'utilizzo in aria). Anche in questo caso è pratica comune regolare la lunghezza del filamento sensibile mediante opportune coperture in prossimità dei supporti.

### 3.6 Problematiche dell'anemometria a filo caldo

L'anemometria a filo caldo è uno strumento molto potente per l'analisi della turbolenza o di correnti in rapida variazione, che permette anche di ottenere informazioni sulla direzione locale della velocità. Tale pratica non è però scevra da alcune problematiche importanti e ben note, che in alcuni casi possono essere molto limitanti per alcune applicazioni particolari.

Lo strumento, ed in particolare il processo di taratura, è estremamente sensibile alle variazioni delle condizioni atmosferiche. Per esempio, in caso di utilizzo prolungato, specialmente in una galleria del vento a circuito chiuso, si può manifestare una deriva termica non trascurabile: tale fenomeno, che risulta poco influente per altri strumenti, può portare a degli errori molto importanti sulle letture di velocità. In questi casi è necessario provvedere periodicamente a ricalibrare lo strumento o ad introdurre delle correzioni opportune che limitino questi effetti [13]. La procedura

di calibrazione in Reynolds (cfr. sezione 3.3.1 a pagina 19) è solo uno degli esempi di queste correzioni a posteriori.

In caso di utilizzo di una sonda a filamenti multipli, bisogna ricordare che il cono di sensibilità è molto ristretto (tipicamente dell'ordine di  $70^\circ$ ) [13]; è quindi necessario verificare preventivamente che il vettore velocità da rilevare sia compreso in questo intervallo. Se ciò non fosse, è doveroso prendere in considerazione l'ipotesi di effettuare misure sequenziali variando di volta in volta la posizione della sonda.

Se si utilizza lo strumento per le misure di turbolenza, si deve tenere conto della risposta in frequenza del sistema di controllo; alle alte frequenze infatti si può manifestare un fenomeno poco conosciuto, noto come *rumore ad alta frequenza*. Tale fenomeno, che avviene sia in correnti libere che in aria calma, è caratterizzato da un aumento della risposta dello strumento attorno a frequenze di  $10^4$ - $10^5$  Hz, per poi ridiscendere a frequenze maggiori (figure 3.11 e 3.12 nella pagina successiva). La crescita è caratterizzata da un andamento in  $f^2$  fino ad un picco locale, seguito poi da una discesa in  $f^{-3}$  per le sonde a filo e in  $f^{-2/5}$  per le sonde a film [21]. Si deve notare che l'ampiezza del massimo locale è parecchi ordini di grandezza inferiore rispetto al segnale; esso però risulta molto visibile in correnti a bassa velocità e con turbolenza isotropa e può portare ad errori nell'analisi di Fourier del segnale. Il fenomeno, osservato per la prima volta da Saddoughi e Veeravalli [20], è stato ricollegato ad un picco di risonanza in prossimità della frequenza naturale del circuito di retroazione [15]. Il fenomeno è stato poi associato all'uso di un'apparecchiatura non originariamente predisposta per ottenere un'elevata risposta in frequenza [17]; esso però si manifesta anche sulle strumentazioni consigliate per tale utilizzo [17], rendendo il fenomeno ancora poco noto e ancor meno studiato.

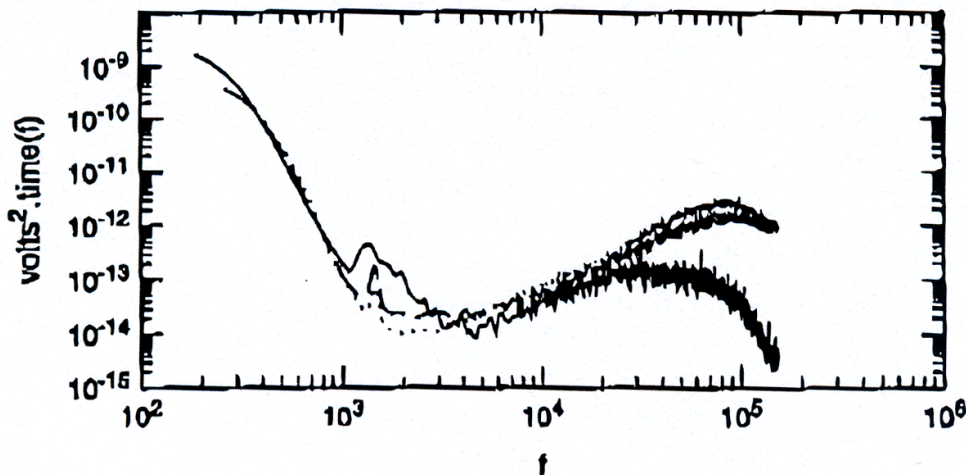


Figura 3.11. *Rumore ad alta frequenza nello spettro del segnale di un anemometro a filo caldo in corrente libera [20]*



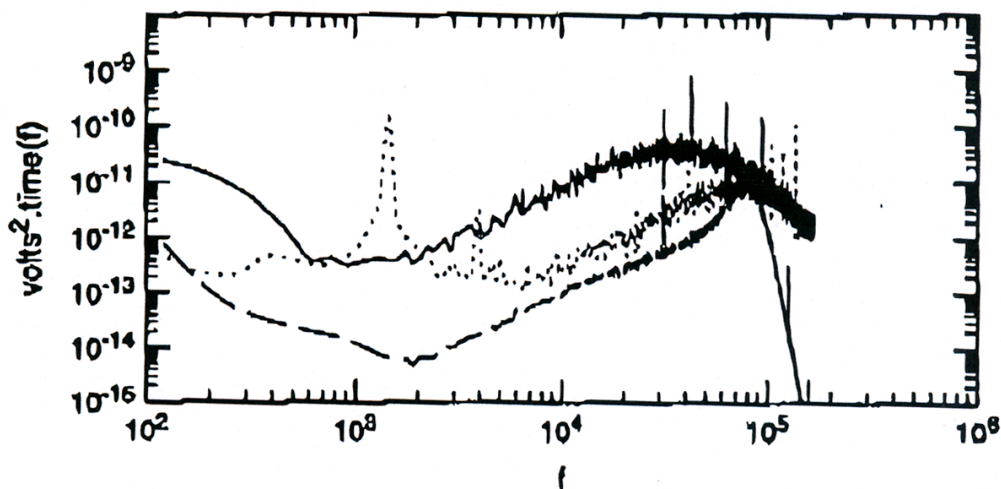


Figura 3.12. Rumore ad alta frequenza nello spettro del segnale di un anemometro a filo caldo in aria calma [20]

Se l'ambiente di lavoro presenta pulviscolo disperso o se semplicemente si vuole avere la certezza della sopravvivenza della sonda per tutta la durata della prova, la scelta ricade tipicamente sulle sonde a film. Tali sonde, a causa della loro struttura coassiale, sono però caratterizzate da una risposta in frequenza molto più complessa di quelle a filo; il loro transitorio termico è infatti influenzato molto dal comportamento del nucleo in quarzo, che provoca sostanzialmente una diminuzione della banda passante a causa della maggiore inerzia termica. Se si osservano gli spettri di turbolenza forniti dai due tipi di sonde per la medesima corrente, si nota inoltre che essi differiscono in misura più o meno significativa a seconda del tipo di configurazione del ponte di Wheatstone che viene utilizzata [22]. Anche la dipendenza della risposta dai parametri tipici di regolazione non è ben nota, per cui tali sonde non vengono oggi utilizzate al pieno delle loro potenzialità a causa delle notevoli incertezze inerenti il loro funzionamento.



---

# Caratteristiche dell'apparato sperimentale

Questo lavoro di tesi è stato svolto presso il Laboratorio di Aerodinamica del Politecnico di Milano facendo uso di due apparati sperimentali differenti:

- I test di comparazione delle sonde anemometriche sono stati svolti in una galleria del vento di ridotte dimensioni, denominata *Galleria Agusta*;
- Le rilevazioni di turbolenza nel condotto sono state effettuate con una struttura realizzata *ad hoc* e dotata di un sistema di movimentazione passo-passo.

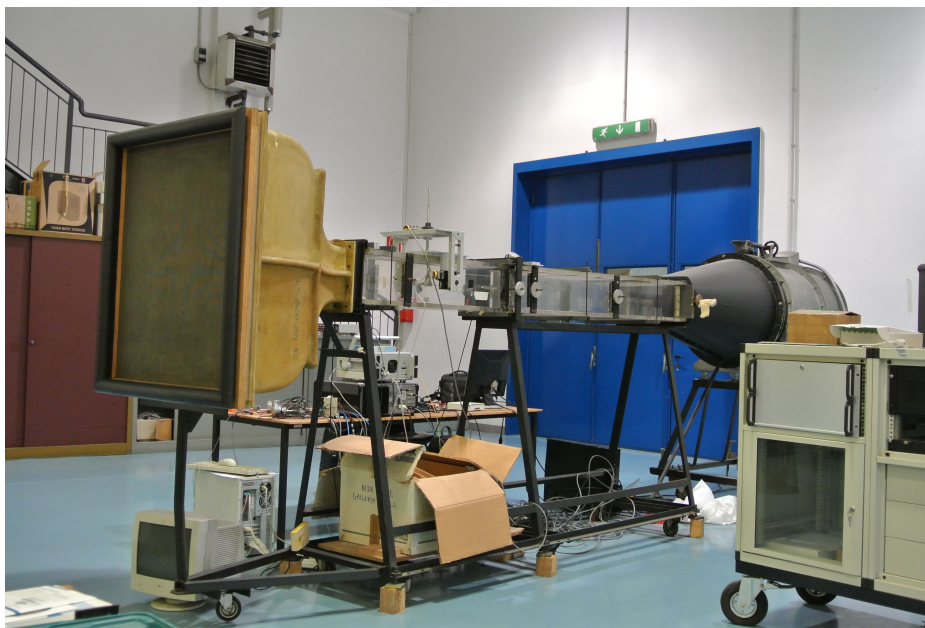
In questo capitolo vengono illustrate le caratteristiche della strumentazione e dell'attrezzatura utilizzata, nonché le procedure per l'esecuzione delle prove.

## 4.1 Attrezzatura per la comparazione delle sonde

La prima fase di questo lavoro di tesi ha richiesto un confronto tra gli spettri di turbolenza rilevati nelle medesime condizioni da due sonde anemometriche differenti (a filo e a film). A tale scopo sono state effettuate delle misure in galleria utilizzando l'attrezzatura e la strumentazione di seguito riportata.

### 4.1.1 Galleria Agusta

La *Galleria Agusta* è una galleria del vento a circuito aperto con una camera di prova di ridotte dimensioni (figure 4.1 nella pagina seguente). Essa è dotata, nella sezione immediatamente precedente all'ingresso in camera, di un vano a cassetto intercambiabile, grazie al quale si possono porre a monte dell'ambiente di prova diversi dispositivi, come griglie o nidi d'ape. Questa peculiarità permette di riprodurre le condizioni tipiche di utilizzo e di generare una turbolenza di griglia di scala desiderata.



**Figura 4.1.** *Vista laterale della Galleria Agusta*

Le caratteristiche tecniche della galleria sono riportate nella tabella 4.1. Essendo la galleria azionata da un motore elettrico asincrono trifase, la velocità può essere regolata in modo molto accurato mediante un inverter. Il modello utilizzato per il controllo della galleria è un *Hitachi L300P*. La galleria è inoltre dotata di due prese di pressione statica a parete e di una presa di pressione totale, tramite le quali è possibile determinare la velocità previa un opportuno processo di taratura [22].

La camera di prova è dotata di due botole d'accesso rimovibili. Utilizzando l'apertura superiore è stato montato un castelletto già esistente per il supporto delle sonde a filo caldo che ne permette il fissaggio ed il posizionamento preciso sia in beccheggio che in rollio [22] (figura 4.2 a fronte). Il sistema originale prevedeva la possibilità di regolare via computer l'assetto della sonda mediante una coppia di motori angolari passo-passo; tale sistema non è stato utilizzato ai fini delle rilevazioni, ma l'assetto della sonda è stato regolato manualmente ad ogni intervento su di essa per garantirne l'allineamento. La botola inferiore è stata invece utilizzata per l'accesso alla camera e la sostituzione delle sonde.

**Tabella 4.1.** *Caratteristiche tecniche della Galleria Agusta*

Sezione del convergente [mm]	800 × 925
Sezione della camera di prova [mm]	150 × 200
Rapporto di contrazione	24.67
Velocità massima (senza griglia) [m/s]	≈ 70



Figura 4.2. Particolare del castelletto di supporto delle sonde

#### 4.1.2 Anemometro a filo caldo

Per lo svolgimento di entrambe le fasi del lavoro è stato utilizzato un anemometro a temperatura costante ad elevate prestazioni *Dantec StreamLine Hot Wire Anemometer* (figura 4.3 nella pagina successiva). Tale strumento è ad architettura modulare, ovvero consente di alloggiare più strumenti in un unico involucro; i moduli presenti nella configurazione utilizzata sono i seguenti:

- Il modulo di controllo e di rilevazione della temperatura 90N10;
- I moduli per l'anemometria a filo caldo 90C10;
- Il modulo per la calibrazione automatica 90H01.



#### 4. CARATTERISTICHE DELL'APPARATO SPERIMENTALE

---



**Figura 4.3.** Vista frontale dell'anemometro Dantec StreamLine (in basso) e del filtro anti-aliasing Alligator (in alto)

Il primo modulo permette la comunicazione con il computer tramite una porta seriale; esso contiene inoltre gli alimentatori per i singoli moduli e due convertitori interni A/D. Tale modulo è anche responsabile dell'impostazione dei parametri di funzionamento dei singoli canali anemometrici, del rilevamento delle resistenze delle sonde, dello sbilanciamento dei ponti e della lettura della temperatura mediante il trasduttore in dotazione [22].

Il sensore di temperatura è costituito da un termistore inserito in un sottile tubo d'acciaio, collegato al modulo mediante un normale cavo BNC. Lo strumento è stato progettato per funzionare in modo autonomo: è possibile eseguire tutte le operazioni, comprese la misura delle resistenze delle sonde, il test dell'onda quadra e l'acquisizione del segnale in uscita dai moduli anemometrici, senza dover ricorrere a schede di acquisizione esterne (figura 4.4 a fronte). Sulla parte posteriore dello strumento sono comunque disponibili le uscite analogiche della temperatura e dei moduli anemometrici per permetterne l'acquisizione mediante dispositivi esterni. Sulla parte frontale è infine disponibile il segnale analogico dell'uscita del test dell'onda quadra, nel caso si volesse visualizzare il risultato su un oscilloscopio o acquisire il segnale manualmente.

#### 4.1. ATTREZZATURA PER LA COMPARAZIONE DELLE SONDE

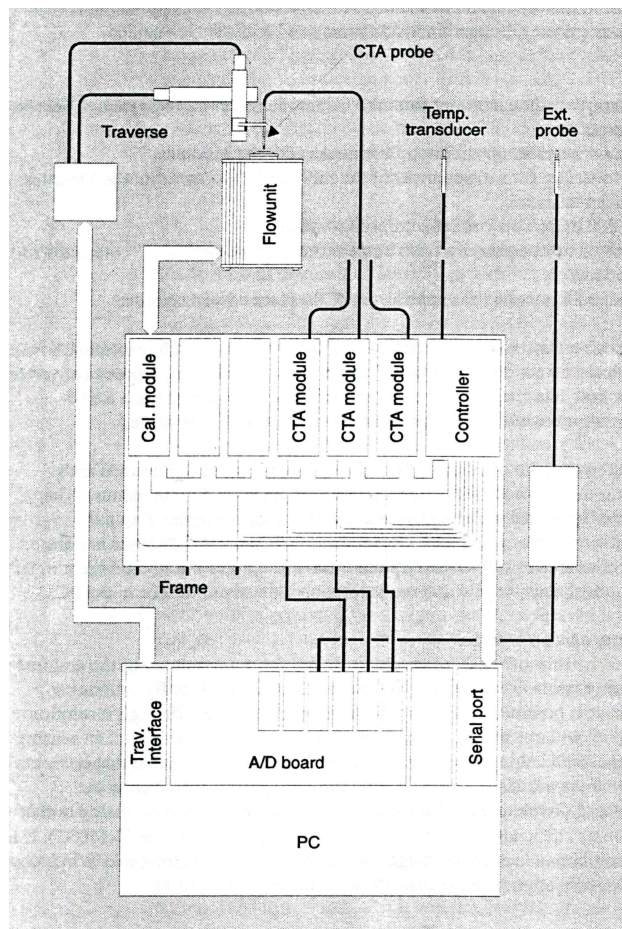


Figura 4.4. Schema funzionale dell'anemometro StreamLine

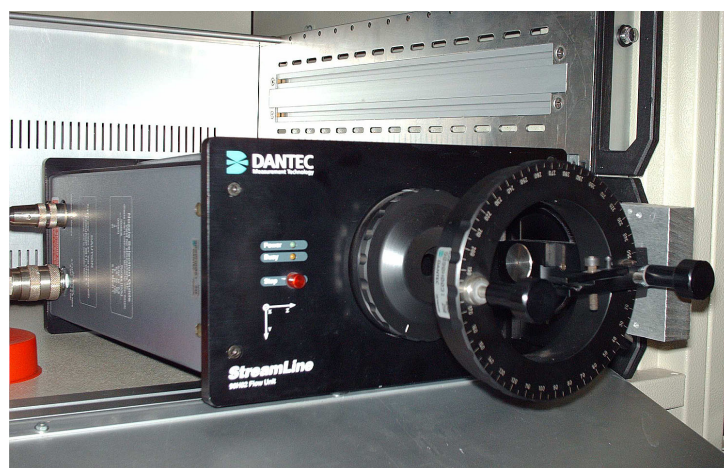


Figura 4.5. Unità di taratura esterna

Il sistema di taratura è costituito da un'unità esterna (figura 4.5), da collegare ad una sorgente di pressione compresa tra 6 e 8 bar, che viene controllato direttamente dallo StreamLine mediante il modulo dedicato. L'unità è dotata di un filtro per eliminare le impurità in ingresso e di un regolatore di precisione che mantiene costante la pressione di mandata. Il flusso in uscita viene ulteriormente stabilizzato attraverso il passaggio in uno scambiatore di calore ed una rete posti a monte di una camera di tranquillizzazione.

La velocità viene impostata mediante una valvola di controllo ad alta risoluzione che mantiene la portata stabile, mentre una serie di ugelli di De Laval intercambiabili permette di ottenere un esteso campo di velocità (da 0.02 m/s fino a Mach 1). Essi inoltre sono realizzati con una sezione ellittica, in modo da avere uno strato limite ridotto ed un profilo di velocità in uscita pressoché costante. Il valore della velocità di efflusso viene calcolato utilizzando le relazioni isentropiche basate sul salto di pressione a cavallo dell'ugello, sulla pressione totale, sulla temperatura totale e sul calore specifico del fluido. A tale scopo l'unità è dotata di un trasduttore di pressione differenziale, di un trasduttore di pressione assoluta e di due trasduttori di temperatura.

La sonda viene tenuta in posizione grazie ad un sistema di movimentazione manuale, costituito da una ghiera graduata che permette l'impostazione degli angoli di beccheggio e rollio, mantenendo però l'elemento sensibile all'interno del flusso stabilizzato. In tal modo è possibile tarare sia le sonde a filamento singolo che quelle a filamento multiplo.

##### 4.1.3 Sonde a filo e a film caldo

Durante l'intera campagna di prove sono state utilizzate diverse sonde anemometriche; in particolare, per le prove di comparazione sono state utilizzate le seguenti sonde:

- La sonda a filo singolo 55P01 (figura 4.6 nella pagina successiva);
- La sonda a film singolo 55R01 (figura 4.6 a fronte);
- la sonda a film triplo 55R91 (figure 4.7 e 4.8 a pagina 38);

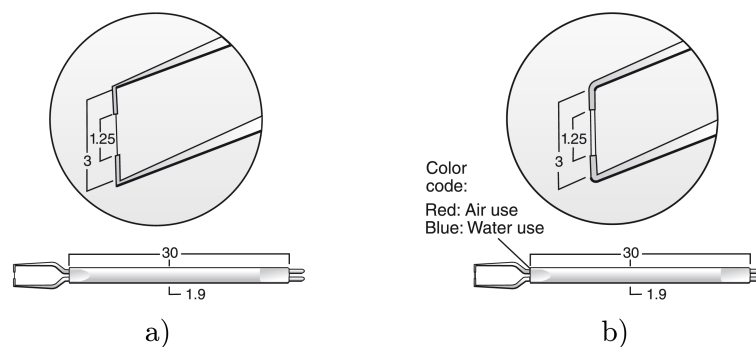
mentre per le rilevazioni all'interno del condotto è stata utilizzata unicamente la sopracitata sonda tripla. Le caratteristiche dei filamenti delle sonde utilizzate sono riportate nella tabella 4.2 a fronte.

Il corretto posizionamento delle sonde viene garantito dall'uso dei relativi supporti, che permettono inoltre il collegamento con il sistema StreamLine mediante opportuni cavi BNC. I supporti per la sonda tripla sono infine dotati di un blocchetto di riscontro che permette il corretto allineamento e la successiva ricostruzione del vettore velocità nel sistema di riferimento solidale con la sonda. Particolare attenzione deve essere posta nella realizzazione del collegamento, poiché le resistenze interne del ponte di Wheatstone sono calibrate per cavi di lunghezza prefissata.

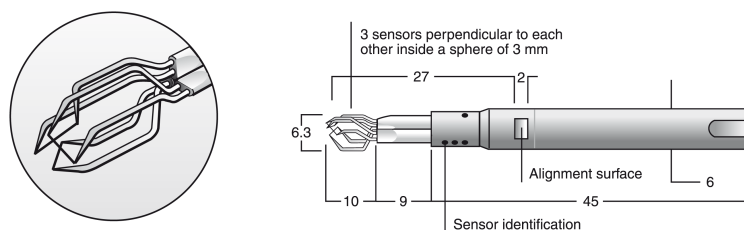


**Tabella 4.2.** *Caratteristiche dei filamenti delle sonde a filo e a film caldo [14]*

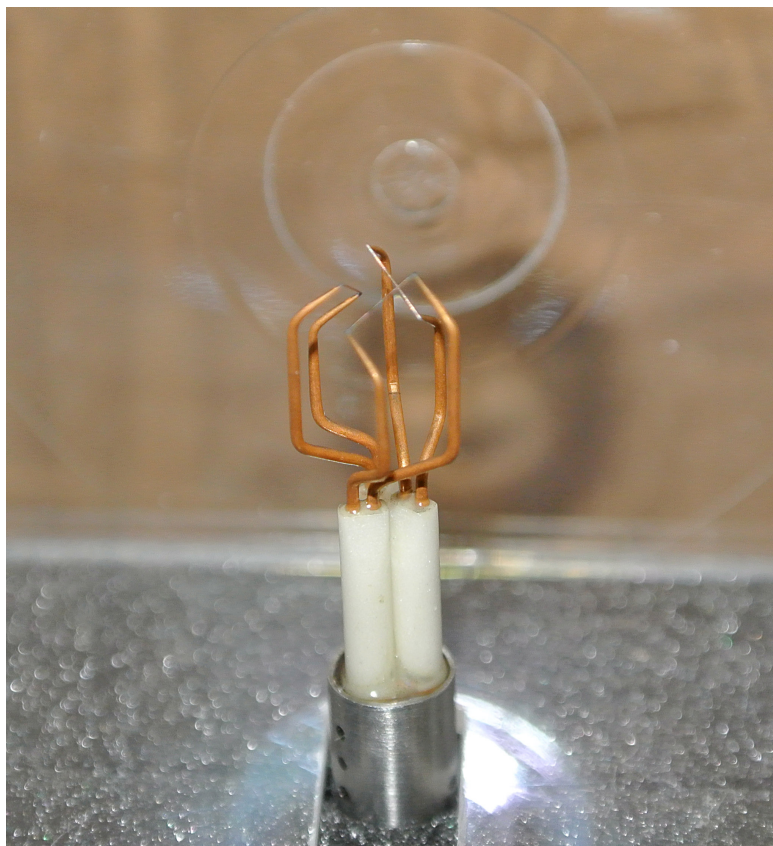
	Sonde a filo	Sonde a film
Materiale	Tungsteno con placcatura in platino	Nickel (film)
Diametro [ $\mu\text{m}$ ]	5	70
Lunghezza [mm]	1.25	1.25
Spessore rivestimento di quarzo [ $\mu\text{m}$ ]	—	0.5
Resistenza nominale media [ $\Omega$ ]	3.5	6
Coefficiente di resistività [ $1/\text{K}$ ]	$3.6 \times 10^{-3}$	$4.4 \times 10^{-3}$
Temperatura sensore massima [ $^{\circ}\text{C}$ ]	300	300
Temperatura ambiente massima [ $^{\circ}\text{C}$ ]	150	150
Velocità minima [m/s]	0.20	0.20
Velocità massima [m/s]	200	350



**Figura 4.6.** *Caratteristiche geometriche delle sonde a filo (a) e a film (b) utilizzate [14]*



**Figura 4.7.** *Caratteristiche geometriche della sonda tripla utilizzata [14]*



**Figura 4.8.** Particolare della sonda a film triplo

#### 4.1.4 Scheda di acquisizione

Per l'acquisizione dei segnali è stata utilizzata per entrambe le fasi del lavoro una scheda di acquisizione *National Instruments PXI-6123*, le cui caratteristiche sono riportate nella tabella 4.3 nella pagina successiva. Tale scheda fa parte di uno strumento modulare per l'acquisizione di diversi segnali, il *National Instruments PXI-1010*, che viene collegato al computer mediante un cablaggio in fibra ottica; tale accorgimento permette di utilizzare cavi di lunghezze anche molto elevate senza perdite o disturbi del segnale, con una velocità di trasmissione dell'ordine dei GB/s.

La scheda *PXI-6123* è stata scelta per le sue caratteristiche di campionamento simultaneo e di velocità massima di acquisizione molto elevata, indipendente dal numero di canali utilizzati. Utilizzando infatti una sonda a filo triplo si ha la necessità di acquisire i segnali dei singoli canali contemporaneamente per convertire correttamente la velocità. Utilizzando una normale scheda con multiplexer, l'unica soluzione che garantisce un campionamento simultaneo prevede l'inserimento di un dispositivo *sample-and-hold* per mantenere costante il segnale durante la scansione dei canali. Sebbene sia una soluzione più economica, la presenza di un ulteriore

**Tabella 4.3.** *Caratteristiche tecniche della scheda di acquisizione PXI-6123*

Numero massimo di canali	8
Risoluzione [bit]	16
Tipo di campionamento	Simultaneo
Frequenza di acquisizione massima [kHz]	500

**Tabella 4.4.** *Caratteristiche tecniche del filtro Alligator*

Numero massimo di canali	9
Tipo di filtro	Butterworth
Ordine massimo del filtro	8
Frequenza di taglio massima [kHz]	50

strumento nella catena di misura introduce degli errori nelle grandezze finali; la necessità di dover acquisire ogni canale singolarmente ed in sequenza inoltre abbassa di molto la frequenza di campionamento effettiva per ogni canale, riducendo la risoluzione in frequenza del segnale in uscita.

#### 4.1.5 Filtro anti-aliasing

Per evitare fenomeni di aliasing in fase di acquisizione, il segnale in uscita dall'anemometro viene processato da un filtro anti-aliasing apposito prima di essere inviato alla scheda di acquisizione. Il filtro utilizzato è l'*Alligator Technologies SCS-816* (figura 4.3 a pagina 34), le cui caratteristiche sono riportate nella tabella 4.4. Questo dispositivo permette la regolazione della frequenza di taglio nominale per ogni canale tramite un software proprietario installato sul computer, che provvede anche alla trasmissione delle impostazioni mediante un cavo seriale.

#### 4.1.6 Trasduttori

Per il corretto funzionamento dell'anemometro è necessario rilevare alcuni parametri operativi come pressione statica, pressione dinamica, temperatura ed umidità. Tali parametri consentono di effettuare una taratura in Reynolds anziché in velocità, garantendo una maggiore robustezza in caso di variazioni non trascurabili delle condizioni di prova.

La pressione statica viene rilevata mediante un trasduttore *General Electric Druck RPT 410*, mentre la pressione dinamica è misurata da un barometro differenziale *General Electric Druck LPM 9481*. La lettura dell'umidità viene effettuata tramite un trasduttore *Rense*, mentre la temperatura viene rilevata tramite una sonda *Pt100*. Le caratteristiche di questi strumenti sono riportate a partire dalla tabella 4.5 nella pagina successiva.

**Tabella 4.5.** *Caratteristiche tecniche del trasduttore di pressione Druck RPT 410*

Campo di misura [mbar]	600 ÷ 1100
Tensione di alimentazione [V]	11.5 ÷ 24
Tensione in uscita [V]	0 ÷ 10
Tempo di risposta [ms]	300
Accuratezza [mbar]	±1

**Tabella 4.6.** *Caratteristiche tecniche del trasduttore di pressione Druck LPM 9481*

Campo di misura [mbar]	0 ÷ 200
Tensione di alimentazione [V]	11.5 ÷ 24
Tensione in uscita [V]	0 ÷ 10
Tempo di risposta [ms]	10
Range operativo [°C]	-20 ÷ 80
Accuratezza [% FS]	0.1

**Tabella 4.7.** *Caratteristiche tecniche del trasduttore di umidità Rense*

Campo di misura [% RH]	0 ÷ 100
Tensione di alimentazione [V]	11.5 ÷ 24
Tensione in uscita [V]	0 ÷ 10
Accuratezza [% RH]	< ±2
Range operativo [°C]	-30 ÷ 70

**Tabella 4.8.** *Caratteristiche tecniche del trasduttore di temperatura Pt100*

Campo di misura [°C]	-20 ÷ 50
Tensione di alimentazione [V]	24
Tensione in uscita [V]	0 ÷ 10

## 4.2 Attrezzatura per le rilevazioni nel condotto

Nella seconda fase di questo lavoro di tesi sono state effettuate alcune rilevazioni di velocità in prossimità della sezione d'uscita di un condotto elicoidale, realizzato presso il Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale del Politecnico di Milano, utilizzando gli strumenti di seguito descritti.

### 4.2.1 Condotta elicoidale

Il condotto elicoidale utilizzato per le rilevazioni è stato realizzato internamente al Laboratorio di Aerodinamica del Politecnico di Milano nell'ambito di un precedente lavoro [1]. Esso è costituito da un cilindro centrale di acciaio attorno al quale è stato avvolto un tubo di gomma per uso alimentare (figura 4.9); per limitare gli

effetti della torsione, le spire sono state posizionate a contatto tra di loro, in modo da ottenere un passo il più possibile ridotto.

Particolare attenzione è stata posta nell'utilizzo di una conduttura che avesse una sezione interna il più possibile uniforme, in modo da non alterare le strutture turbolente che si vengono a creare. Per garantire la corretta riproduzione del flusso di Dean è infatti teoricamente necessario che il condotto sia perfettamente liscio; ciò nella pratica non è possibile, per cui si richiede che le pareti siano almeno idraulicamente lisce, ovvero con una rugosità superficiale in unità di parete  $\varepsilon^+ = 0.001 \div 3$ .



**Figura 4.9.** *Condotto elicoidale realizzato presso il Laboratorio di Aerodinamica*

Per determinare la rugosità massima accettabile dal condotto si utilizza la definizione di *lunghezza viscosa*:

$$\delta_\nu = \frac{\nu}{u_\tau}$$

dove il valore di  $u_\tau$  può essere stimato a partire dal valore di  $U_b$  sfruttando la seguente relazione empirico-sperimentale [2]:

$$\frac{U_b}{u_\tau} \approx 14$$

da cui emerge che  $\delta_\nu \approx 0.23$  mm, ossia  $\varepsilon^+ \approx 0.087$ . Un condotto avente rugosità massima inferiore a tale valore è quindi accettabile ai fini dell'esperimento.

Il tubo utilizzato, fornito dalla ditta Giacomo Abbadini & C. S.A.S., è caratterizzato da una finitura interna realizzata con un mandrino in cromo; per garantire il mantenimento di una sezione circolare, nel condotto sono inglobate due spirali in acciaio che prevengono eventuali schiacciamenti o strizioni. Le spire sono mantenute in posizione mediante quattro trafilati metallici, fissate al cilindro interno mediante barre filettate che fungono da tiranti. Le caratteristiche geometriche del condotto sono riportate nella tabella 4.9.

Dal momento che il setup iniziale prevedeva alcune rilevazioni mediante PIV endoscopica in acqua, alle estremità del condotto erano presenti due riduttori in ottone per il collegamento con le tubazioni di mandata e di ritorno dell'impianto idraulico [2]. Dal momento che in questo lavoro di tesi è stato usato come fluido di lavoro l'aria, la presenza di un condotto di ritorno non è più necessaria, essendo possibile operare in circuito aperto. Il collettore superiore è stato perciò rimosso per permettere l'accesso alla sezione d'uscita, mentre quello inferiore è stato mantenuto per il collegamento con il sistema di ventilazione.

**Tabella 4.9.** *Caratteristiche geometriche del condotto elicoidale*

Diametro interno del condotto ( $D$ ) [mm]	102
Spessore del condotto [mm]	8
Diametro del cilindro centrale [mm]	900
Diametro dell'elica ( $2r_c$ ) [mm]	1018
Altezza del cilindro centrale [mm]	1475
Passo ( $2\pi p$ ) [mm]	118
Angolo di pitch $\theta_p$ [°]	2.113
Numero di spire	12.5
Lunghezza totale del condotto [m]	40
Curvatura ( $\kappa$ ) [1/m]	1.962
Torsione ( $\tau$ ) [1/m]	0.0724
Rapporto torsione/curvatura ( $\lambda$ )	0.0369
Rapporto di curvatura ( $\delta$ )	0.1

Per ridurre gli effetti di estremità, in corrispondenza della sezione d'uscita è stato fissato tramite una fascetta idraulica un tubo d'acciaio per condutture di fumi di scarico, avente il diametro esterno di 100 mm nominali ed una lunghezza di 303 mm, ovvero pari a 3 diametri interni del condotto elicoidale. Sfruttando la deformabilità del condotto di gomma è stato possibile fissare il tubo d'acciaio in modo che esso si adattasse perfettamente al diametro interno del condotto, senza introdurre asperità in corrispondenza delle pareti interne.

#### 4.2.2 Sistema di movimentazione

Per evitare disturbi dovuti ad effetti di estremità e alla presenza del collegamento tra il condotto flessibile e la prolunga in acciaio, le misurazioni devono essere effettuate a monte di quest'ultimo. Per garantire la raggiungibilità della sezione di misura è stato realizzato un sistema di movimentazione e supporto della sonda formato essenzialmente da tre parti:

- Una sistema di supporti per l'allineamento in beccheggio ed in imbardata della sonda;
- Un supporto addizionale per la sonda;
- Due motori passo-passo per lo spostamento nel piano della sonda.

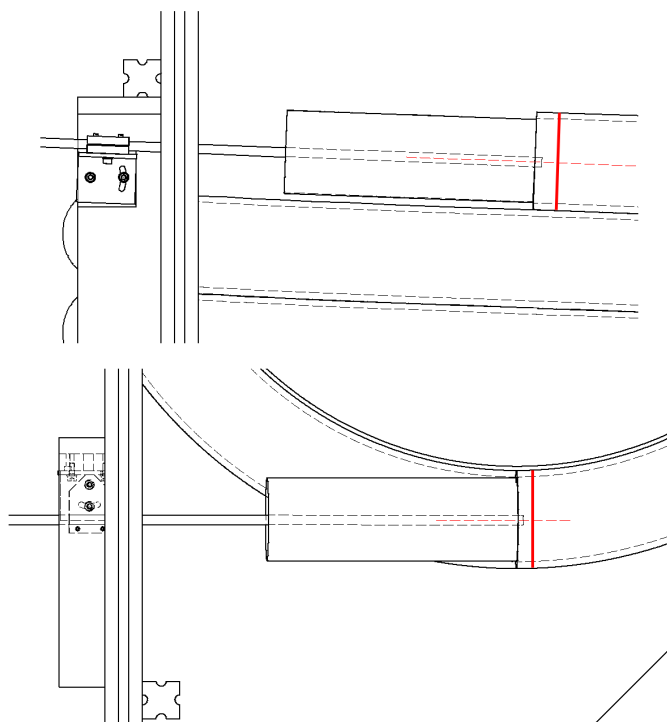
I supporti sono stati realizzati internamente presso l'officina del Laboratorio di Aerodinamica secondo i disegni tecnici riportati in Appendice 8.2 a pagina 101. Il primo elemento (denominato "Aggancio Owis") consente il fissaggio rigido al sistema di movimentazione e viene collegato al secondo elemento (denominato "Squadretta centrale") mediante una coppia di fori, di cui uno ad asola, che ne consentono la reciproca rotazione. Il terzo elemento (denominato "Supporto sonda") viene collegato allo stesso modo alla squadretta e consente il fissaggio, tramite un sistema a morsa, del supporto addizionale per la sonda. Tale supporto non è altro che una barra di alluminio a sezione circolare piena ( $\varnothing$  11.45 mm), una cui estremità è stata lavorata per permettere l'alloggiamento del supporto della sonda tripla. Tale elemento è inoltre in gradi di ruotare attorno al proprio asse, permettendo l'allineamento in rollio della sonda.

La movimentazione nel piano di misura (posizionato a 5 cm dalla sezione d'uscita del condotto elicoidale) è assicurata dalla presenza di una coppia di motori passo-passo lineari *Owis* disposti ortogonalmente tra loro. Essi vengono controllati mediante un software dedicato, permettendo il posizionamento della sonda con risoluzioni dell'ordine del decimo di millimetro. L'intero apparato di misura è vincolato rigidamente al condotto elicoidale con una coppia di tubi Bosch fissati al *core* centrale ed al piano d'appoggio del condotto stesso. Nella figura 4.9 a pagina 41 si può osservare il supporto tubolare per i motori passo-passo, mentre nella figura 4.11 è presentato un dettaglio del sistema di movimentazione.

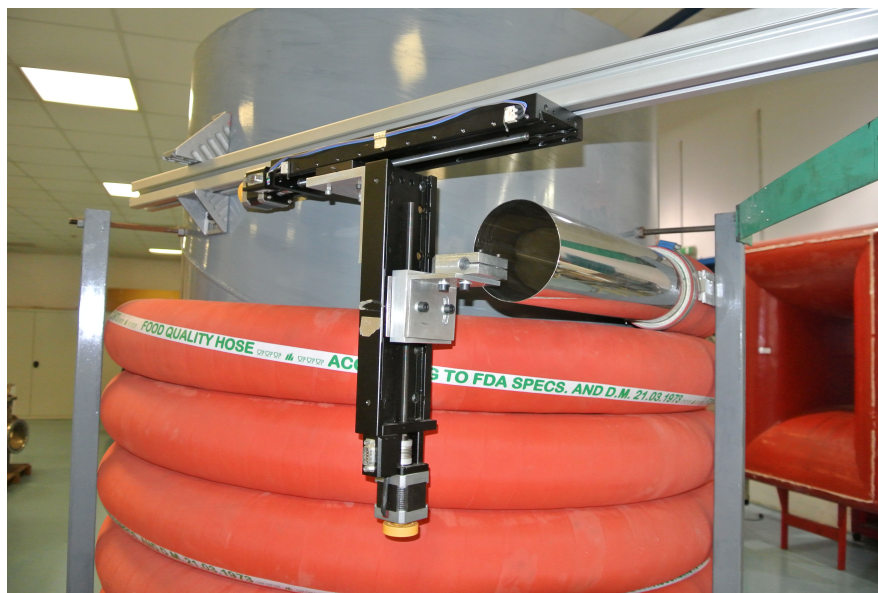


#### 4. CARATTERISTICHE DELL'APPARATO SPERIMENTALE

---



**Figura 4.10.** Vista laterale (in alto) e superiore (in basso) dello schema di posizionamento della sonda. La linea tratteggiata rossa indica l'asse locale del condotto, mentre la linea spessa rossa indica la sezione di misura.



**Figura 4.11.** Particolare dei motori passo-passo Owis



### 4.2.3 Sistema di ventilazione

Per la movimentazione dell'aria nel condotto è stato scelto di utilizzare un ventilatore centrifugo di tipo industriale. Tale scelta è stata determinata dall'esigenza di convogliare efficacemente il flusso d'aria nel condotto; l'uso di un comune ventilatore sarebbe stato pertanto impossibile, mentre un sistema di ventilazione intubato (del tipo utilizzato per l'aerazione di grandi ambienti) avrebbe richiesto la costruzione di un convergente troppo ingombrante ed oneroso per adattare la vena fluida alla sezione richiesta.

Un altro fattore che è stato preso in considerazione riguarda le perdite di carico. Il condotto ha infatti una lunghezza complessiva di 40 m ed uno sviluppo in altezza non trascurabile; unitamente alla presenza di raccordi e variazioni di sezione, questo può portare a perdite di carico tali da mandare in stallo un ventilatore tradizionale, con la conseguente impossibilità di movimentare la corrente.

Una stima preliminare delle perdite di carico nel condotto principale può essere fornita utilizzando la relazione di Darcy–Weissbach:

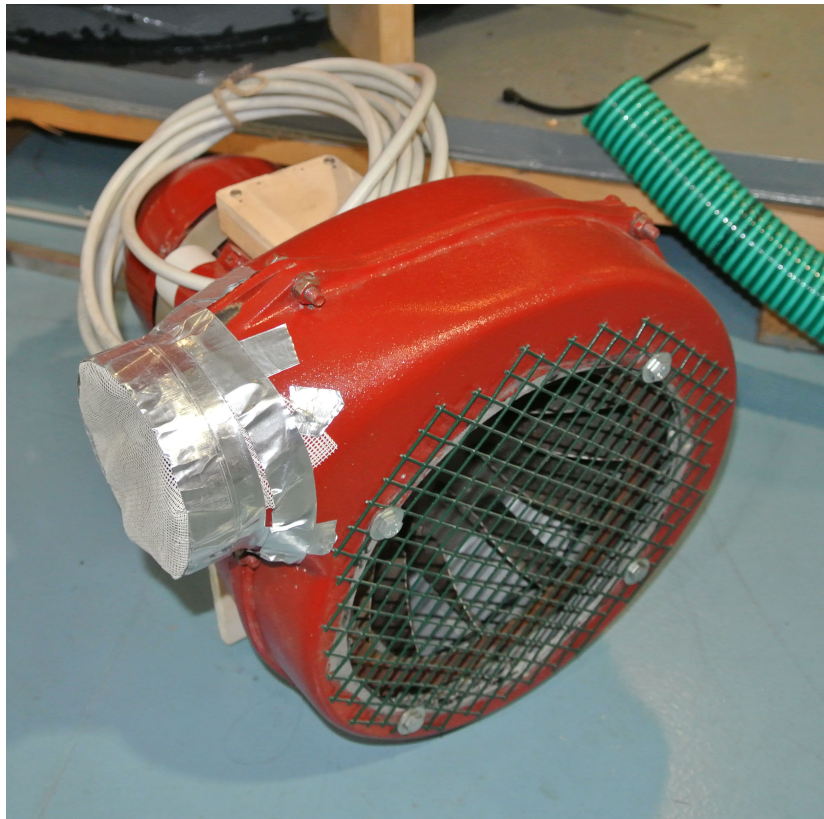
$$\Delta P = f_{\text{DW}} \frac{l}{D} \frac{1}{2} \rho U_b^2 + K + \rho g \Delta h_{\text{coil}} \quad (4.1)$$

dove  $f_{\text{DW}}$  è il coefficiente per le perdite distribuite e  $K$  il coefficiente delle perdite concentrate. Il primo termine può essere determinato mediante una relazione sperimentale [2]:

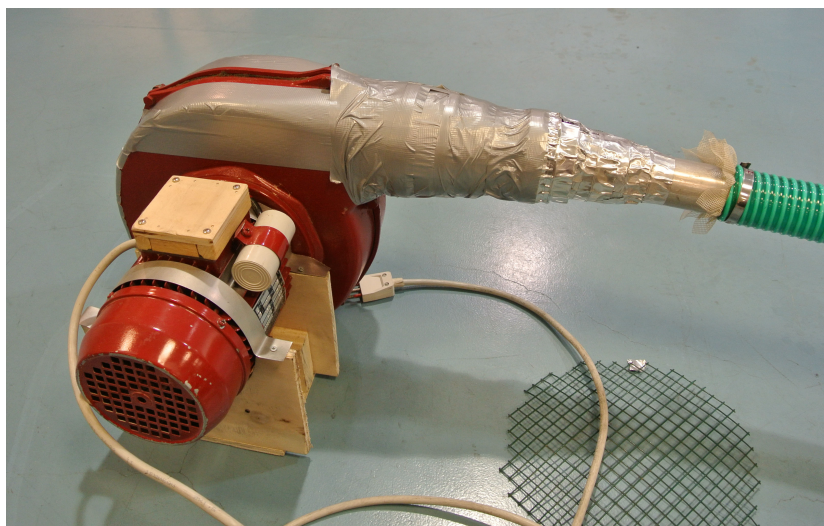
$$f_{\text{DW}} = \frac{344 \left(\frac{D}{d}\right)^{-\frac{1}{2}}}{\left\{1.56 + \log_{10} \left[Re \left(\frac{D}{d}\right)^{-\frac{1}{2}}\right]\right\}^{5.73}}$$

dove  $d$  è l'ampiezza della rugosità di parete. Per il condotto utilizzato, avendo  $Re = 10\,000$  ed utilizzando le dimensioni nella tabella 4.9 a pagina 42, si ottiene un valore di  $f_{\text{DW}} = 0.001\,004\,6$ ; sostituendo tale valore nella relazione (4.1) si ottiene, per il solo condotto elicoidale, una perdita di carico pari a 23.374 Pa. Una stima peggiorativa che tenga conto anche delle varie perdite concentrate fissa a 40 Pa la prevalenza minima che deve fornire il sistema di ventilazione per garantire la movimentazione del flusso.

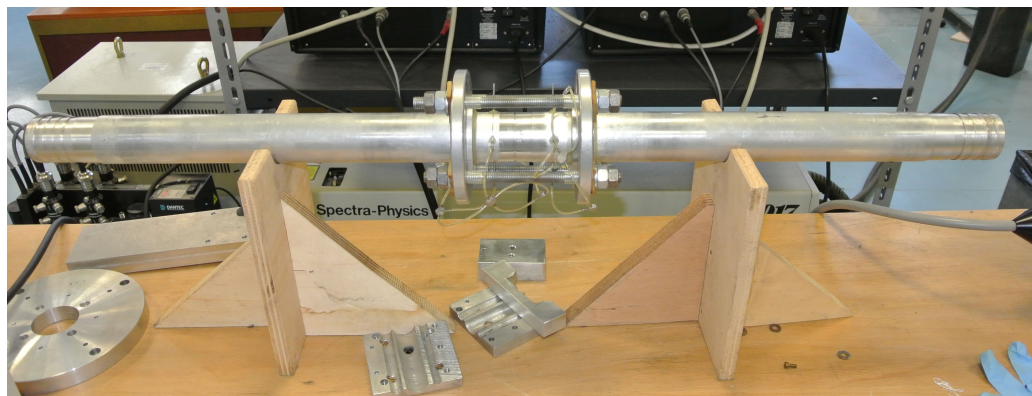
Il ventilatore utilizzato è un aspiratore industriale a conchiglia *Tecnomotori* modificato, in cui la coppa di aspirazione è stata rimossa per permettere alle palette un funzionamento ottimale in fase di soffiaggio (figura 4.12 nella pagina seguente). Una caratteristica peculiare di questo aspiratore è la bocchetta di scarico a sezione circolare, a differenza dello standard industriale che prevede una sezione rettangolare. Tale geometria permette una facile realizzazione di un convergente per il collegamento della linea di mandata. Essendo tale dispositivo alimentato con corrente elettrica monofase, non è possibile una regolazione della velocità di efflusso tramite un inverter; per ridurre la velocità media sulla sezione d'efflusso sono quindi stati posti a valle del convergente alcuni strati di rete di nylon a maglia fine, che provvede anche ad uniformare la corrente sulla sezione d'uscita.



**Figura 4.12.** *Ventilatore centrifugo utilizzato*



**Figura 4.13.** *Sistema completo di ventilazione, formato da ventilatore e convergente*



**Figura 4.14.** *Flussimetro utilizzato*

Il convergente è stato realizzato *ad hoc* utilizzando un riduttore d'acciaio del tipo utilizzato per le condotte di gas di scarico. Il diametro finale è stato ulteriormente ridotto con una serie di condotti coassiali di diametro decrescente fino al raggiungimento delle dimensioni desiderate. Il sistema completo è visibile nella figura 4.13 nella pagina precedente.

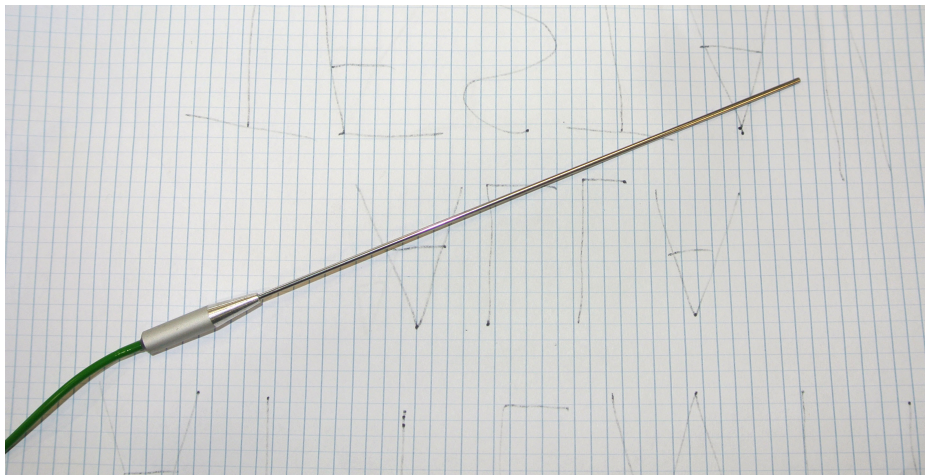
#### 4.2.4 Sistema di misurazione della portata

Il sistema di soffiaggio è stato collegato al condotto elicoidale tramite un condotto corrugato del diametro interno di 45 mm. Per permettere la misurazione della portata, tra i due gruppi è stato posto un flussimetro realizzato internamente al Politecnico di Milano nell'ambito di una tesi precedente [2] secondo gli standard previsti dalla normativa ISO-5167-2:2003 [8]. Esso è costituito da un condotto metallico al cui interno è posto un orifizio calibrato (figura 4.14); misurando la perdita di carico a cavallo dell'orifizio è possibile determinare la portata (massica o volumica) passante per la sezione.

Le caratteristiche geometriche del flussimetro sono riportate nella tabella 4.10, mentre i trasduttori utilizzati per la misurazione della portata sono i medesimi descritti nella sezione 4.1.6 a pagina 39.

**Tabella 4.10.** *Caratteristiche geometriche del flussimetro utilizzato*

Diametro interno del condotto [mm]	38
Spessore condotto [mm]	5
Diametro orifizio [mm]	28.5
Rapporto tra i diametri	0.75
Spessore orifizio [mm]	2
Perdita di carico nominale dell'orifizio [Pa]	25 000



**Figura 4.15.** *Sonda di pressione totale*

#### 4.2.5 Sonda di pressione totale

Come ulteriore rilevazione all'interno del condotto, è stata effettuata una rilevazione di pressione totale sulla sezione di misura utilizzando lo stesso sistema di movimentazione a disposizione. Per evitare effetti di intrusività della sonda dovuta alle ridotte dimensioni del condotto è stata utilizzata una sonda autocostruita, visibile nella figura 4.15. Essa è composta da un sottile tubo d'acciaio, avente diametro interno pari a 1 mm e diametro esterno pari a 1.5 mm; lo stelo è stato fissato ad un tratto di tubo di alluminio mediante colla bicomponente, per garantire il fissaggio alla prolunga della sonda. Il collegamento al trasduttore è stato effettuato con un tubo di nylon del diametro di 1 mm.

Date le ridotte velocità medie sulla sezione, per garantire una risoluzione adeguata le misurazioni sono state effettuate utilizzando un secondo trasduttore di pressione differenziale *Druck LPM 9481*, avente però un fondoscala pari a  $\pm 2$  mbar, le cui caratteristiche tecniche sono riassunte nella tabella 4.11. È stata quindi rilevata la differenza tra la pressione totale locale sulla sezione e la pressione ambiente, in modo da avere un riferimento pressoché costante.

**Tabella 4.11.** *Caratteristiche tecniche del trasduttore di pressione Druck LPM 9481*

Campo di misura [mbar]	$-2 \div 2$
Tensione di alimentazione [V]	$11.5 \div 24$
Tensione in uscita [V]	$0 \div 10$
Tempo di risposta [ms]	10
Range operativo [°C]	$-20 \div 80$
Accuratezza [% FS]	0.1

## Procedure sperimentali

In questo capitolo vengono illustrate le procedure sperimentali seguite per lo svolgimento delle rilevazioni. Vengono inoltre presentati i software ed i programmi utilizzati durante lo svolgimento di questo lavoro di tesi.

### 5.1 Software utilizzati

Tutte le rilevazioni sono state svolte con l'ausilio del calcolatore per la gestione e la memorizzazione dei dati. Il software utilizzato a tale scopo è *National Instruments LabView*, una piattaforma di programmazione visuale basata su schemi a blocchi caratterizzata da un'elevata modularità ed una forte integrazione con i dispositivi di acquisizione grazie ad i driver forniti con essi (figura 5.1). Per ciascuna fase del lavoro di tesi sono state realizzati programmi appositi per la gestione e l'acquisizione dei dati. Per la parte di post-processing sono stati invece utilizzati alcuni programmi scritti in linguaggio MATLAB.

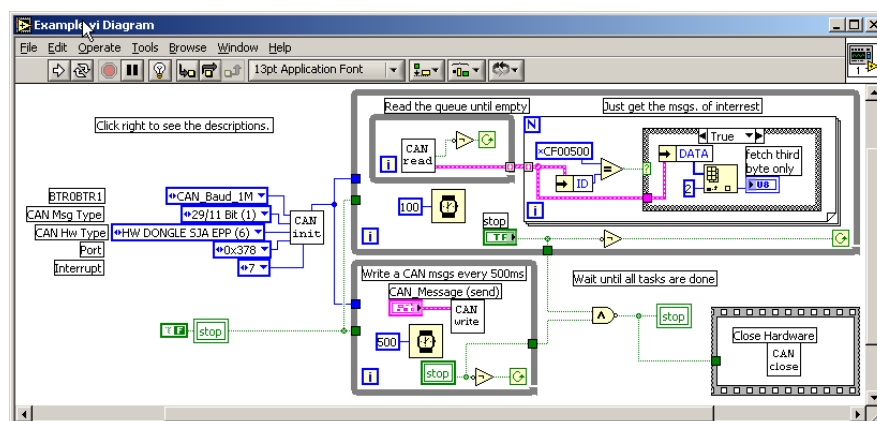


Figura 5.1. Esempio di interfaccia utente in ambiente LabView



## 5.2 Comparazione delle sonde

Per la fase di comparazione delle sonde è stato fatto uso di una suite di programmi in LabView per la regolazione e la calibrazione delle sonde a filo caldo, messi a punto in un precedente lavoro di tesi [22]. Lo svolgimento delle prove si articola nei seguenti passaggi:

1. Definizione dei parametri di utilizzo
2. Test dell'onda quadra ed acquisizione del segnale in uscita
3. Determinazione guadagno ed offset ottimali
4. Calibrazione statica nel range di velocità utilizzato
5. Acquisizione del segnale della sonda in una corrente con turbolenza di griglia
6. Analisi dello spettro della turbolenza

### 5.2.1 Definizione dei parametri di utilizzo

All'inizio di ogni prova vengono fissati alcuni parametri di funzionamento essenziali, come il tipo di sonda, il tipo di ponte di Wheatstone da utilizzare ed il rapporto di overhear. Altri parametri, come la resistenza della sonda e dei cavi e la temperatura di riferimento, vengono misurati direttamente dal modulo di controllo dello StreamLine e memorizzati su un file di configurazione. Utilizzando cavi standard da 4 m, il rapporto del ponte viene fissato a 1 : 20, mentre il rapporto di overhear può variare a seconda della prova.

### 5.2.2 Test dell'onda quadra

La procedura di calibrazione dinamica viene effettuata alla velocità nominale media alla quale verranno effettuate le acquisizioni. I valori di guadagno e smorzamento di tentativo vengono impostati manualmente e viene lanciato il treno di segnali, la cui uscita viene visualizzata a schermo. I valori vengono variati fino a che si raggiunge un andamento della risposta il più possibile simile a quello riportato nella figura 3.5 a pagina 21. Una volta raggiunte le condizioni ottimali, l'uscita viene acquisita mediante la scheda PXI per una successiva analisi.

### 5.2.3 Determinazione del guadagno e dell'offset ottimali

Il sistema StreamLine è dotato di un'unità interna di amplificazione del segnale, in modo da avere la massima copertura del range di acquisizione anche in diverse condizioni operative. Per impostare correttamente guadagno ed offset, vengono effettuate due rilevazioni successive del segnale in uscita dallo strumento alla minima ed alla massima velocità previste. Tali parametri vengono poi memorizzati in un file di configurazione per essere utilizzati per tutte le fasi successive.

#### 5.2.4 Calibrazione statica

La fase di calibrazione statica, comune ad entrambe le prove effettuate, può avvenire in due modi differenti:

- Direttamente sul posto, avendo a disposizione una corrente di velocità nota
- Utilizzando l'unità di calibrazione in dotazione

Per la fase di comparazione delle sonde è stata utilizzato il primo metodo. Durante tale fase, la sonda viene immersa in correnti di velocità nota; la curva di calibrazione viene ottenuta utilizzando una regressione ai minimi quadrati mediante lo schema di Householder con un polinomio del 4° ordine. Per avere una maggiore robustezza della calibrazione, la regressione non viene effettuata in velocità, bensì in numero di Reynolds del filamento: in tal modo è possibile comprendere nella fase di taratura anche altri parametri ambientali come temperatura, pressione ed umidità, tipicamente fonti di derive durante prove prolungate nel tempo.

Per le rilevazioni nel condotto è stato invece utilizzato il secondo metodo. Esso è molto simile al primo, ma in questo caso le velocità a cui viene sottoposta la sonda sono generate dall'unità di taratura esterna; questo consente di ottenere un'accuratezza superiore, un flusso più uniforme ed una regolazione più flessibile delle velocità, specialmente nel caso di correnti con velocità molto basse.

Si deve osservare che, mentre nel caso si utilizzi una sonda singola le precedenti operazioni vanno effettuate una sola volta, in caso di utilizzo di una sonda a filamenti multipli esse vadano teoricamente ripetute per ogni elemento della sonda. Ciò è vero per le procedure iniziali, mentre la fase di calibrazione prevede una correlazione automatica dei segnali in uscita dall'anemometro per una taratura corretta della sonda.

#### 5.2.5 Acquisizione delle velocità in una corrente con turbolenza di griglia

Una volta terminate le procedure di taratura dello strumento è possibile procedere alle acquisizioni di velocità. Esse vengono effettuate all'interno della Galleria Agusta ponendosi nel punto centrale della camera di prova. A monte di essa vengono posizionati, nell'ordine, un nido d'ape per eliminare fluttuazioni indesiderate ed una griglia a maglie fini per generare la turbolenza di griglia desiderata. Per garantire un adeguato di turbolenza, la velocità di prova nominale è stata fissata a 30 m/s; la taratura viene perciò effettuata tra 25 e 30 m/s, in modo da coprire tutte le possibili fluttuazioni.

Per avere un'adeguata risoluzione in frequenza è necessario campionare per un tempo sufficientemente lungo da permettere il rilevamento delle frequenze più basse. Questa necessità si scontra però con le richieste di massima frequenza campionabile, che per il teorema di Shannon è pari a metà della frequenza di campionamento. Per ottimizzare entrambe le richieste si può analizzare la frequenza massima teorica

della turbolenza prodotta, fornita dalla seguente relazione:

$$f_{\text{turb}} = \frac{U}{l_{\text{turb}}} \quad (5.1)$$

dove  $l_{\text{turb}}$  è la dimensione minima delle scale turbolente previste. In una turbolenza di griglia le scale turbolente più piccole sono dello stesso ordine di grandezza delle maglie della rete da cui esse sono generate; nel caso in esame, essendo le dimensioni maglie della griglia circa pari a 1 mm, la frequenza massima della turbolenza risulta essere pari a 30 kHz. Per tenere conto di eventuali segnali spuri, la frequenza di taglio del filtro anti-aliasing è stata perciò impostata a 50 kHz, mentre la frequenza di campionamento è stata fissata a 150 kHz.

Data la mole di dati da elaborare, il segnale non viene campionato in una volta sola, ma vengono effettuate 6 rilevazioni successive della durata di 10 s ciascuna, per un totale di 60 s di acquisizione complessivi. Tale durata è resa indispensabile dalla necessità di mediare le trasformate degli spettri per ridurre le oscillazioni tipiche dei flussi turbolenti, come descritto nel paragrafo successivo.

### 5.2.6 Analisi dello spettro della turbolenza

Il confronto tra le varie sonde è stato fatto analizzando l'energia cinetica turbolenta rilevata nei vari casi. Tale grandezza, definita rigorosamente come la traccia del tensore degli sforzi di Reynolds, è calcolabile a partire dalle tre componenti della velocità utilizzando la seguente relazione:

$$E_k = \frac{1}{2} (\overline{u'^2} + \overline{v'^2} + \overline{w'^2}) \quad (5.2)$$

dove  $u'$ ,  $v'$  e  $w'$  sono le fluttuazioni delle tre componenti della velocità istantanea rispetto al valore medio. Se si considera un segnale nel tempo, è possibile poi definire l'energia cinetica turbolenta istantanea in modo analogo:

$$E_k(t) = \frac{1}{2} (u'(t)^2 + v'(t)^2 + w'(t)^2) \quad (5.3)$$

L'energia cinetica turbolenta viene calcolata in due modi differenti per le sonde singole e triple:

- Per le sonde triple il calcolo avviene utilizzando l'espressione (5.3)
- Per le sonde singole, avendo a disposizione un solo segnale, in teoria non sarebbe possibile calcolare tale quantità. Tenendo però conto del fatto che la corrente è prevalentemente monodirezionale e la turbolenza che si genera è molto simile al caso isotropo<sup>1</sup>, è possibile calcolare un'ottima approssimazione

---

<sup>1</sup>Tale affermazione, che andrebbe teoricamente dimostrata prima dell'applicazione, è stata verificata a posteriori analizzando i segnali di velocità forniti della sonda tripla. Calcolando l'intensità di turbolenza per le 3 componenti di velocità, esse sono risultate molto simili tra di loro e con un valore medio di intensità turbolenta pari a 0.92%. Tale assunzione è perciò legittima ed ottimamente verificata.



di questa quantità con la seguente relazione:

$$E_k(t) = \frac{1}{2} \left( U'(t)^2 \right)$$

L'analisi prevede la trasformazione del segnale di velocità nel dominio delle frequenze per la valutazione del comportamento dinamico. Per filtrare i picchi spuri dovuti alla turbolenza, la generazione dello spettro di turbolenza avviene con i seguenti passaggi:

1. Il segnale della velocità viene processato per calcolare l'energia turbolenta secondo le modalità precedentemente descritte.
2. Il segnale viene diviso in più sotto-segnali, parzialmente sovrapposti tra di loro, sfruttando le proprietà di ergodicità della turbolenza.
3. Ad ogni sotto-segnale viene applicata una funzione di finestra gaussiana.<sup>2</sup>
4. Ogni sotto-segnale viene trasformato utilizzando l'algoritmo FFT.
5. Tutte le trasformate vengono mediate tra di loro per ottenere uno spettro mediato, in modo da ridurre l'effetto di variazioni accidentali dei parametri operativi e delle fluttuazioni casuali.

Tali operazioni vengono ripetute per ciascuno dei 6 file acquisiti. Lo spettro finale si ottiene come ulteriore media dei 6 spettri intermedi, in modo da depurare ulteriormente il risultato da disturbi ed oscillazioni. Gli spettri sono quindi confrontati tra di loro nei vari casi presi in esame.

### 5.3 Rilevazioni nel condotto

La fase di rilevazioni nel condotto ha previsto l'uso di un software LabView scritto appositamente per gestire la movimentazione e l'acquisizione dei segnali della sonda tripla e della sonda di pressione totale. Il procedimento, analogo ad entrambi i rilievi, si articola nei seguenti passaggi:

1. La sonda viene posta a centro vena nella sezione desiderata, controllando manualmente che non vi siano disallineamenti.
2. Il programma di movimentazione carica la mappa dei punti da scansionare.
3. I motori Owis posizionano la sonda nella posizione desiderata, muovendosi sequenzialmente in direzione  $y$  ed  $x$ .
4. Viene avviata l'acquisizione dei segnali e la memorizzazione delle coordinate spaziali del punto di misura.
5. Si ripete il procedimento fino alla scansione completa della sezione.

---

<sup>2</sup>È stata scelta una funzione di finestra gaussiana poiché, sulla base di semplici osservazioni empiriche, essa fornisce una minore perdita di picco nel segnale trasformato rispetto alle funzioni classiche (Hann, Hamming...).

La griglia cartesiana viene generata con un algoritmo di spaziatura a rapporti successivi, in modo da addensare maggiormente i punti di misura vicino alle pareti, dove si hanno le variazioni maggiori delle quantità in esame. A causa dei differenti ingombri delle due sonde utilizzate, le griglie usate nei due casi si differenziano per la maggiore o minore vicinanza alle pareti degli ultimi punti di misura. Per evitare contatti e rotture della sonda tripla, le rilevazioni di velocità sono state fatte con una griglia più distante, mentre per la sonda di pressione totale è stato possibile avvicinarsi maggiormente alle pareti senza rischi.

Date le velocità ridotte, le frequenze caratteristiche della turbolenza saranno sicuramente piccole: è perciò possibile utilizzare frequenze di campionamento più basse rispetto alle rilevazioni precedenti. Ipotizzando che il contenuto in frequenza tipico della turbolenza sia non superiore ai 2000 Hz, il filtro anti-aliasing è stato impostato a 5000 Hz, mentre la frequenza di campionamento è stata fissata a 10000 Hz. Il tempo di acquisizione è di 10 s per ciascun punto, in modo da mantenere una buona risoluzione in frequenza anche in caso di sotto-finestrature e per ridurre al minimo le oscillazioni provocate dal ventilatore.

---

# Comparazione delle sonde a filo e a film caldo

In questo capitolo vengono esposti i risultati della fase di comparazione delle sonde a filo e film caldo, nonché alcune considerazioni sulle rilevazioni effettuate.

## 6.1 Riepilogo delle prove svolte

Le prove sono state svolte utilizzando tre tipi differenti di sonde:

- La sonda a filo singolo 55P01 (da qui in poi “Wire 1D”);
- La sonda a film singolo 55R01 (da qui in poi “Fiber 1D”);
- la sonda a film triplo 55R91 (da qui in poi “Fiber 3D”).

Per ciascuna sonda è stata effettuata un’acquisizione con le impostazioni che garantiscono il miglior comportamento dinamico possibile secondo il test dell’onda quadra; in seguito sono stati variati i parametri dinamici dello strumento (*gain*, *damping* e OHR) per studiare come essi modifichino le letture dell’anemometro in termini di spettro di energia turbolenta. Le varie prove sono state infine confrontate tra di esse, per analizzare il comportamento delle diverse sonde nelle medesime condizioni operative.

Nella tabella 6.1 nella pagina successiva sono riportati i parametri di acquisizione e di analisi, che sono stati mantenuti comuni a tutte le prove, mentre la tabella 6.2 nella pagina seguente riporta il prospetto di tutte le prove svolte.

**Tabella 6.1.** *Riepilogo dei parametri di acquisizione e di analisi*

Frequenza di campionamento [Hz]	150 000
Frequenza di taglio del filtro [Hz]	50 000
Tempo di acquisizione (singolo) [s]	10
Numero di acquisizioni per prova	6
Numero di campioni per singola acquisizione	1 500 000
Numero totale di campioni per acquisizione	9 000 000
Tipo di finestrazione	Gaussiana
Campioni per finestra	32 768
Numero di finestre per acquisizione	90
Risoluzione in frequenza [Hz]	4.58
Frequenza massima rilevabile [Hz]	75 000

**Tabella 6.2.** *Riepilogo delle prove svolte*

Sonda	Gain	Damping	OHR	Descrizione
Wire 1D	7	6	0.9	Prova di riferimento
	1	6	0.9	
	3	6	0.9	Variazione guadagno
	5	6	0.9	
	7	3	0.9	Variazione smorzamento
	7	9	0.9	
	3	6	0.8	Variazione OHR
Fiber 1D	7	6	0.9	Prova di riferimento
	5	6	0.9	Variazione guadagno
	9	6	0.9	
	7	3	0.9	Variazione smorzamento
	7	9	0.9	
	7	6	0.75	Variazione OHR
Fiber 3D	4	5	0.9	Prova di riferimento
	2	5	0.9	Variazione guadagno
	4	3	0.9	Variazione smorzamento
	4	5	0.75	Variazione OHR

## 6.2 Analisi parametrica di sensibilità ai parametri dinamici

### 6.2.1 Sonda a filo singolo (Wire 1D)

La sonda a filo singolo, che verrà da qui in avanti utilizzata come segnale di riferimento per il confronto tra gli spettri, è stata analizzata con variazioni di guadagno, smorzamento e OHR. I risultati sono visibili nelle figure 6.1, 6.2 e 6.3 nella pagina successiva.

Come si evidenzia dai grafici, lo spettro di turbolenza rilevato da questa sonda risente in misura marginale delle variazioni dei parametri di funzionamento. Le maggiori differenze negli spettri si hanno in caso di variazione del guadagno del sistema di retroazione, che porta ad una maggiore o minore amplificazione della risposta alle alte frequenze ( $\approx 30\,000$  Hz); questa amplificazione si traduce quindi in una maggiore energia turbolenta percepita a tali frequenze. Tali amplificazioni restano in ogni caso contenute in una banda di frequenze limitata e di ampiezza molto piccola e non modificano in maniera sostanziale lo spettro di turbolenza alle frequenze inferiori. In modo analogo, una diminuzione dello smorzamento provoca un'amplificazione appena percettibile dello spettro attorno alle medesime frequenze; la variazione del rapporto di surriscaldamento, al contrario, non porta effetti apprezzabili sull'intero spettro.

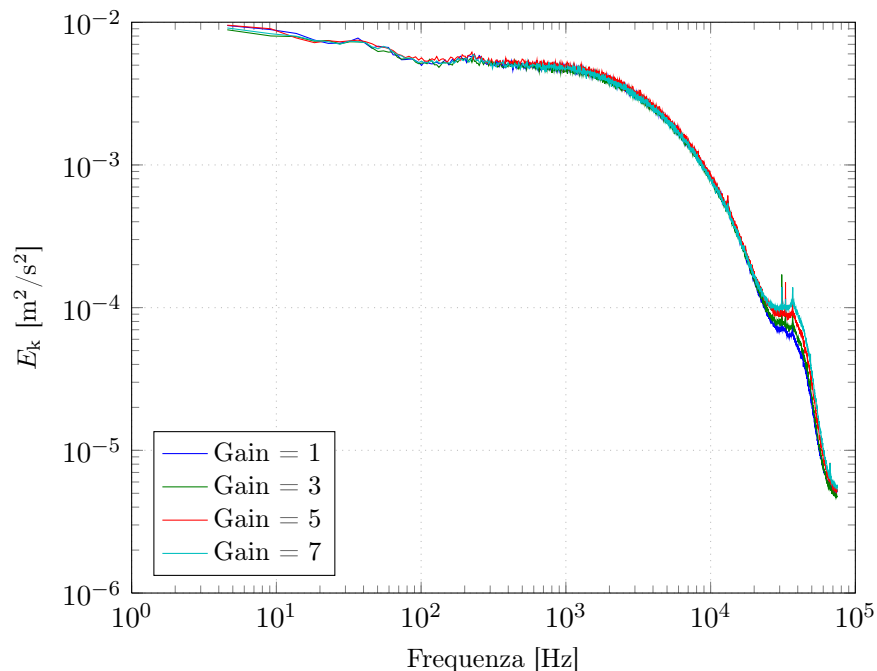
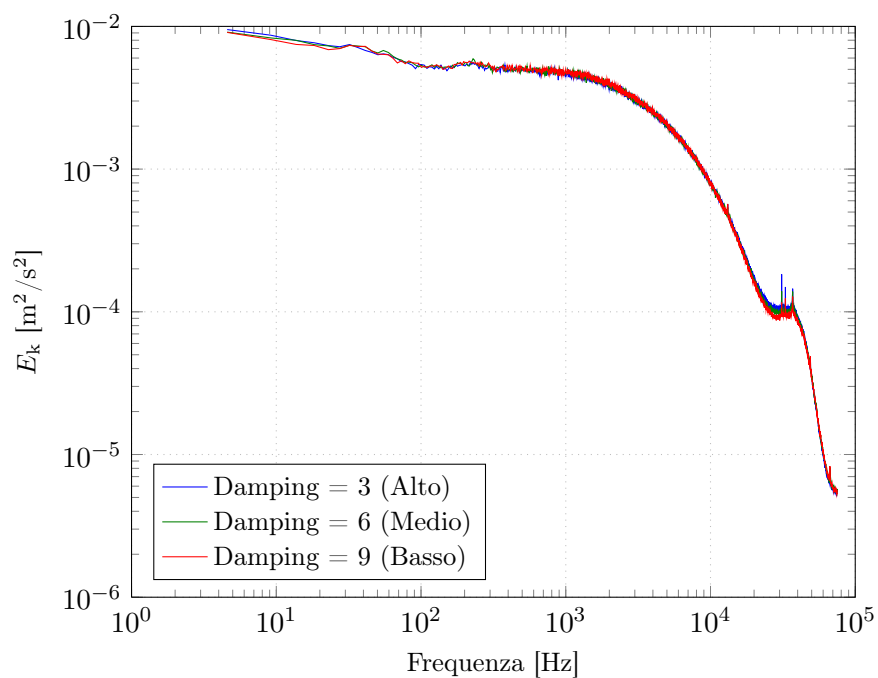
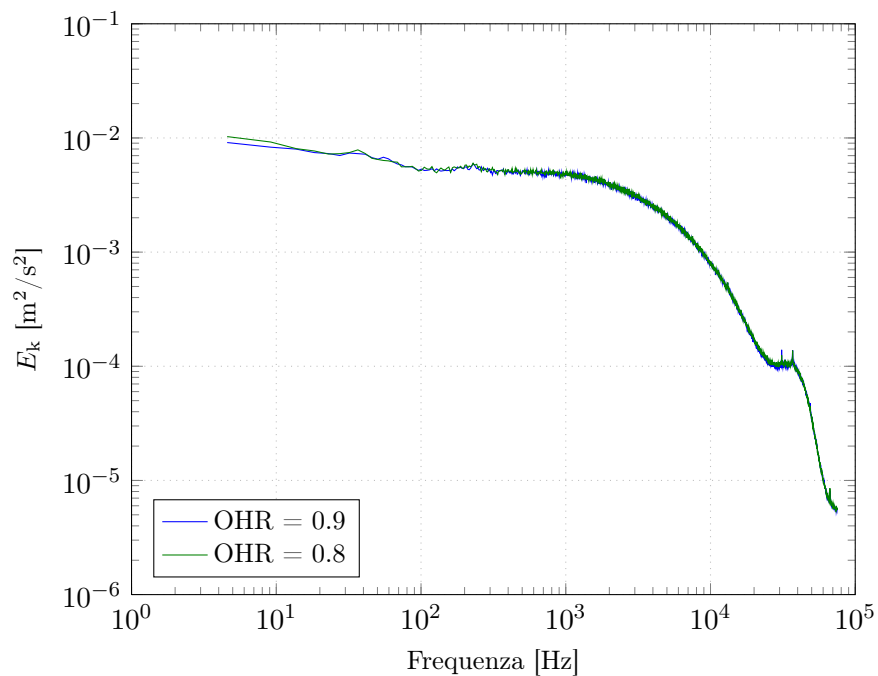


Figura 6.1. Wire 1D – Confronto delle variazioni del guadagno



**Figura 6.2.** *Wire 1D – Confronto delle variazioni dello smorzamento*

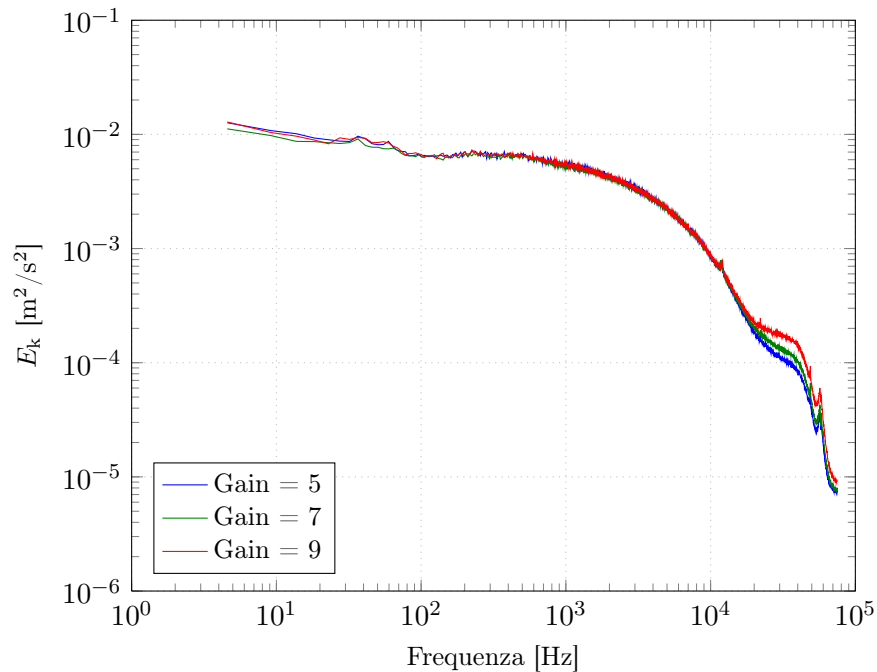


**Figura 6.3.** *Wire 1D – Confronto delle variazioni del rapporto di surriscaldamento*

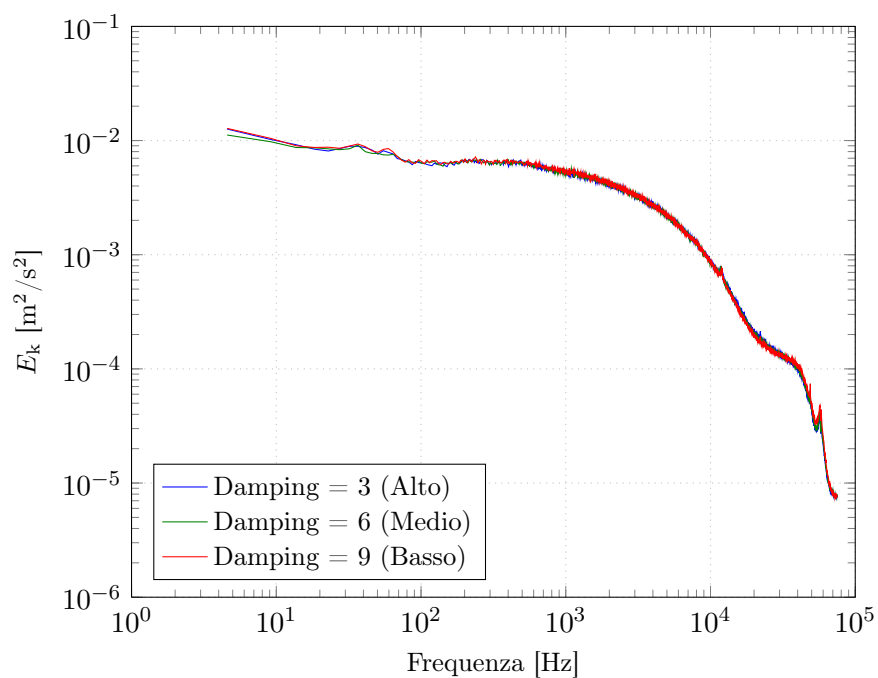
### 6.2.2 Sonda a film singolo (Fiber 1D)

La seconda sonda presa in esame è quella a film singolo, anch'essa sottoposta come la precedente a variazioni di guadagno, smorzamento ed OHR. I risultati sono visibili nelle figure 6.4, 6.5 e 6.6 nella pagina seguente.

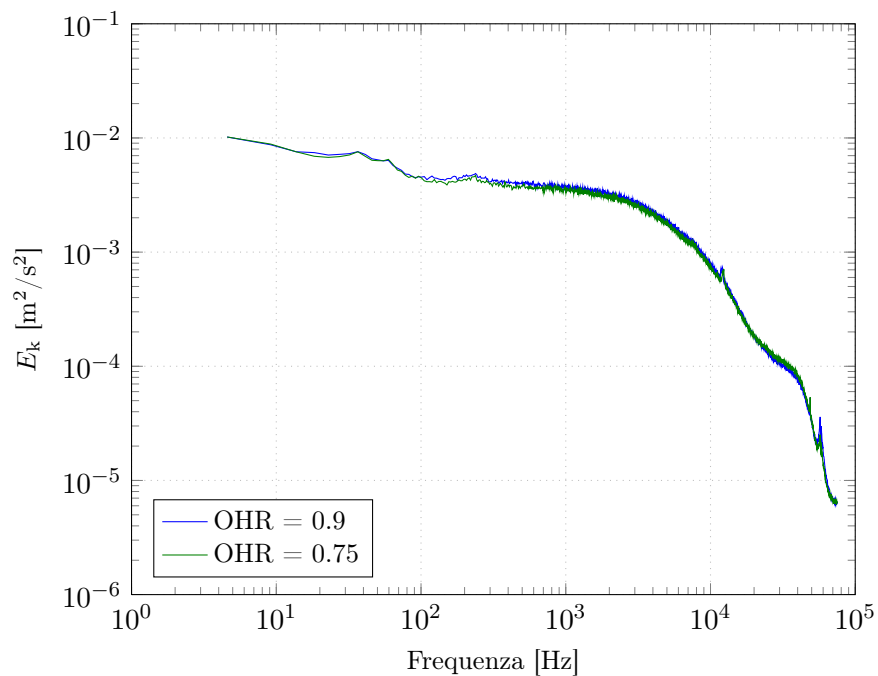
In modo del tutto analogo alla sonda precedente, le variazioni dei parametri dinamici modificano limitatamente lo spettro di turbolenza rilevato. Anche in questo caso, le differenze più evidenti riscontrate sono dovute alla variazione del guadagno del sistema di retroazione, che portano ad una maggiore o minore amplificazione del segnale alle alte frequenze. Rispetto alla sonda a filo, per la sonda a film il fenomeno è leggermente più evidente ed inizia a frequenze leggermente inferiori (20 000 Hz anziché 30 000 Hz): tale comportamento è imputabile alla maggiore sezione dell'elemento sensibile (70  $\mu\text{m}$  anziché 5  $\mu\text{m}$ ), che introduce maggiori inerzie termiche e riduce la banda passante dello strumento. Per contro, la sonda a film risente in misura molto minore della precedente delle variazioni dello smorzamento, che non introducono variazioni sostanziali nello spettro di turbolenza. Anche per essa, infine, la variazione del rapporto di surriscaldamento non introduce effetti visibili né alle basse né alle alte frequenze.



**Figura 6.4.** *Fiber 1D – Confronto delle variazioni del guadagno*



**Figura 6.5.** *Fiber 1D – Confronto delle variazioni dello smorzamento*



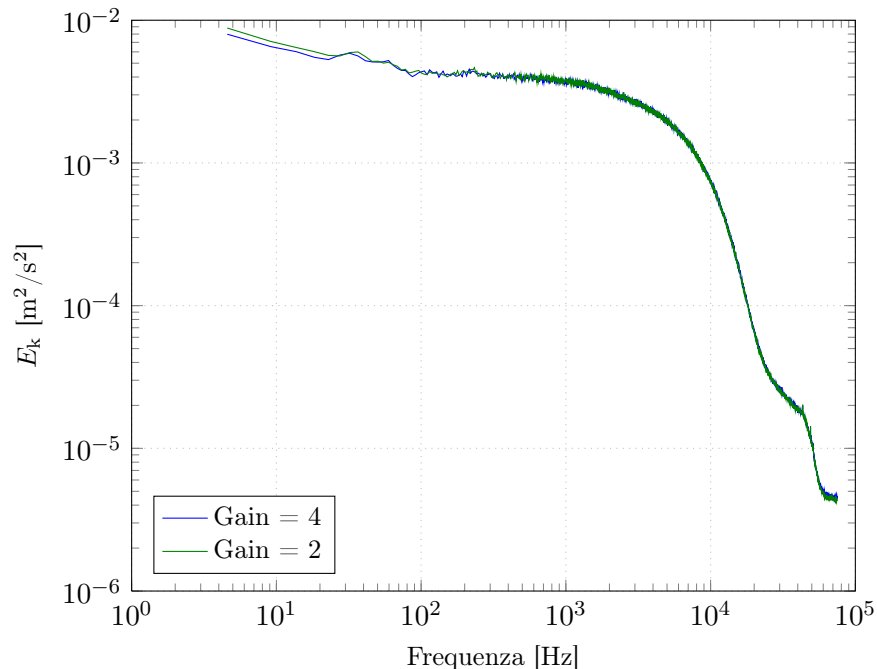
**Figura 6.6.** *Fiber 1D – Confronto delle variazioni del rapporto di surriscaldamento*



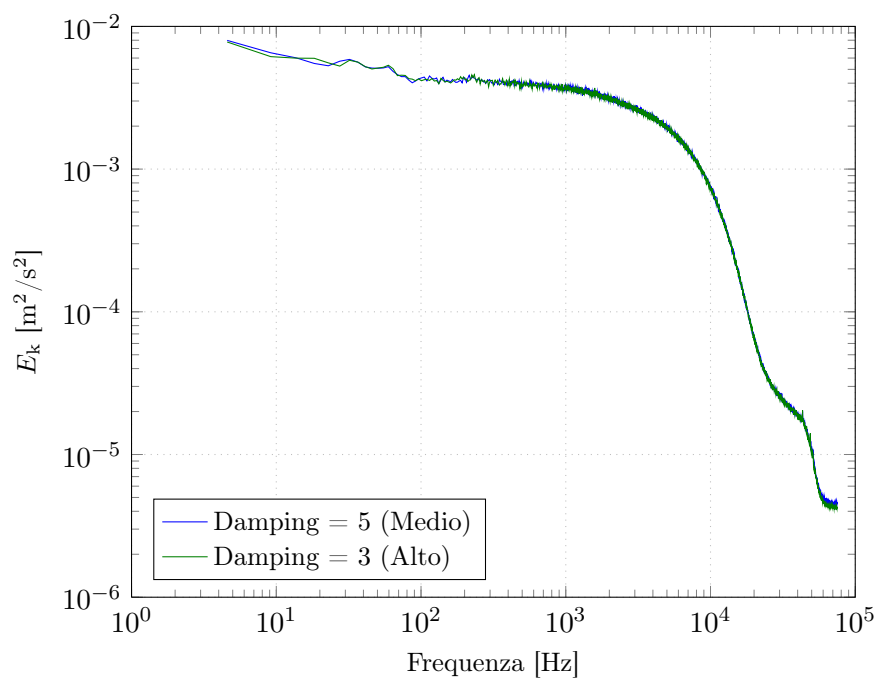
### 6.2.3 Sonda a film triplo (Fiber 3D)

L'ultima sonda in esame è quella a film triplo, sottoposta anch'essa a variazioni di guadagno, smorzamento ed OHR. Si può osservare come il numero di comparazioni effettuate con questo tipo di sonda siano inferiori in numero rispetto alle altre due; ciò è dovuto alla maggiore difficoltà di calibrazione dinamica di tale strumento, che richiede dei parametri di funzionamento più restrittivi rispetto ad una sonda a filo singolo. Le variazioni dei parametri sono perciò state mantenute entro un'escursione limitata, in modo da non pregiudicare la stabilità del sistema di retroazione. I risultati relativi a queste comparazioni sono riportati nelle figure 6.7, 6.8 e 6.9 nella pagina successiva.

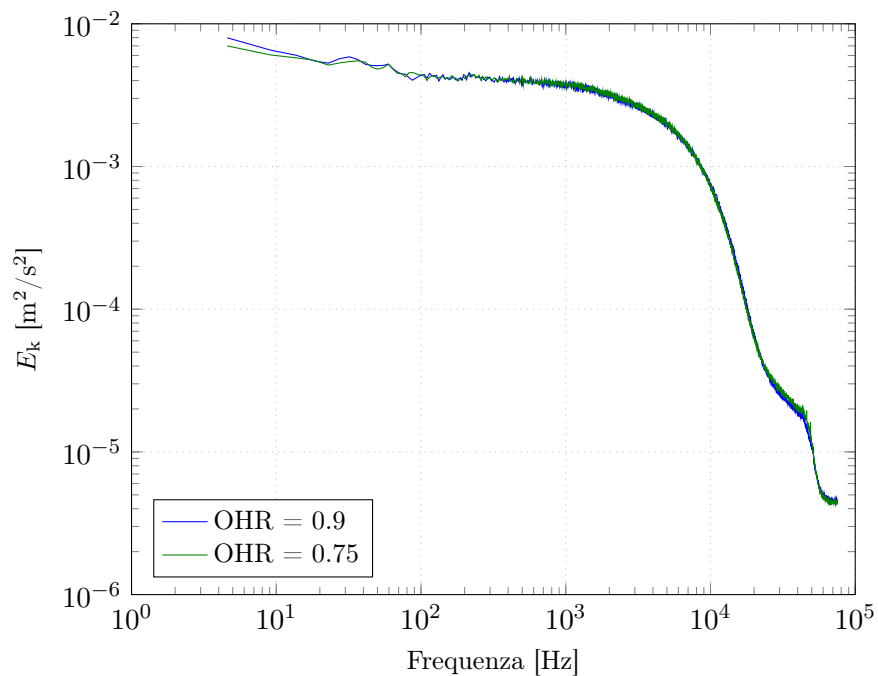
Questo tipo di sonda risulta essere la meno sensibile alle variazioni dei parametri dinamici: come si osserva dai grafici, lo spettro risulta praticamente inalterato in tutti i casi. Come evidenziato in seguito, una possibile spiegazione deriva dal fatto che tale sonda, se comparata con le altre due, presenta uno smorzamento della turbolenza più marcato, che fa decadere lo spettro molto rapidamente ad un livello basso. Ciò rende il segnale in ingresso dello stesso ordine di grandezza del rumore alle late frequenze, smorzando qualunque amplificazione che si viene a creare.



**Figura 6.7.** *Fiber 3D – Confronto delle variazioni del guadagno*



**Figura 6.8.** *Fiber 3D – Confronto delle variazioni dello smorzamento*

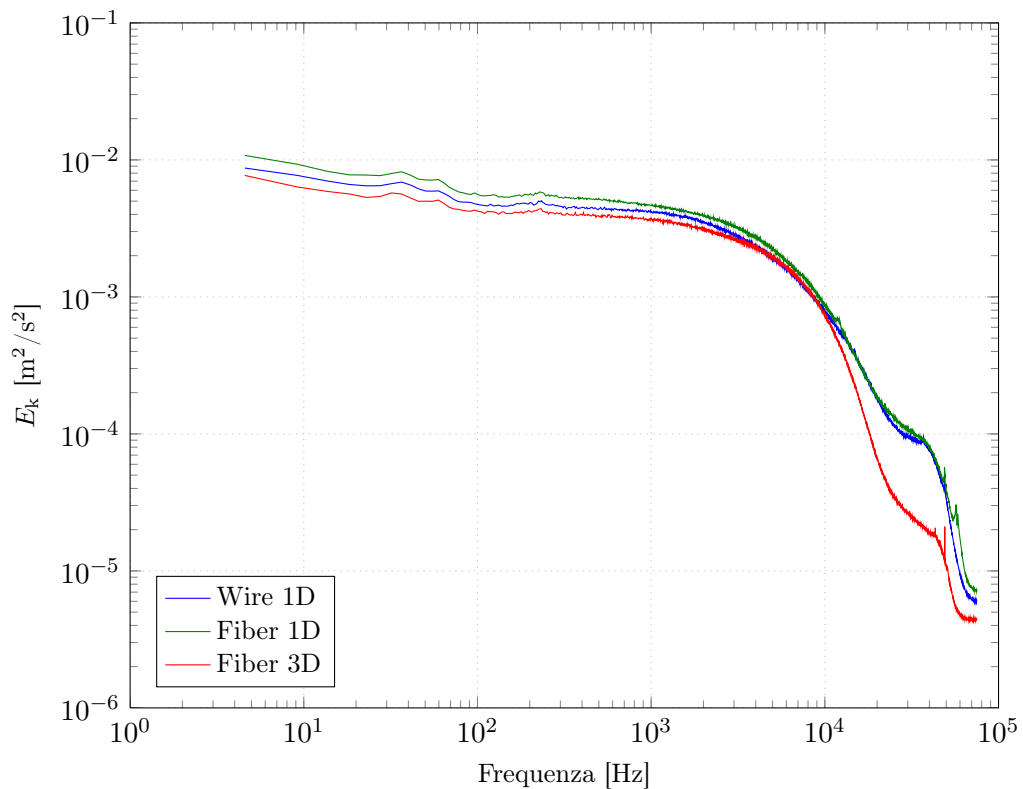


**Figura 6.9.** *Fiber 3D – Confronto delle variazioni del rapporto di surriscaldamento*

### 6.3 Confronto degli spettri medi forniti dalle sonde

Dopo aver studiato la sensibilità delle sonde ai vari parametri di funzionamento, sono stati confrontati direttamente tra loro gli spettri forniti dai tre sensori, riportati nella figura 6.10. Osservando il grafico, si può notare come essi forniscano uno spettro ragionevolmente coerente fino alle frequenze medio-alte ( $\approx 10\,000$  Hz), a partire dalle quali si osserva una marcata divergenza della sonda Fiber 3D, la quale smorza molto più rapidamente rispetto alle sonde a filo e film singolo. La maggior differenza tra i segnali si osserva attorno ai 4000 Hz, mentre per frequenze più alte l'intervento del filtro anti-aliasing abbatte tutti gli spettri.

Al di sotto della frequenza di divergenza le tre sonde sembrano fornire uno spettro simile tra di loro. Mancando il supporto di una simulazione numerica per determinare in modo rigoroso la distribuzione di energia turbolenta, è ragionevole considerare il dato della sonda a filo singolo come il più corretto ed utilizzarlo come paragone per gli altri sensori. Questa assunzione è comune ed assodata in letteratura, dove tale sonda è stata considerata come termine di paragone anche in altri confronti [18].



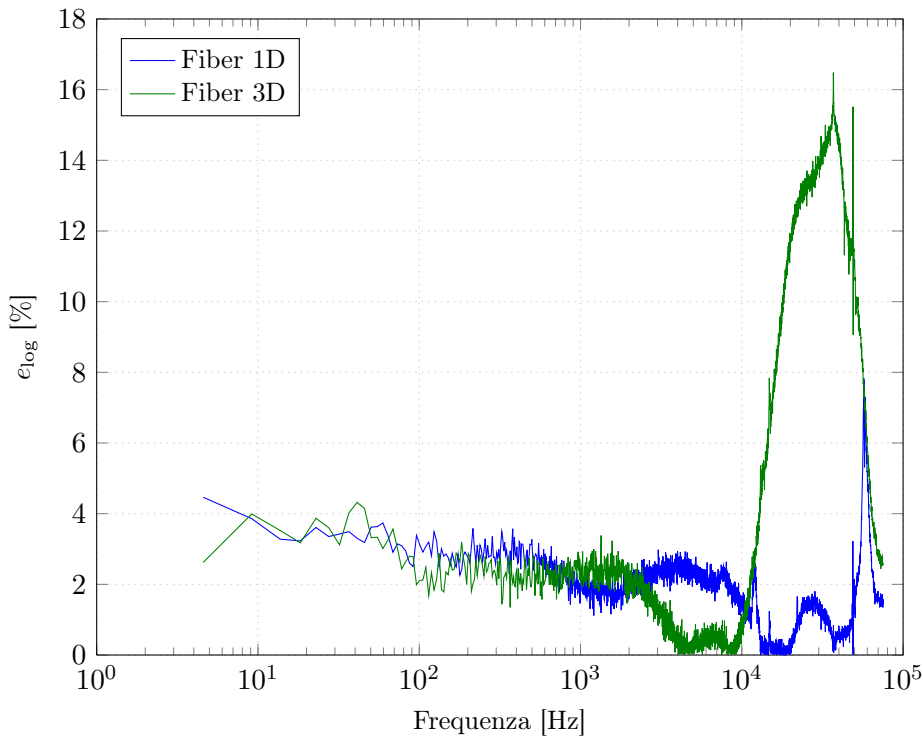
**Figura 6.10.** Confronto degli spettri forniti da tutte le sonde

Per analizzare le differenze tra i vari spettri si può considerare l'*errore logaritmico relativo*:

$$e_{\log} = \left| \frac{\log E_k - \log E_{k_{\text{ref}}}}{\log E_{k_{\text{ref}}}} \right|$$

ovvero l'equivalente in assi logaritmici dell'errore relativo. Gli errori logaritmici delle sonde Fiber 1D e Fiber 3D, riportate nella figura 6.11, mostrano come lo spettro fornito dalla sonda singola sia più che accettabilmente in accordo con il campione di riferimento, dal momento che la differenza tra i due segnali resta contenuta entro il 4% per la maggior parte delle frequenze. Solo nella parte terminale dello spettro si hanno delle differenze più marcate, ma tale zona presenta delle distorsioni dovute all'intervento del filtro anti-aliasing e non è pertanto utile ai fini dell'analisi.

Osservando invece l'errore della sonda tripla, è interessante notare come anch'esso non superi il 4% alle basse e medie frequenze, mentre si ha un aumento marcato di tale valore a partire da una frequenza di circa 10 000 Hz, dopo la quale esso cresce fino a raggiungere un picco del 15% attorno ai 35 000 Hz. È inoltre possibile osservare che l'aumento dell'errore avviene con una pendenza costante fino al valore massimo, per poi decrescere ancora in modo costante per effetto del filtro anti-aliasing.



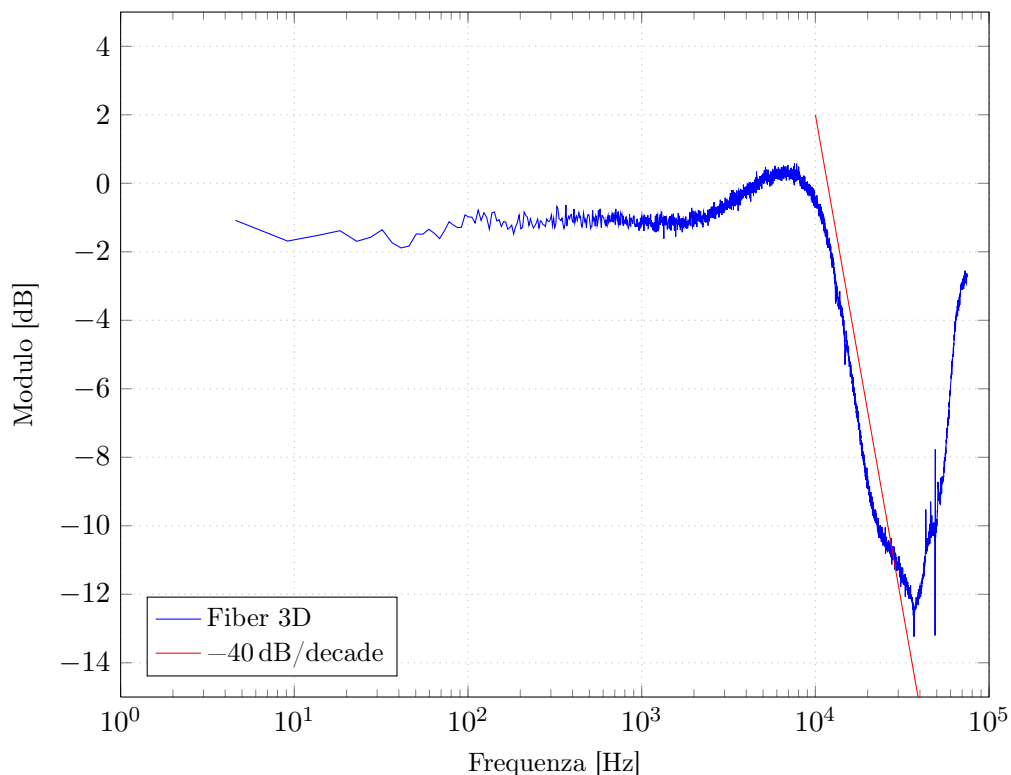
**Figura 6.11.** Errori logaritmici delle sonde Fiber 1D e Fiber 3D

Un modo analogo di osservare la divergenza tra sonda singola e sonda tripla comporta l'utilizzo del *diagramma di Bode*. Tale grafico riporta, al variare della frequenza, il modulo in decibel del rapporto tra due segnali:

$$G_{\text{dB}} = 20 \log \frac{E_k}{E_{k_{\text{ref}}}}$$

Se si osserva il diagramma di Bode del rapporto tra lo spettro della sonda Fiber 3D e quello della sonda Wire 1D, riportato nella figura 6.12, si nota come effettivamente a partire da una frequenza attorno ai 10 000 Hz si abbia uno smorzamento marcato del segnale della sonda tripla. Alle basse frequenze si ha invece una risposta sostanzialmente piatta, sebbene con un guadagno leggermente inferiore all'unità, dovuto probabilmente alle maggiori inerzie della sonda tripla.

Un ulteriore fatto interessante è che tale smorzamento non avviene con una pendenza casuale, bensì risulta essere con ottima approssimazione pari a  $-40$  dB/decade; tale pendenza è infatti la risposta in frequenza tipica di un sistema dinamico del secondo ordine dopo la frequenza propria nominale. Prima della regione con tale pendenza si osserva inoltre una piccola sovraelongazione, anch'essa molto simile alla risonanza di un sistema dinamico di secondo ordine con uno smorzamento medio.



**Figura 6.12.** Diagramma di Bode della sonda Fiber 3D

In base a tali osservazioni sembrerebbe quindi lecito paragonare la risposta della sonda tripla a quella di un sistema dinamico del secondo ordine, quantomeno nelle condizioni di turbolenza di griglia prese in esame. Una possibile spiegazione teorica di tale fenomeno può essere fornita utilizzando il teorema di Shannon sulle scale spaziali. Dai dati tecnici forniti dal costruttore, l'area di misura della sonda tripla considerata rimane confinata in una sfera di diametro pari a 1.3 mm [16]; applicando la relazione (5.1), a tale sonda corrisponde una frequenza turbolenta pari a:

$$f_{\text{turb, probe}} = \frac{U}{l_{\text{turb}}} = \frac{30 \text{ m/s}}{1.3 \times 10^{-3} \text{ m}} = 23\,077 \text{ Hz}$$

Tale frequenza può essere vista come una frequenza di campionamento spaziale della sonda, che non dipende dai parametri di funzionamento ma solo dalla geometria del sensore. Secondo il teorema del campionamento, la frequenza massima rilevabile è pari alla metà della frequenza di campionamento; per la sonda in esame essa sarà quindi pari a:

$$f_{\text{max}} = \frac{f_{\text{turb, probe}}}{2} = \frac{23\,077 \text{ Hz}}{2} = 11\,538.5 \text{ Hz} \quad (6.1)$$

ovvero una frequenza molto vicina a quella in cui tale sonda inizia a smorzare in modo costante.

Per verificare la concordanza o meno della risposta della sonda con un sistema del secondo ordine, è stato considerato un filtro di tale ordine, realizzato in modo analogico nella forma canonica:

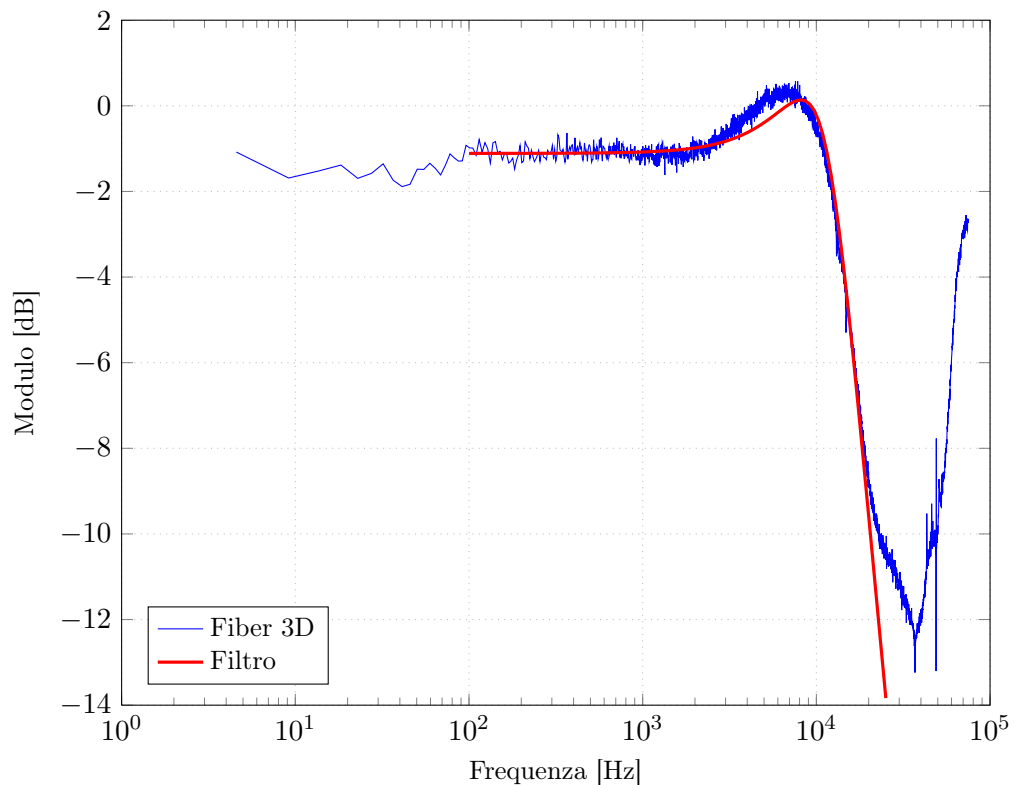
$$F(s) = \frac{K_0 \omega^2}{s^2 + 2\xi\omega s + \omega^2} \quad (6.2)$$

dove  $K_0$  è il guadagno statico,  $\xi$  lo smorzamento e  $\omega$  la frequenza propria del sistema.

I parametri che compaiono nell'espressione (6.2) sono stati calcolati per via analitica ed empirica: in particolare, il valore della frequenza propria è quello calcolato con l'espressione (6.1), mentre i valori di guadagno statico e smorzamento sono stati scelti mediante un metodo euristico-sperimentale per garantire la miglior correlazione possibile col segnale sperimentale. I valori determinati con tale metodo ed inseriti nel filtro sono i seguenti:

$$K_0 = 0.88 \qquad \xi = 0.5 \qquad \omega = 11538.5$$

Il filtro così ottenuto è riportato nella figura 6.13 nella pagina successiva, accanto al segnale originale. Come si può osservare, l'accordo tra le due curve è molto buono alle basse ed alle alte frequenze, mentre nella zona di sovralongazione si hanno alcune differenze visibili. Non sono stati considerati i tratti iniziali e finali dello spettro, per via della presenza del filtro e di disturbi alle basse frequenze.



**Figura 6.13.** Confronto tra il diagramma di Bode della sonda *Fiber 3D* ed il filtro passa-basso analitico

## 6.4 Riepilogo

Le analisi sperimentali della sensibilità delle sonde alle variazioni dei parametri operativi hanno mostrato una sostanziale insensibilità dello spettro di turbolenza calcolato a tali variazioni. Le maggiori differenze tra gli spettri sono state rilevate per le sonde singole nella variazione del guadagno; tali scostamenti sono però limitati alle frequenze più alte e non provocano alterazioni sensibili delle forme dello spettro alle frequenze intermedie. La sonda tripla ha invece evidenziato una sensibilità praticamente nulla a tali variazioni nella rilevazione dello spettro, dal momento che essi risultano essere perfettamente sovrapponibili.

Confrontando poi tra di loro gli spettri forniti dalle diverse sonde, si evidenzia come le sonde a filamento singolo producano spettri molto simili tra loro, con un valore massimo dell'errore logaritmico pari al 4%, mentre la sonda tripla mostra lo scostamento maggiore. Tale scostamento, dovuto ad una maggior attenuazione del segnale alle alte frequenze, è evidente a partire da frequenze attorno ai 10 000 Hz e si manifesta come una diminuzione costante del rapporto tra la sonda analizzata ed il *benchmark*, costituito dalla sonda a filo singolo.

Tale diminuzione, se interpretata come uno smorzamento delle scale più piccole, può essere trattata utilizzando il teorema di Shannon, tramite il quale è stata calcolata la frequenza teorica di taglio dello strumento. Per calcolare tale frequenza è stato ipotizzato un fenomeno di aliasing spaziale, dovuto alla geometria della sonda ed alla dimensione del volume di misura. Confrontando il diagramma di Bode della risposta della sonda e quello di un filtro del secondo ordine analogico (la cui frequenza di taglio è stata imposta pari al valore teorico calcolato), è stata infatti osservata una buona correlazione. Ciò permette di concludere che, almeno per le condizioni esaminate, il diverso spettro di turbolenza prodotto non dipende dalla natura del filamento utilizzato, bensì solamente dalle caratteristiche geometriche della sonda, in particolare dalle dimensioni del volume di misura.



---

## Rilevazioni di velocità e pressione totale nel condotto

In questo capitolo vengono presentati i risultati delle rilevazioni sperimentali nel condotto elicoidale.

### 7.1 Riepilogo delle prove svolte

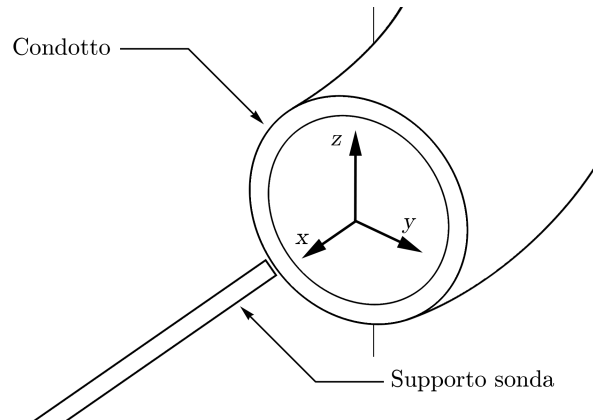
Le rilevazioni della velocità e della pressione totale nel condotto sono state effettuate a due differenti velocità medie della corrente, corrispondenti a due differenti numeri di Reynolds e di Dean (vedi tabella 7.1). Per entrambe le rilevazioni sono state utilizzate le medesime griglie di rilevazione e le medesime impostazioni di acquisizione, riportate nella tabella 7.2.

**Tabella 7.1.** *Riepilogo delle prove svolte*

Velocità media [m/s]	Numero di Reynolds	Numero di Dean	Numero di Germano
2.5	16 346	5174	$2.257 \times 10^{-6}$
1.58	10 331	3270	$3.572 \times 10^{-6}$

**Tabella 7.2.** *Riepilogo dei parametri di acquisizione*

Frequenza di acquisizione [Hz]	10 000
Frequenza di taglio del filtro [Hz]	5000
Tempo di acquisizione [s]	10
Numero di punti di misura (velocità)	397
Numero di punti di misura (pressione)	417



**Figura 7.1.** *Sistema di riferimento utilizzato per le rilevazioni nel condotto*

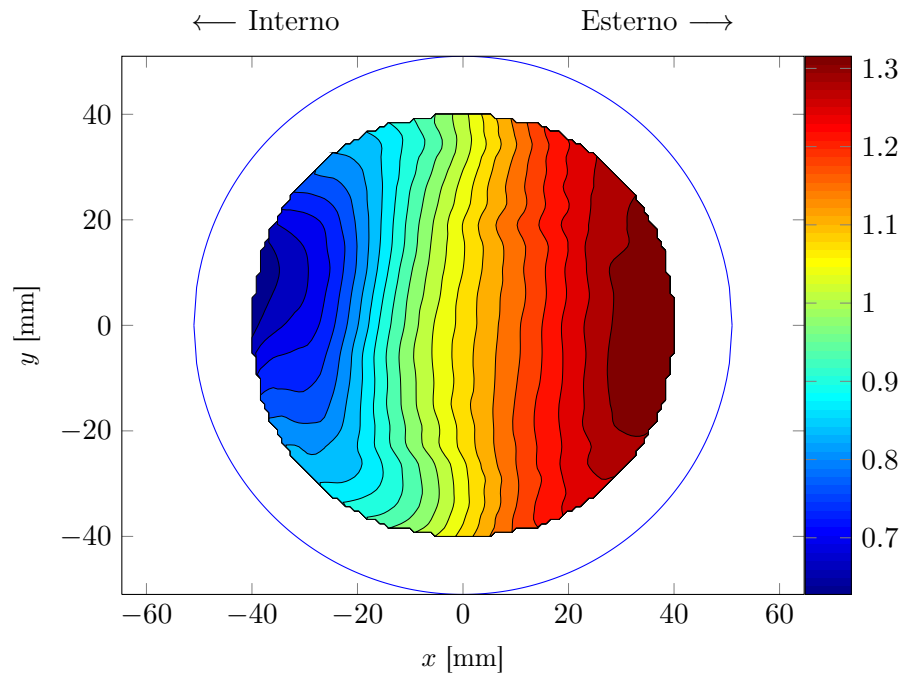
Le componenti della velocità sono state espresse utilizzando il sistema di riferimento riportato nella figura 7.1, così definito:

- Il versore  $\mathbf{x}$  è orientato lungo l'asse del supporto della sonda ed è parallelo all'asse del condotto, uscente rispetto alla sezione di misura;
- Il versore  $\mathbf{y}$  è orientato come il raggio di curvatura del condotto, in direzione centrifuga;
- Il versore  $\mathbf{z}$  è orientato come la direzione di avanzamento dell'elica, in modo da formare una terna destra con gli assi precedenti.

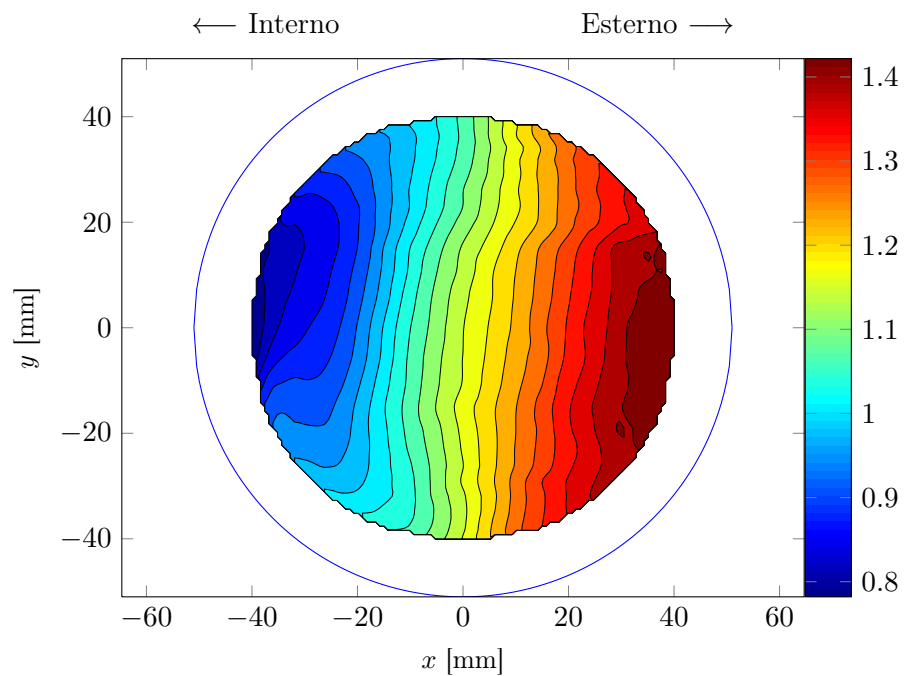
## 7.2 Profilo di velocità assiale

Nelle figure 7.2 e 7.3 nella pagina successiva sono riportate le distribuzioni di velocità assiale nella sezione di misura, rispettivamente a 2.5 e a 1.58 m/s. Come si può chiaramente vedere, la velocità si distribuisce in modo centrifugo, con valori più alti nella parte esterna e più bassi nella zona interna rispetto alla curvatura. Le zone superiori ed inferiori sono invece quasi simmetriche, con una leggera inclinazione in senso orario dovuta all'effetto della torsione (vedi tabella 4.9 a pagina 42). Non si evidenziano invece strutture o distribuzioni particolari di questa componente di velocità.

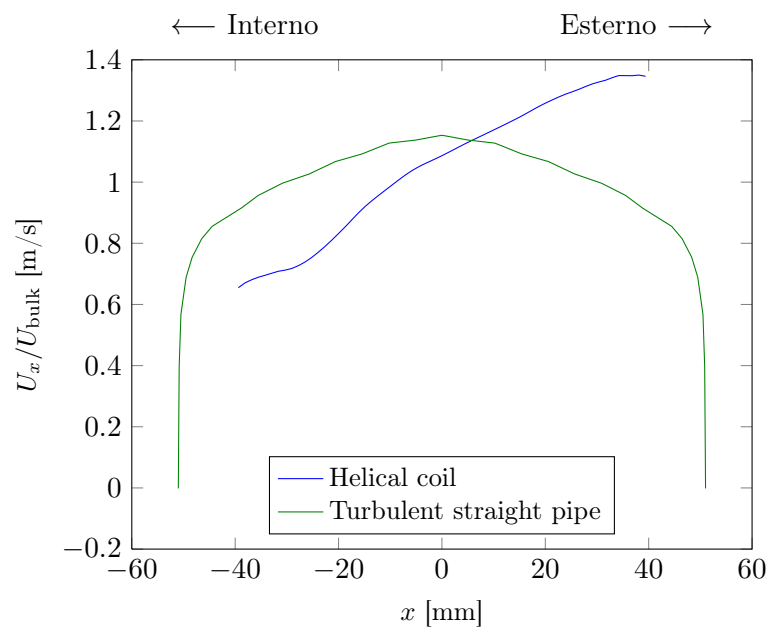
I grafici a partire dalla figura 7.4 mostrano il confronto tra un tipico profilo di velocità in regime turbolento per un condotto rettilineo ed il caso in esame. Da essi si evince maggiormente come la distribuzione di velocità in direzione radiale non sia uniforme per le motivazioni di poc'anzi. Si nota infatti un aumento della velocità quasi rettilineo passando dalla parte interna a quella esterna del condotto, mentre lungo l'asse verticale si ha un andamento pressoché costante. Per salvaguardare l'integrità della sonda non è stato possibile avvicinarsi ulteriormente a parete, per cui non si riesce a risolvere correttamente lo strato limite.



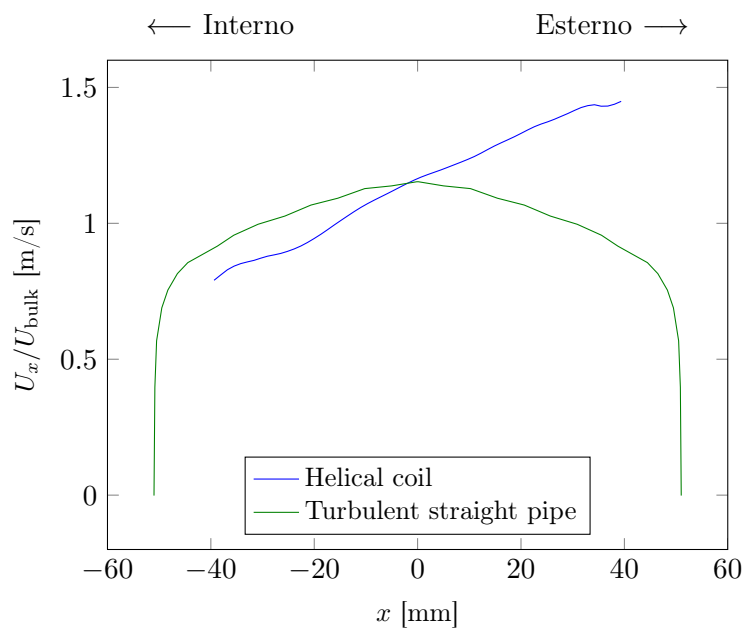
**Figura 7.2.**  $Re = 16346$  - Velocità assiale adimensionale



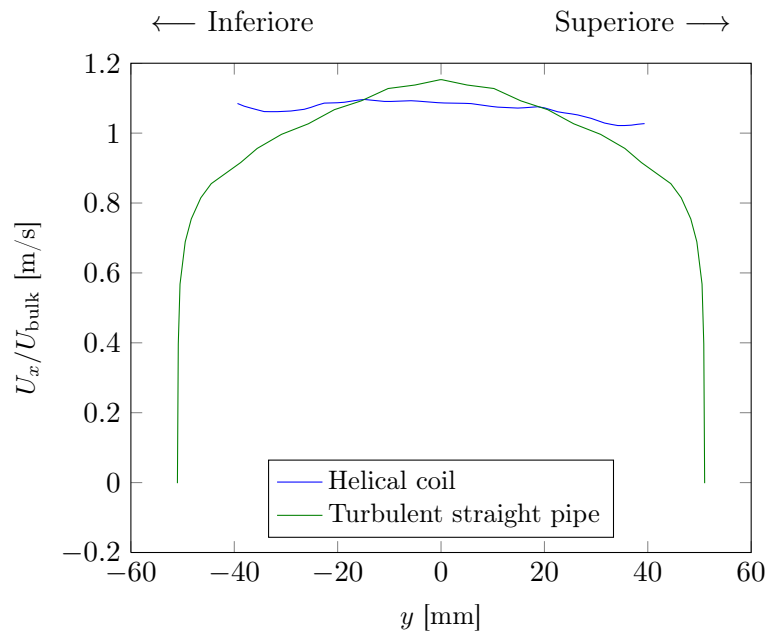
**Figura 7.3.**  $Re = 10331$  - Velocità assiale adimensionale



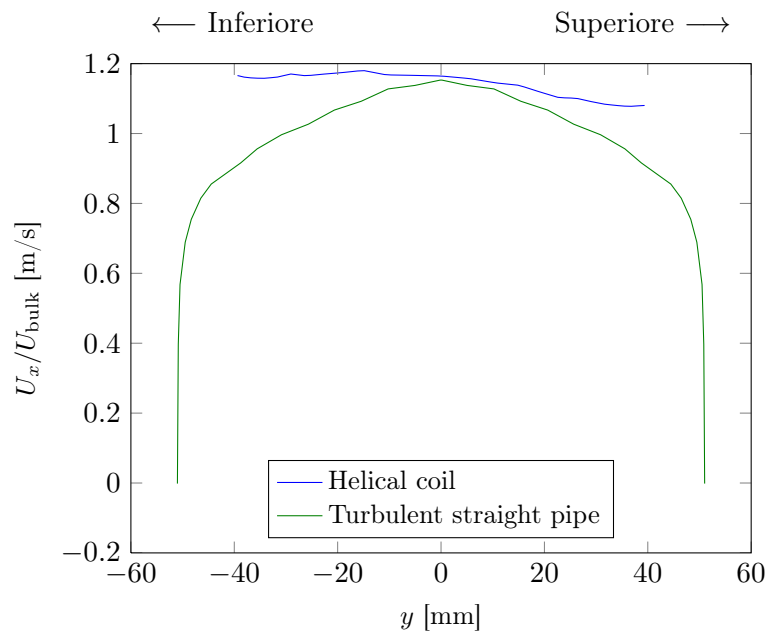
**Figura 7.4.**  $Re = 16346$  - Confronto tra il profilo di velocità assiale nel condotto lungo l'asse orizzontale ed una distribuzione tipica per un condotto rettilineo in regime turbolento



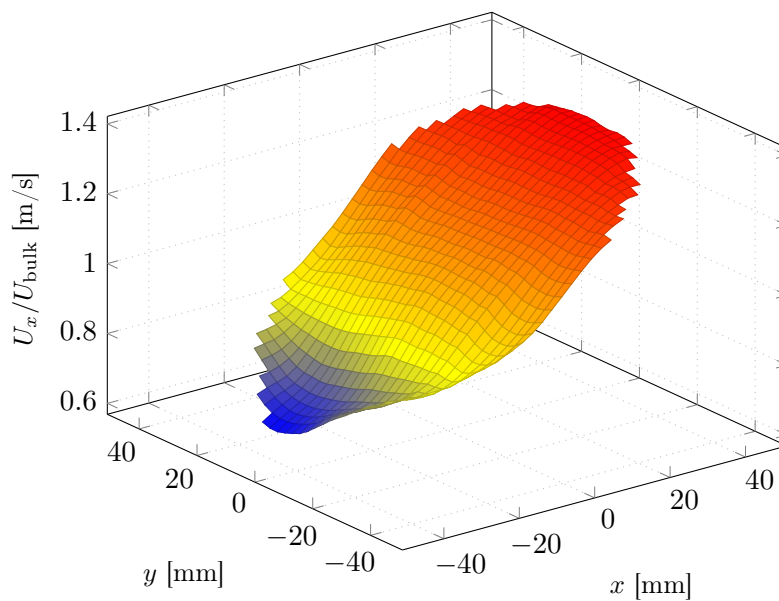
**Figura 7.5.**  $Re = 10331$  - Confronto tra il profilo di velocità assiale nel condotto lungo l'asse orizzontale ed una distribuzione tipica per un condotto rettilineo in regime turbolento



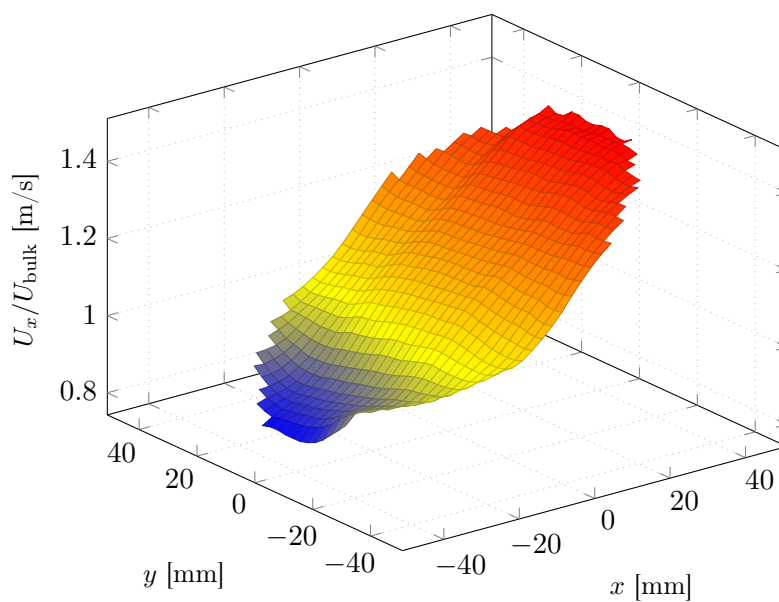
**Figura 7.6.**  $Re = 16346$  – Confronto tra il profilo di velocità assiale nel condotto lungo l'asse verticale ed una distribuzione tipica per un condotto rettilineo in regime turbolento



**Figura 7.7.**  $Re = 10331$  – Confronto tra il profilo di velocità assiale nel condotto lungo l'asse verticale ed una distribuzione tipica per un condotto rettilineo in regime turbolento



**Figura 7.8.**  $Re = 16346$  – Profilo di velocità assiale rilevato nel condotto elicoidale



**Figura 7.9.**  $Re = 10331$  – Profilo di velocità assiale rilevato nel condotto elicoidale

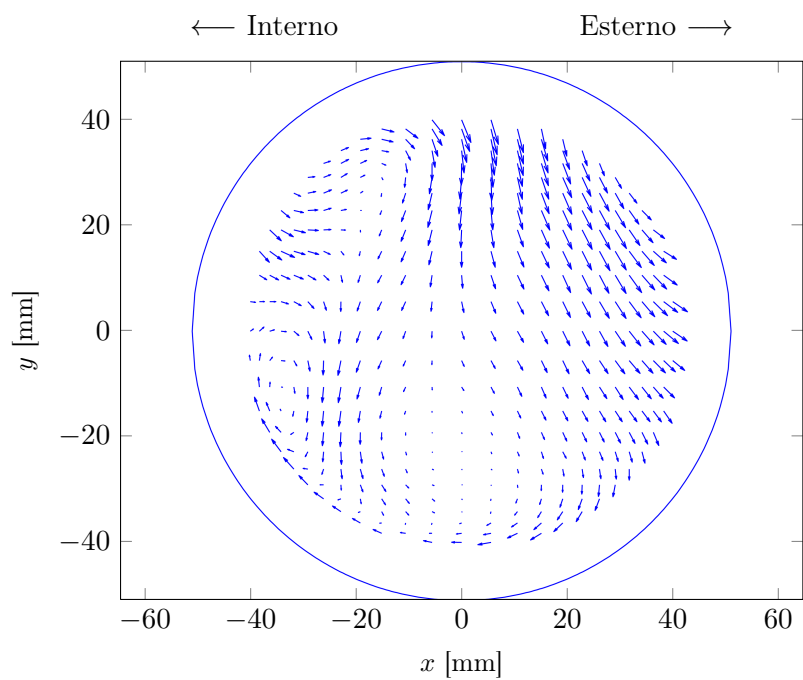
### 7.3 Moto secondario

Nelle figure 7.10 e 7.11 nella pagina successiva sono riportati gli andamenti del moto secondario, ovvero le componenti della velocità contenute nella sezione di misura. Rispetto al caso teorico si nota subito l'assenza delle tipiche celle convettive che si hanno nella corrente di Dean; il campo di moto secondario appare inoltre privo della simmetria verticale osservata nelle simulazioni numeriche. Si deve però ricordare che, rispetto ai casi considerati come esempio (vedi figura 2.7 a pagina 12), questo moto è turbolento ed avviene ad un numero di Reynolds più elevato. È quindi più corretto riferirsi al caso turbolento riportato nella figura 2.8 a pagina 14. Confrontando il campo di moto rilevato con i risultati di letteratura, si nota una discrepanza nell'orientazione generale del campo di moto; tale differenza è però imputabile al diverso numero di Reynolds della corrente che, nelle rilevazioni effettuate in questa sede, assume valori più che doppi, giustificando tale affermazione. È doveroso tuttavia ricordare che non esistono in letteratura dati relativi al moto in condotti con curvatura ad alti numeri di Reynolds, per cui non è possibile effettuare una verifica robusta dei dati rilevati.

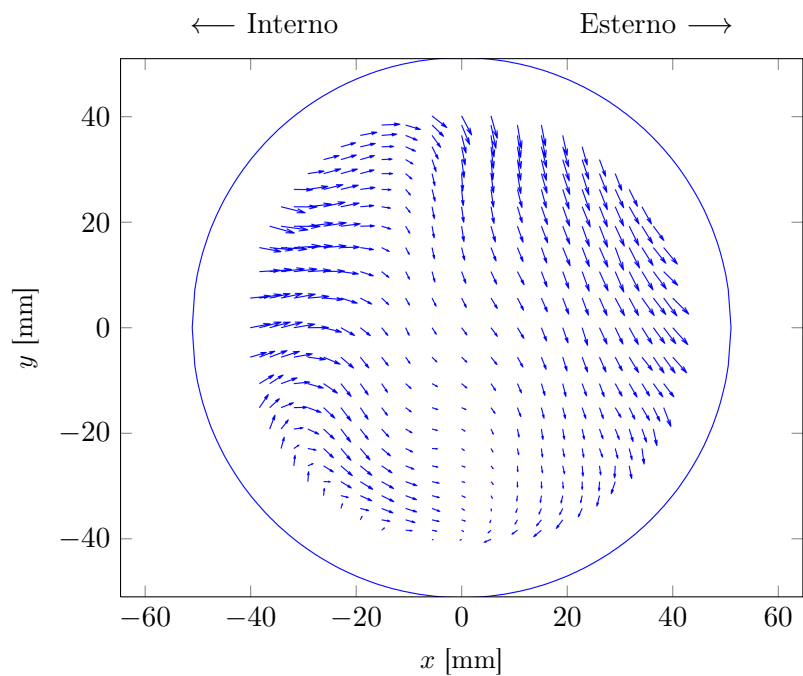
Nel moto rilevato a 2.5 m/s la velocità nella sezione assume generalmente un'orientazione verso l'esterno ed il basso, mentre avvicinandosi alla parte centrale si ha una regione di corrente quasi assiale. È presente una piccola regione simile ad una cella convettiva nella parte interna (circa alle coordinate  $(-35, -20)$ ), che appare però poco risolta spazialmente. Nella fascia più esterna della griglia, infine, si osserva un'orientazione tendenzialmente rotatoria in senso orario, compatibile con l'alto numero di Reynolds ed il valore della torsione.

Nel moto a 1.58 m/s la distribuzione di velocità è molto simile al caso precedente. Anche in questo caso la velocità nel piano tende ad orientarsi verso il basso e l'esterno; non è però presente la piccola struttura convettiva rilevata nel caso precedente, sostituita da una regione più simile al resto del campo di moto. Si può però supporre che la cella si sia spostata verso la parte bassa del condotto, nella fascia non rilevabile, come si intuisce dall'orientazione dei vettori in quella zona. La fascia esterna è infine ancora interessata da un'orientazione rotatoria in senso orario.

Nelle figure 7.12 e 7.13 a pagina 77 è riportato l'andamento della componente di vorticità uscente dalla sezione di misura, relativa al moto secondario. Esse mostrano una mappatura molto simile tra di loro, segno che la variazione del numero di Reynolds non modifica radicalmente la struttura del campo di moto. Confrontando tali grafici con i precedenti si osserva un buon accordo con l'andamento della corrente nella sezione: ciò assume una notevole importanza se si tiene conto del fatto che la vorticità è stata calcolata a posteriori per via numerica, per cui tale grandezza è potenzialmente affetta da errori non trascurabili. La concordanza di velocità e vorticità fornisce invece un'indicazione sulla buona qualità delle rilevazioni.

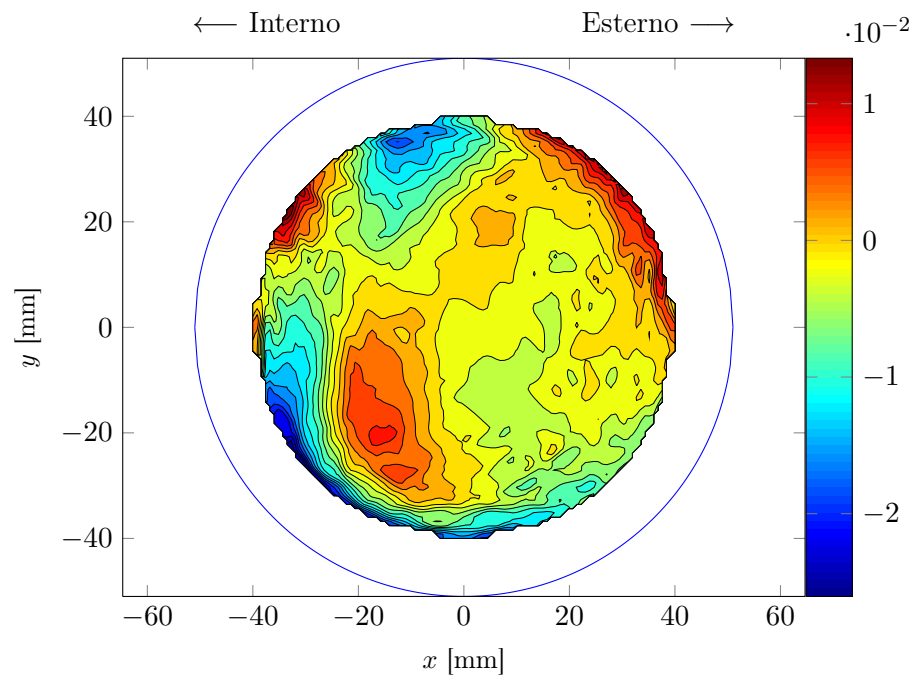


**Figura 7.10.**  $Re = 16346$  - *Campo di moto secondario*

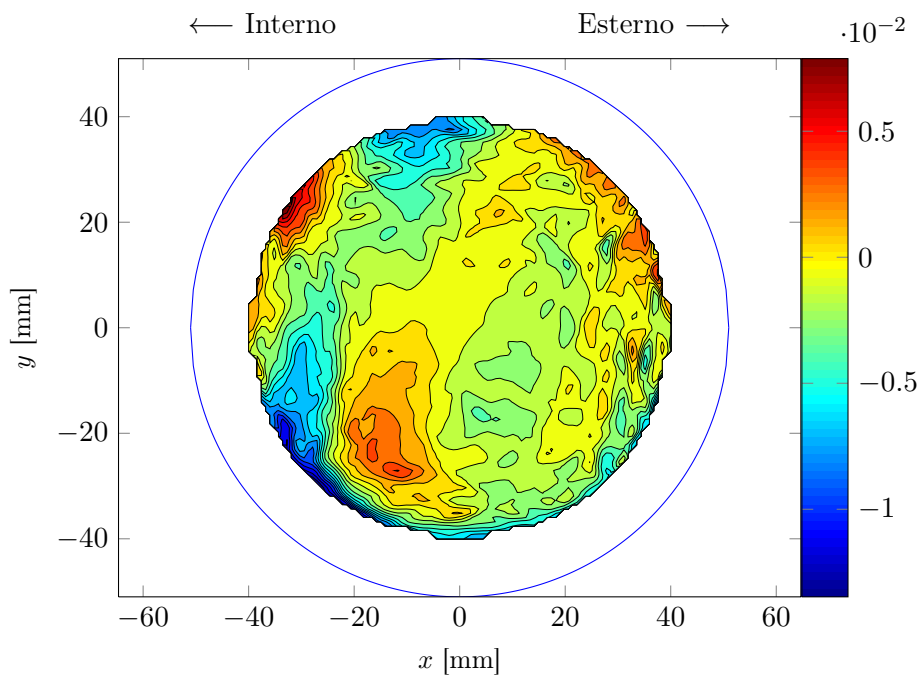


**Figura 7.11.**  $Re = 10331$  - *Campo di moto secondario*





**Figura 7.12.**  $Re = 16346$  - *Andamento della vorticità nel campo di moto secondario*



**Figura 7.13.**  $Re = 10331$  - *Andamento della vorticità nel campo di moto secondario*

## 7.4 Sforzi di Reynolds ed energia cinetica turbolenta

A partire dalle rilevazioni della velocità sono state calcolate le componenti del tensore degli sforzi di Reynolds. Esso è definito a partire dalle equazioni mediate di Reynolds come il tensore contenente le medie dei prodotti delle componenti variabili della velocità:

$$\mathcal{S}_{\text{Re}} = \begin{bmatrix} \overline{u'u'} & \overline{u'v'} & \overline{u'w'} \\ \overline{v'u'} & \overline{v'v'} & \overline{v'w'} \\ \overline{w'u'} & \overline{w'v'} & \overline{w'w'} \end{bmatrix} \quad (7.1)$$

Essendo tale tensore simmetrico, è possibile calcolare solo le 6 componenti per definirlo in modo completo. Nel caso in esame, tali componenti sono state ricavate per via numerica con le seguenti relazioni:

$$\begin{aligned} \overline{u'u'} &= \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (u - \bar{u})^2 & \overline{u'v'} &= \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (u - \bar{u})(v - \bar{v}) \\ \overline{v'v'} &= \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (v - \bar{v})^2 & \overline{u'w'} &= \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (u - \bar{u})(w - \bar{w}) \\ \overline{w'w'} &= \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (w - \bar{w})^2 & \overline{v'w'} &= \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (v - \bar{v})(w - \bar{w}) \end{aligned}$$

A partire dal tensore degli sforzi è inoltre possibile calcolare l'energia cinetica turbolenta, definita come la traccia del tensore  $\mathcal{S}_{\text{Re}}$  e calcolata mediante la relazione (5.2).

Nei grafici seguenti sono mostrate le distribuzioni degli sforzi di Reynolds per le componenti sulla diagonale, mentre a partire dalla pagina 82 sono riportate le componenti trasversali. Come si osserva, gli sforzi assiali sono maggiormente intensi nella parte più vicina alle pareti della sezione (in particolare nella zona più esterna), mentre tendono a decrescere avvicinandoci al centro del condotto. Osservando invece le componenti trasversali si osserva una più varia distribuzione nella sezione, in particolare nella componente  $\overline{v'w'}$ . Ciò è indice di una turbolenza più uniforme nella sezione rispetto alla componente assiale, dove la maggior velocità tende a stabilizzare maggiormente il flusso.

Nei grafici a pagina 85 è infine riportato l'andamento dell'energia cinetica turbolenta. Tale grandezza, essendo derivata dalle componenti assiali degli sforzi, risulta avere un comportamento sostanzialmente identico a quello già evidenziato. Essa infatti tende ad essere maggiormente intensa vicino alle pareti nella zona esterna, per smorzarsi man mano che ci si avvicina all'asse del condotto.

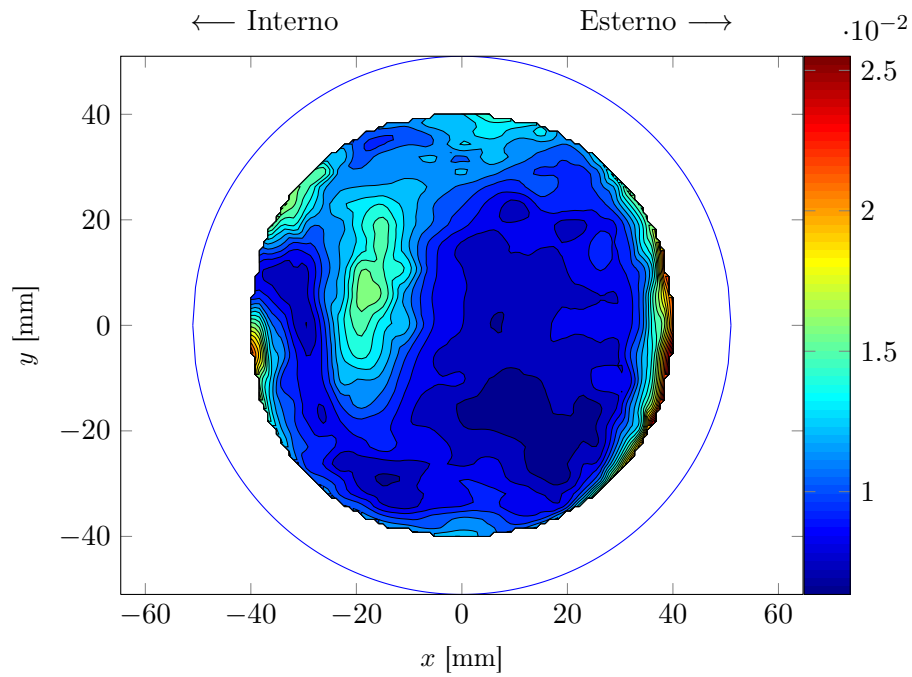


Figura 7.14.  $Re = 16346$  - Sforzi di Reynolds: componente  $\overline{u'u'}$

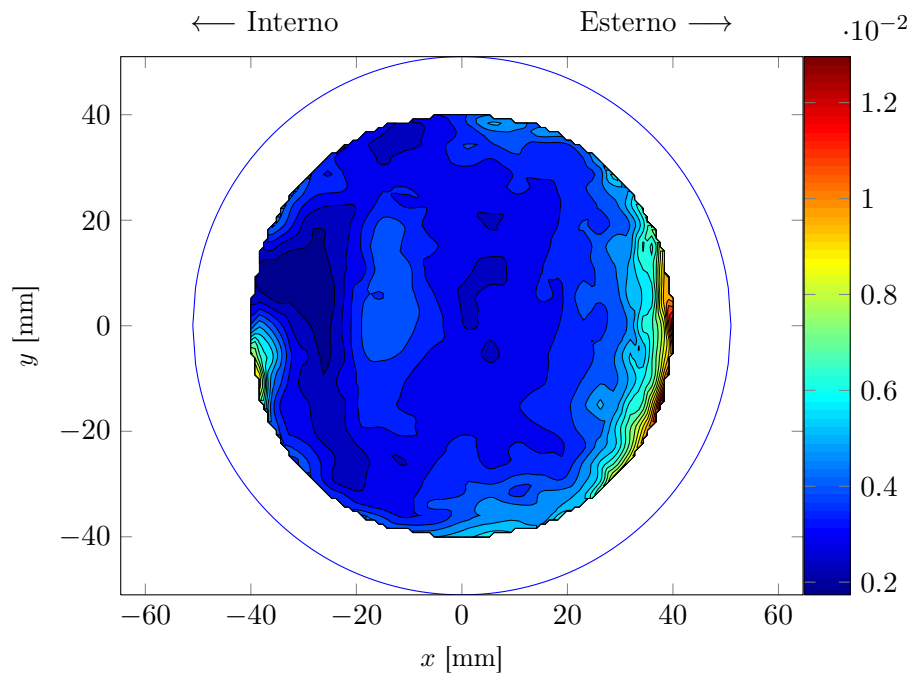
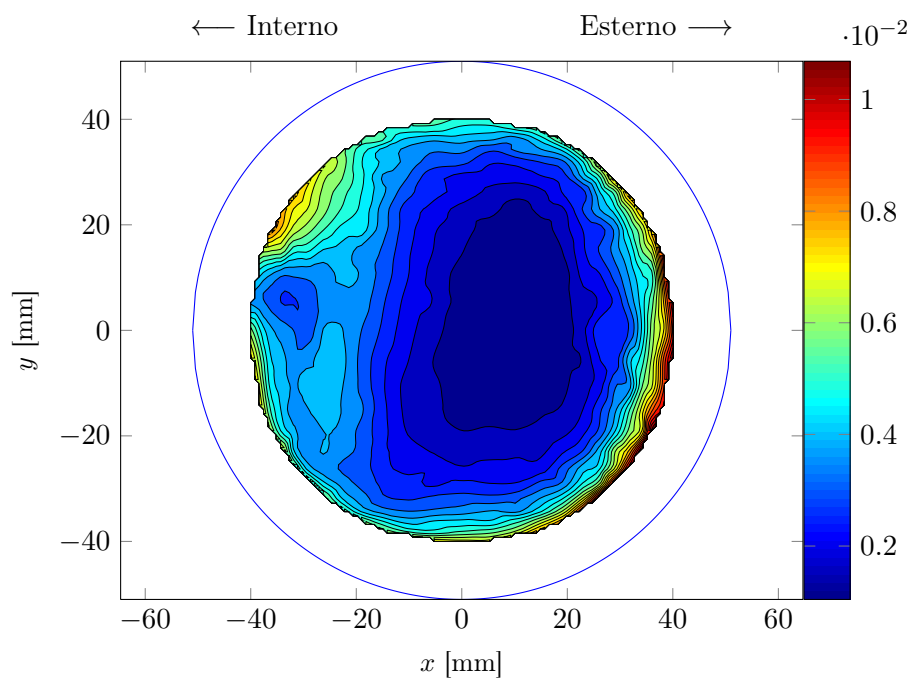
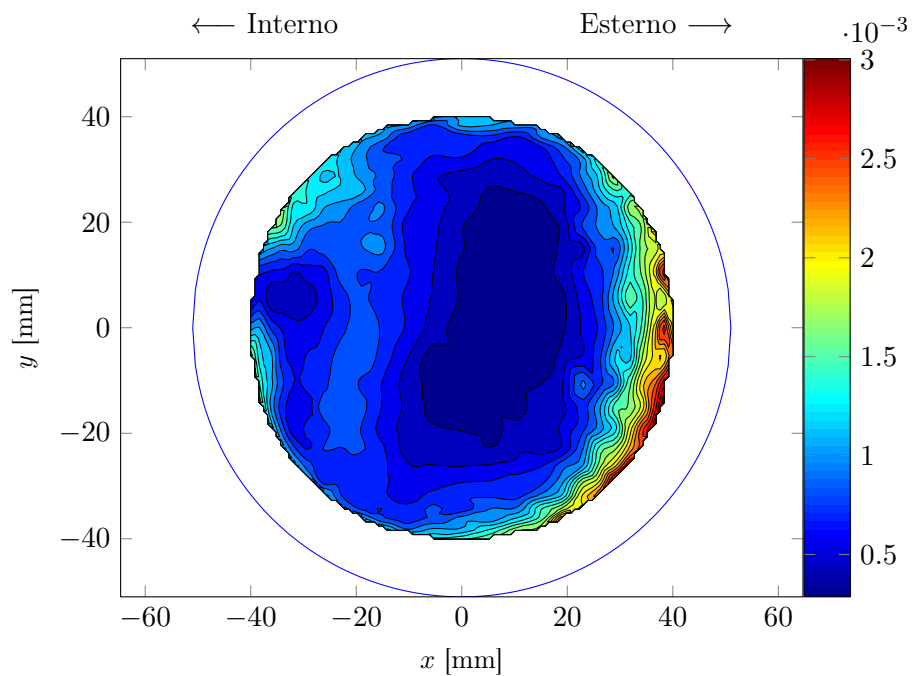


Figura 7.15.  $Re = 10331$  - Sforzi di Reynolds: componente  $\overline{u'u'}$



**Figura 7.16.**  $Re = 16346$  - Sforzi di Reynolds: componente  $\overline{v'v'}$



**Figura 7.17.**  $Re = 10331$  - Sforzi di Reynolds: componente  $\overline{v'v'}$

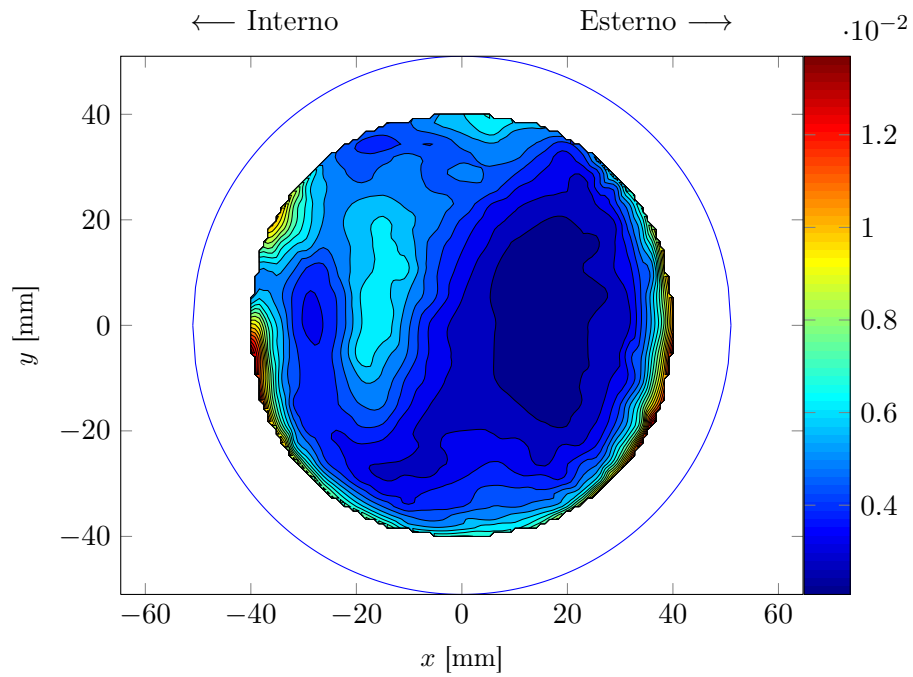


Figura 7.18.  $Re = 16346$  - Sforzi di Reynolds: componente  $\overline{w'w'}$

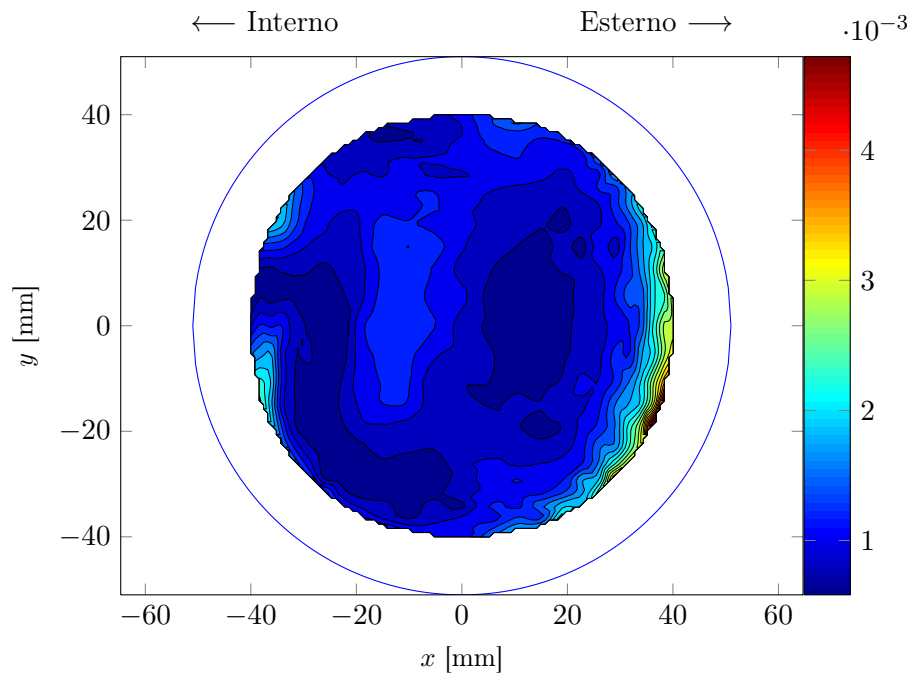
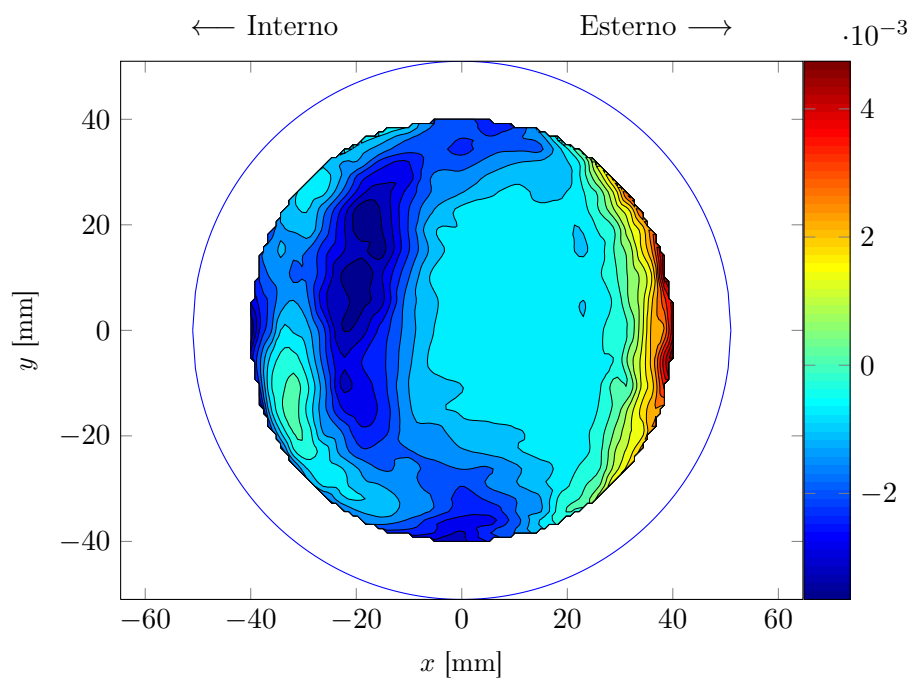
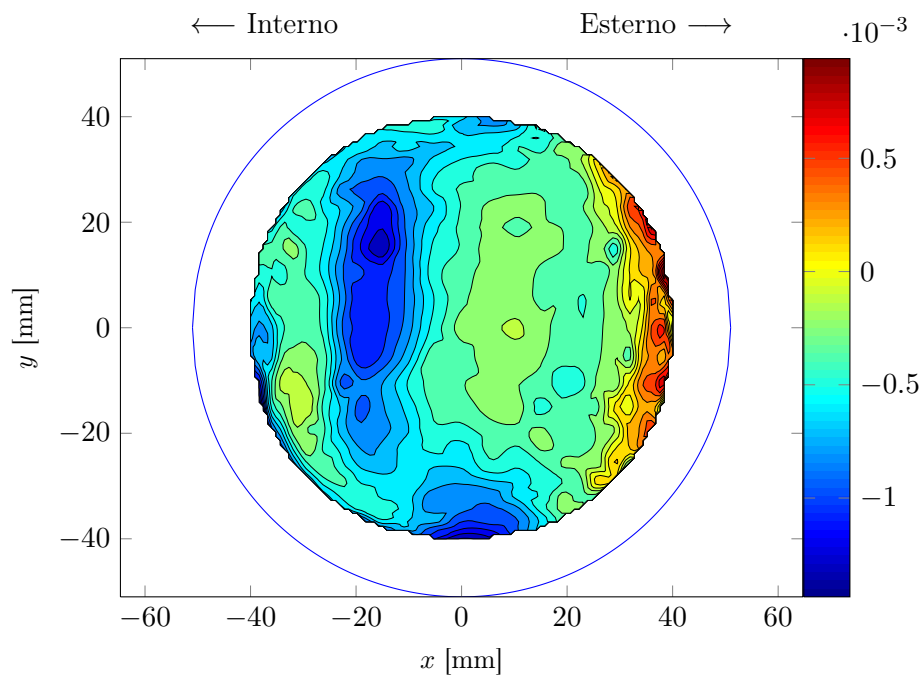


Figura 7.19.  $Re = 10331$  - Sforzi di Reynolds: componente  $\overline{w'w'}$



**Figura 7.20.**  $Re = 16\,346$  - Sforzi di Reynolds: componente  $\overline{u'v'}$



**Figura 7.21.**  $Re = 10\,331$  - Sforzi di Reynolds: componente  $\overline{u'v'}$

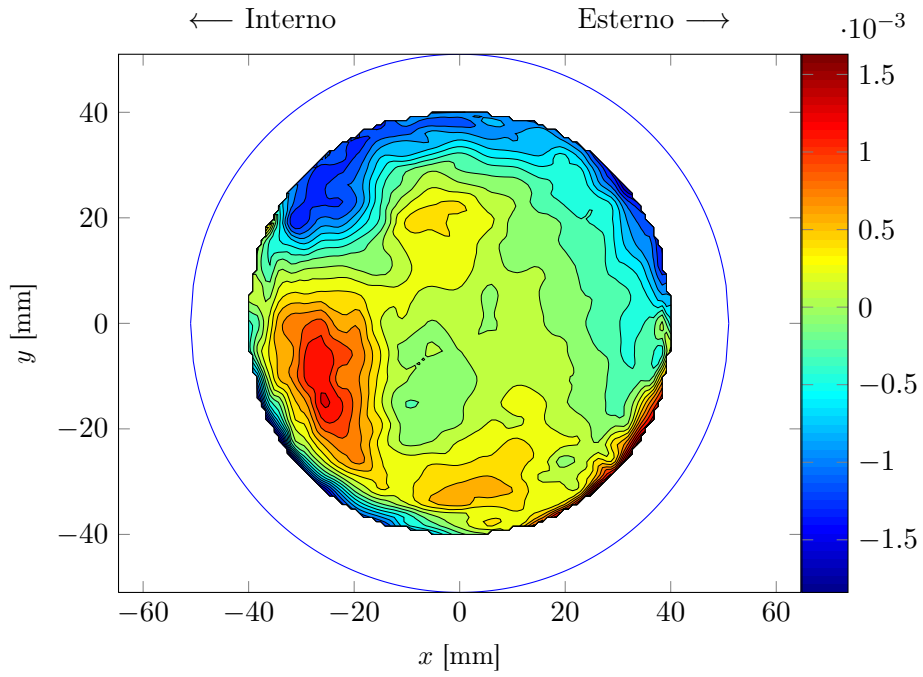


Figura 7.22.  $Re = 16346$  - Sforzi di Reynolds: componente  $\overline{v'w'}$

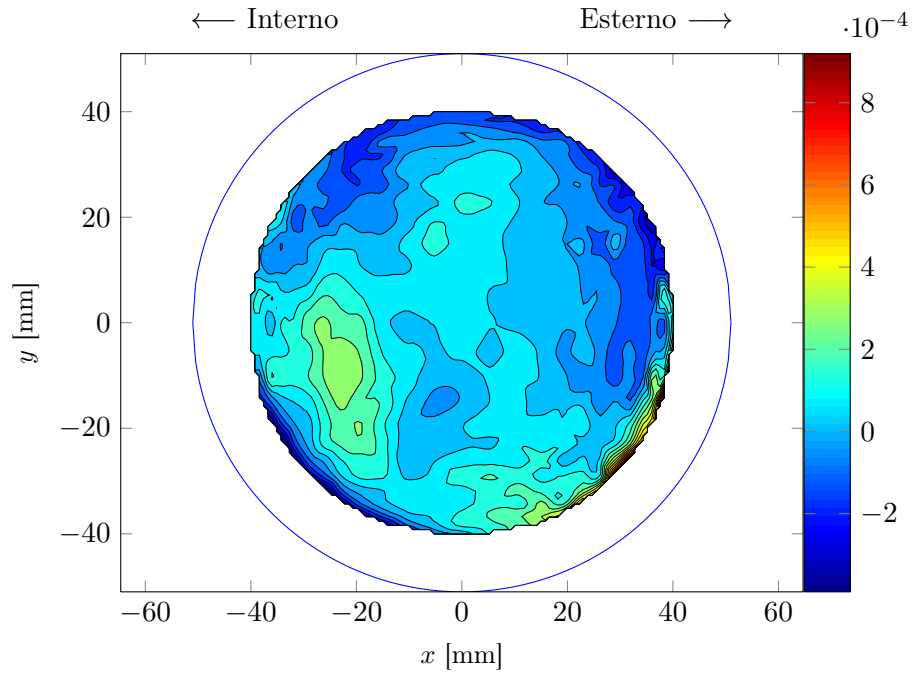
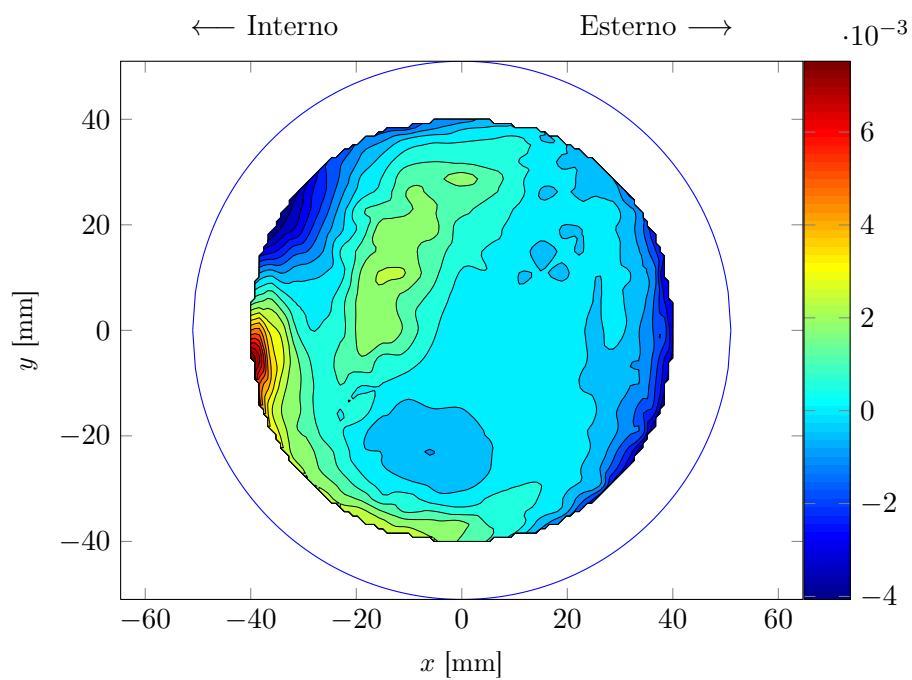
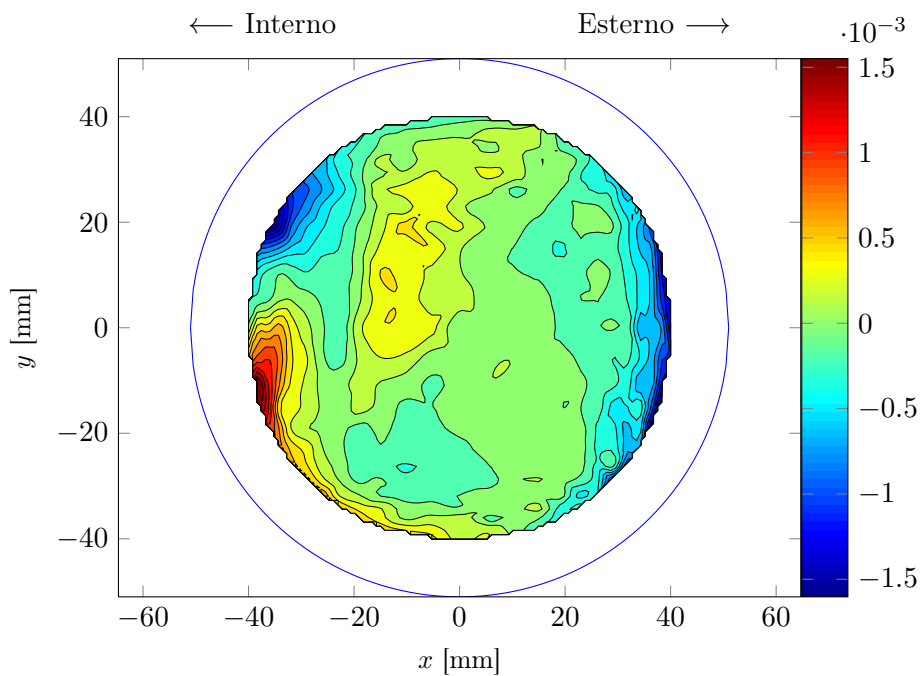


Figura 7.23.  $Re = 10331$  - Sforzi di Reynolds: componente  $\overline{v'w'}$

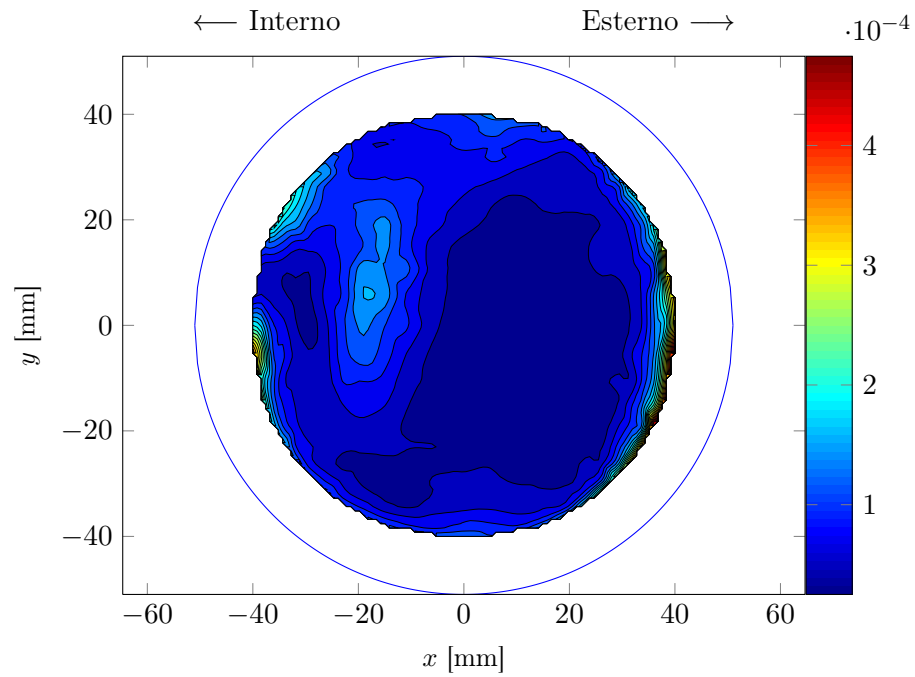


**Figura 7.24.**  $Re = 16\ 346$  - Sforzi di Reynolds: componente  $\overline{u'w'}$

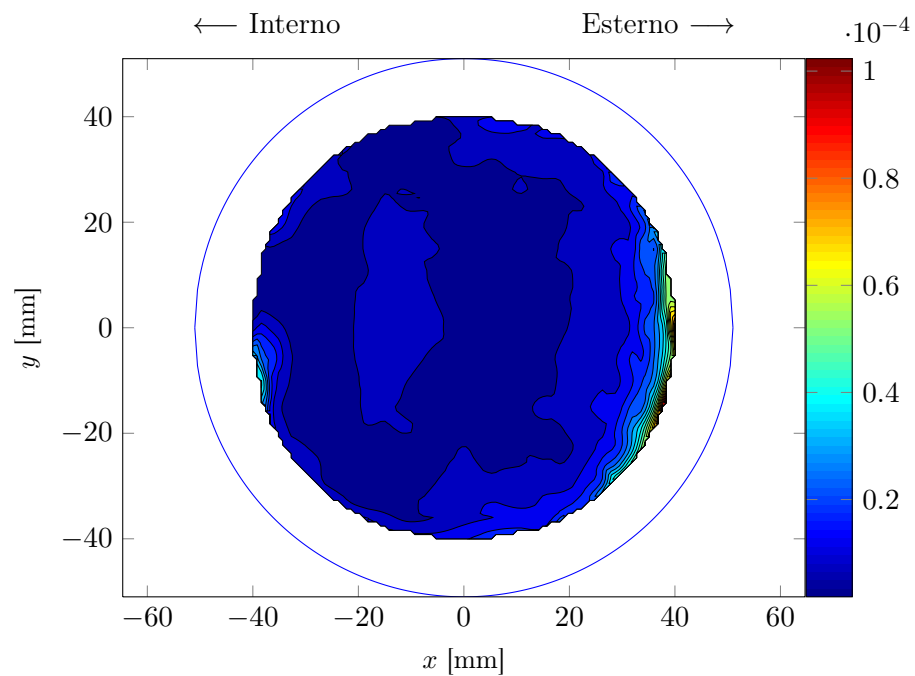


**Figura 7.25.**  $Re = 10\ 331$  - Sforzi di Reynolds: componente  $\overline{u'w'}$





**Figura 7.26.**  $Re = 16\,346$  - *Energia cinetica turbolenta*



**Figura 7.27.**  $Re = 10\,331$  - *Energia cinetica turbolenta*

## 7.5 Intensità di turbolenza

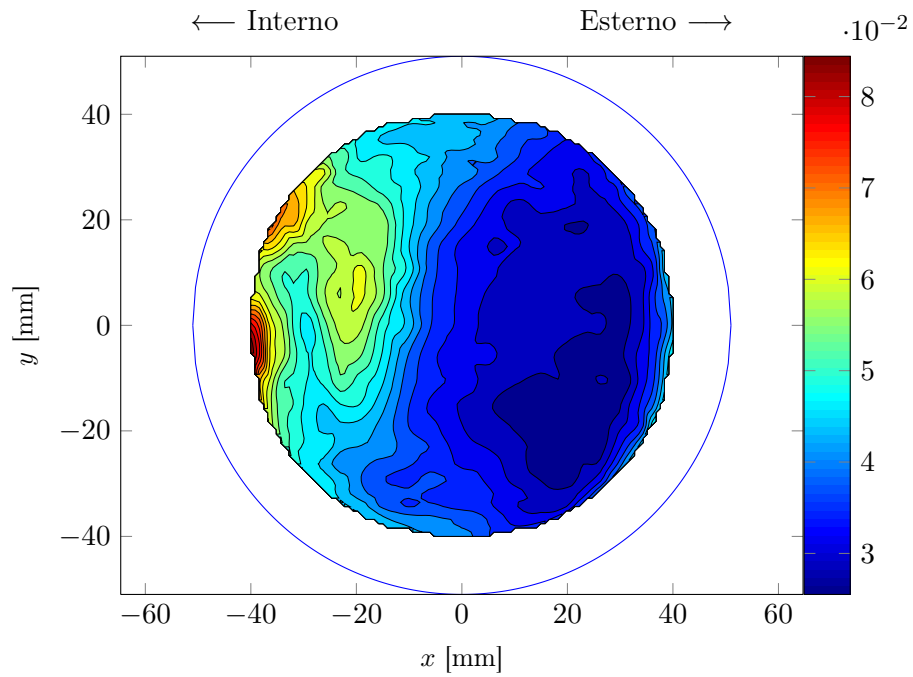
Per verificare il livello e la qualità della turbolenza rilevata nella sezione, a partire dai dati puntuali di velocità è stata calcolata l'intensità di turbolenza delle tre componenti. Tale grandezza è definita come il rapporto tra la deviazione standard della velocità e la velocità media:

$$i_{tu} = \frac{1}{\bar{U}} \sqrt{\frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (U_i - \bar{U})^2} \quad (7.2)$$

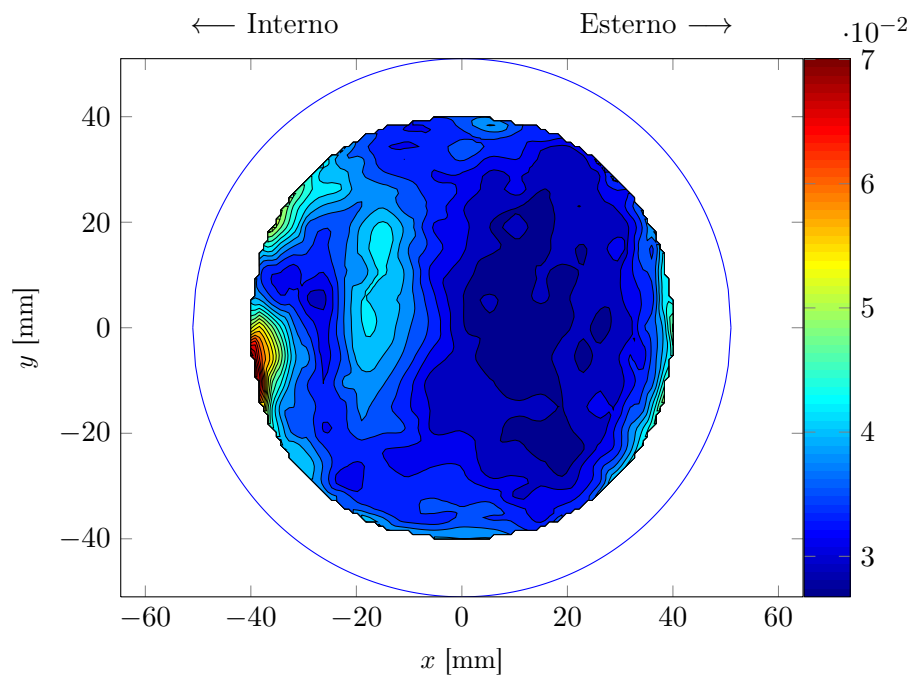
Essa fornisce un'indicazione quantitativa sullo scostamento delle oscillazioni turbolente rispetto al valore medio. In caso di turbolenza isotropa le tre componenti della velocità avranno valori di  $i_{tu}$  simili; in caso contrario la turbolenza è anisotropa, con oscillazioni più marcate in una direzione rispetto alle altre.

Osservando le distribuzioni di intensità di turbolenza relative alle tre componenti (rispettivamente alle pagine 87, 88 e 89), si può osservare come i valori massimi vengano raggiunti in prossimità delle pareti del condotto, in particolar modo quella interna, mentre al centro i valori raggiunti sono inferiori. Questo comportamento è più marcato alle basse velocità, dove la turbolenza risulta confinata in una fascia molto ridotta della sezione scansionata, mentre a velocità maggiori essa si distribuisce in una regione più ampia.

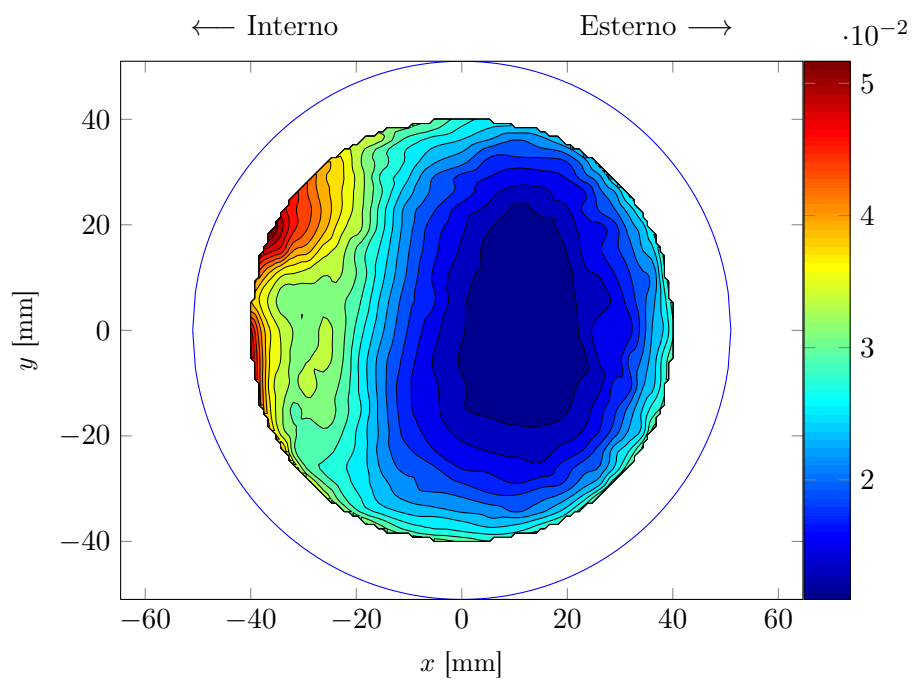
Osservando poi i valori massimi dell'intensità di turbolenza delle componenti si nota che essi risultano essere molto simili tra di loro: questo fatto permette di affermare che la turbolenza che si viene a formare nella sezione di misura è praticamente isotropa. Una regola semiempirica ben nota in letteratura afferma infatti che, per generare una turbolenza isotropa in un condotto, la sezione di misura deve distare almeno 100 diametri dalla sezione di imbocco, per fare in modo che le strutture si sviluppino adeguatamente. Dato che la lunghezza complessiva del condotto è di 40 m ed il suo diametro interno è pari a 0.102 m, tale condizione è soddisfatta, come confermato anche dalle verifiche sulla distribuzione di intensità di turbolenza.



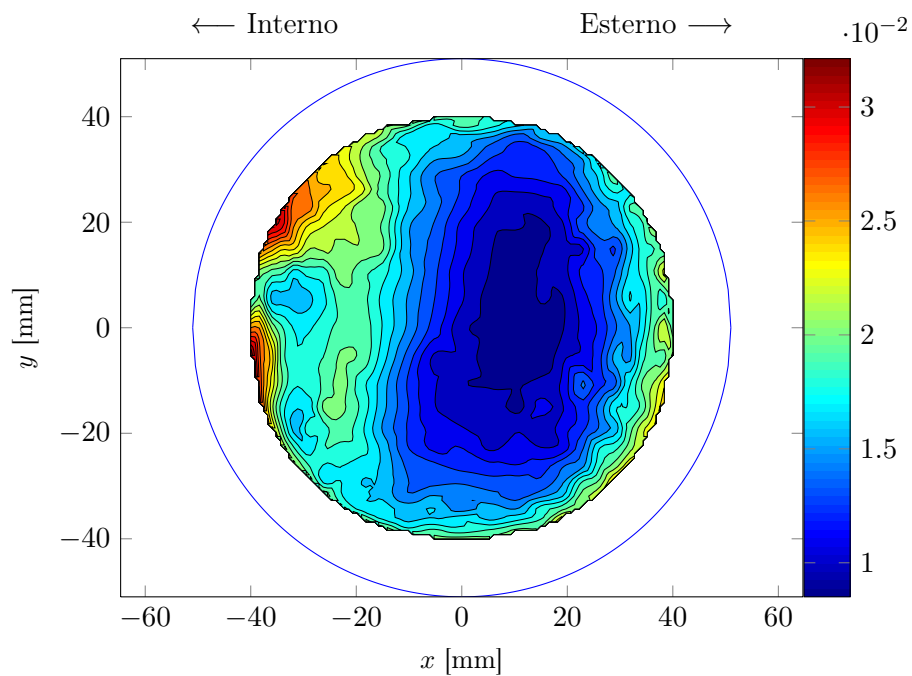
**Figura 7.28.**  $Re = 16346$  - Intensità di turbolenza della componente  $u$



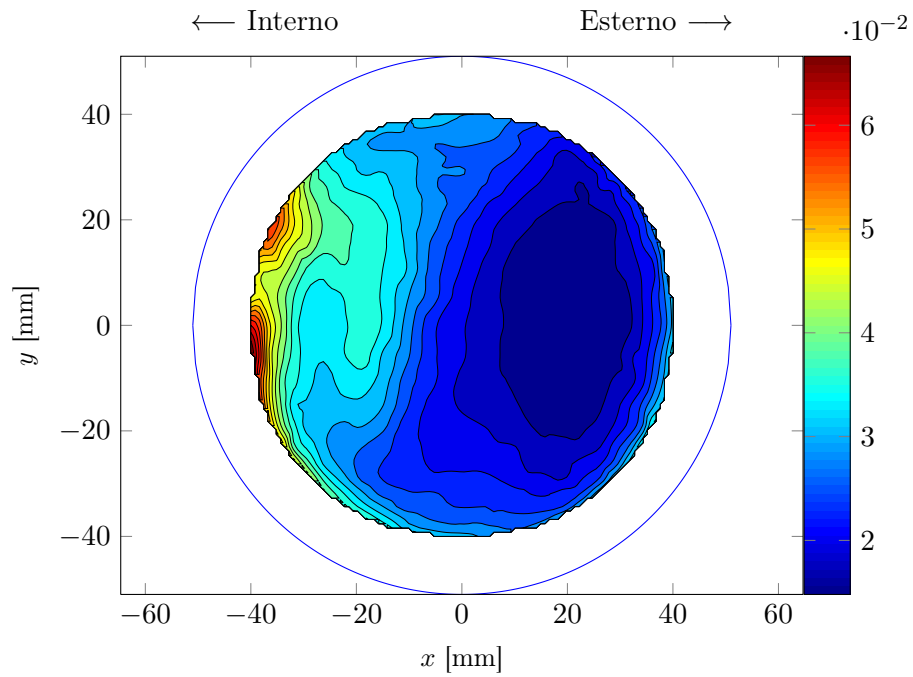
**Figura 7.29.**  $Re = 10331$  - Intensità di turbolenza della componente  $u$



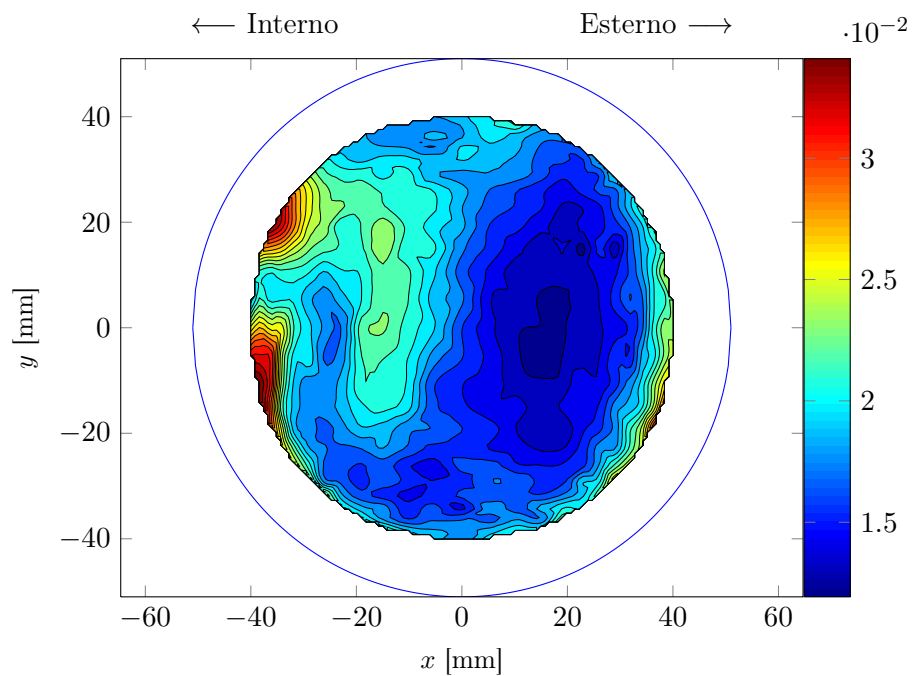
**Figura 7.30.**  $Re = 16\ 346$  - Intensità di turbolenza della componente  $v$



**Figura 7.31.**  $Re = 10\ 331$  - Intensità di turbolenza della componente  $v$



**Figura 7.32.**  $Re = 16346$  - Intensità di turbolenza della componente  $w$



**Figura 7.33.**  $Re = 10331$  - Intensità di turbolenza della componente  $w$

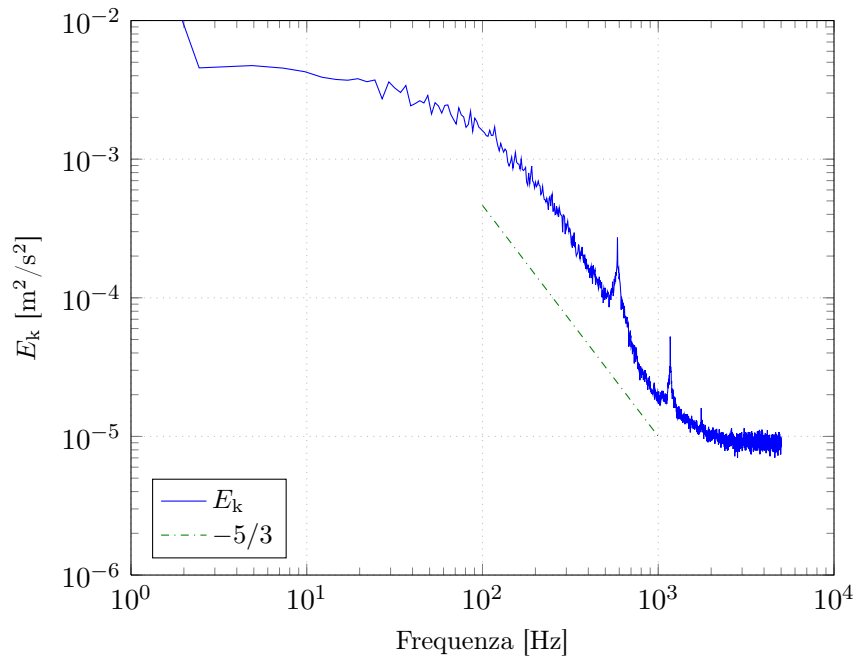
## 7.6 Analisi degli spettri di turbolenza

Per comprendere meglio la natura della turbolenza che si genera all'interno del condotto, è stato analizzato lo spettro di energia cinetica turbolenta in tre punti all'interno del condotto:

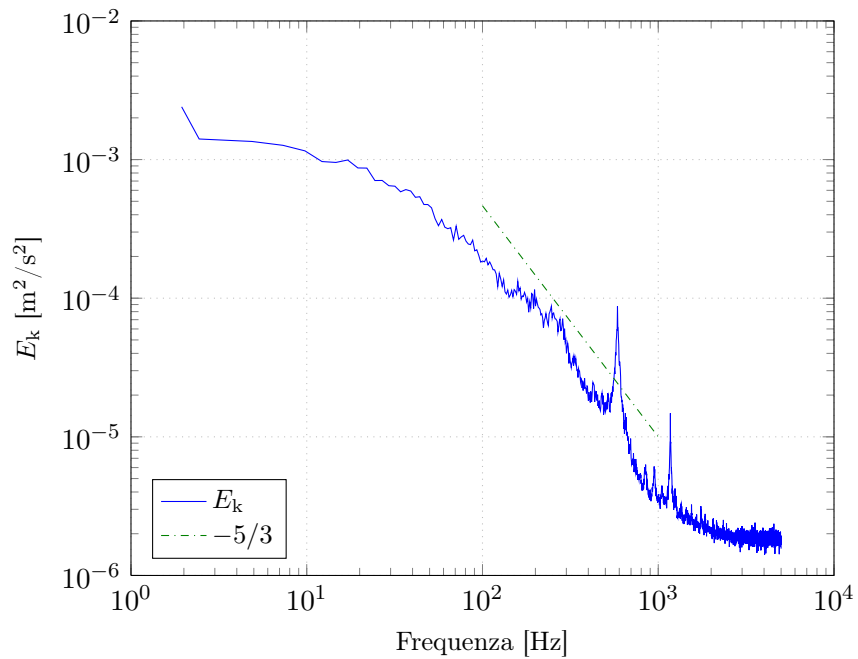
- Nella regione più interna della sezione scansionata;
- A centro vena;
- Nella regione più esterna della sezione scansionata.

I risultati sono visibili, rispettivamente, nelle pagine 91, 92 e 93. Come si può osservare, gli spettri presentano un discreto accordo con la legge dei  $-5/3$  di Kolmogorov: la turbolenza rilevata a centro vena appare essere come quella maggiormente simile ad una turbolenza isotropa, mentre nella parte interna ed esterna gli spettri mostrano un decadimento che si discosta maggiormente dalla teoria. In particolare, nella prova a 2.5 m/s (vedi figura 7.38 a pagina 93) lo spettro esterno esibisce un comportamento sensibilmente differente rispetto alle altre rilevazioni. Ciò può essere motivato dalla maggiore velocità assiale in tale zona, che provoca variazioni alla struttura turbolenta a causa dell'aumento locale del numero di Reynolds.

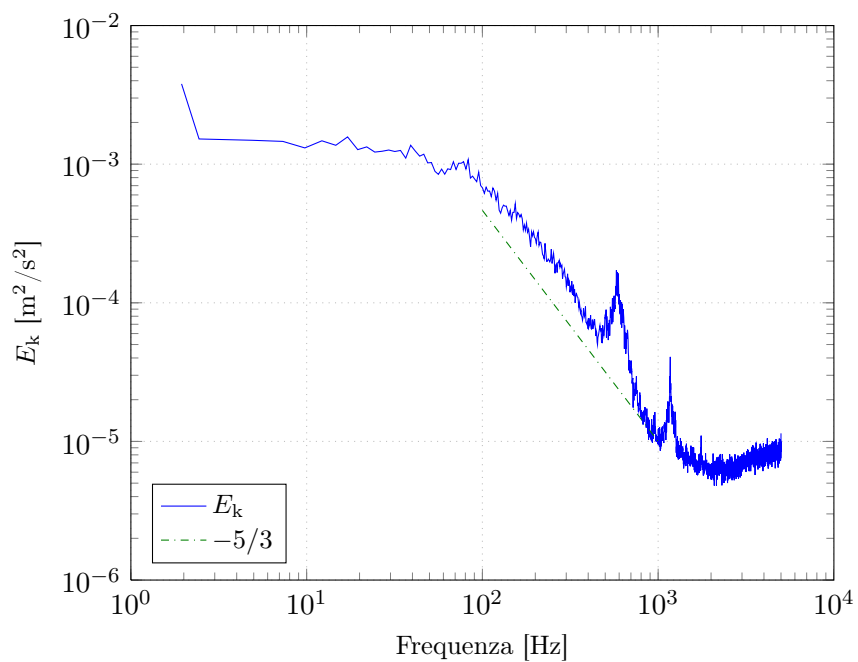
In tutti gli spettri si osservano due picchi, rispettivamente a 586 e 1172 Hz. Tali picchi corrispondono alle prime due armoniche dei modi propri flessionali del sistema di supporto della sonda. Per verificare tale assunzione, è stata calcolata la frequenza propria del supporto in modo analitico, schematizzandolo come una trave incastrata e libera di inflettersi. Utilizzando i dati geometrici del supporto è stata calcolata una frequenza propria teorica di 646.26 Hz, molto vicina a quella rilevata con la trasformata di Fourier. La minor frequenza rilevata è sicuramente dovuta agli smorzamenti dei collegamenti ed all'accoppiamento del supporto con un corpo deformabile, ma di dimensioni molto maggiori (e quindi caratterizzato da frequenze proprie più basse). La presenza di tali picchi influisce in modo minimo sul contenuto energetico dello spettri di turbolenza, dato che la sovraelongazione è di modesta entità e non modifica significativamente il valore dell'integrale dell'energia cinetica turbolenta.



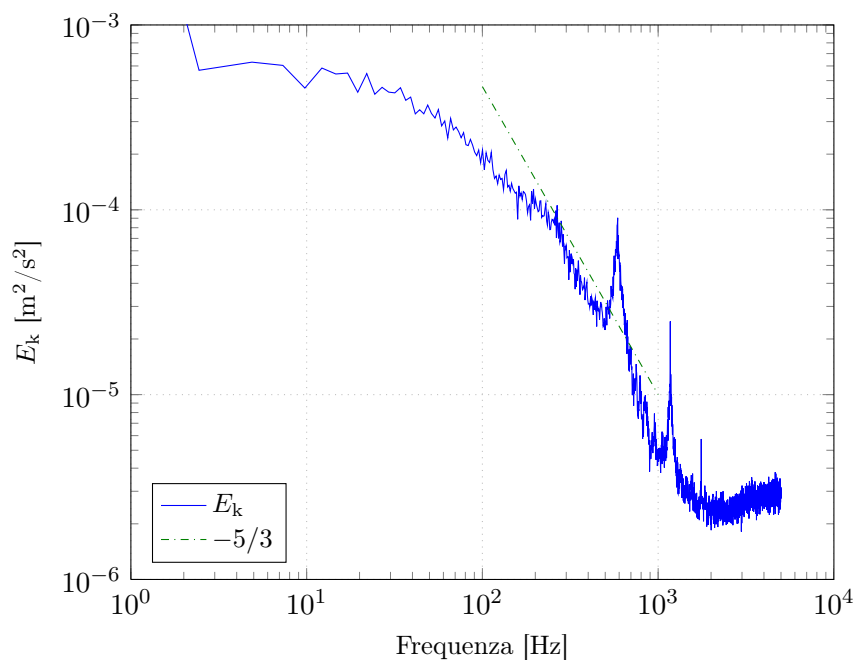
**Figura 7.34.**  $Re = 16346$  – Spettro di turbolenza nella parte interna del condotto



**Figura 7.35.**  $Re = 10331$  – Spettro di turbolenza nella parte interna del condotto

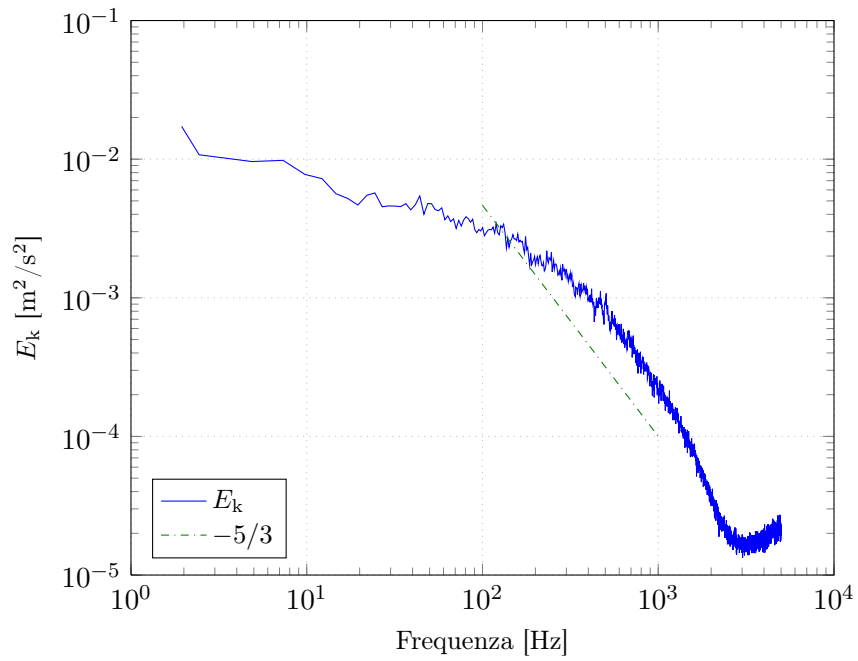


**Figura 7.36.**  $Re = 16346$  – Spettro di turbolenza in centro vena

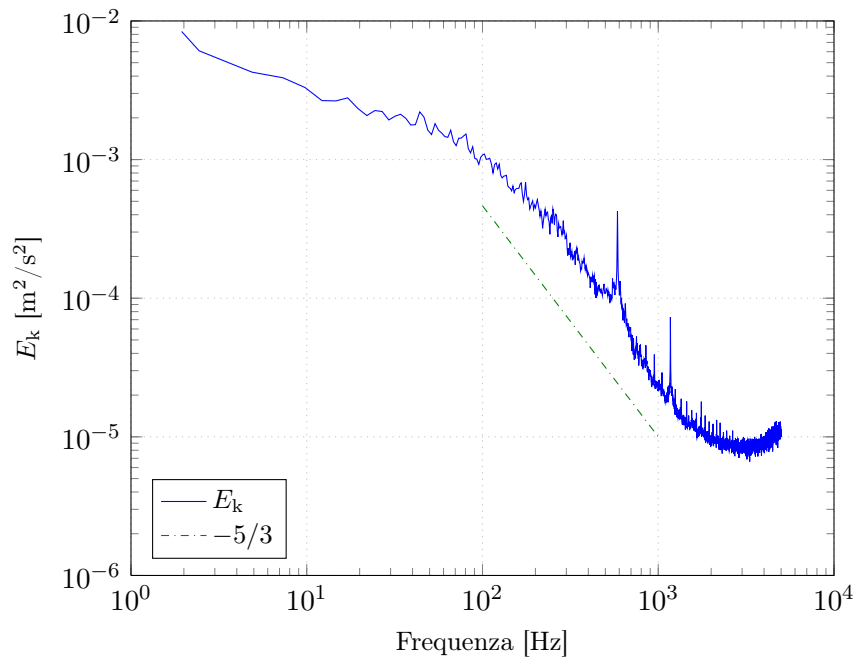


**Figura 7.37.**  $Re = 10331$  – Spettro di turbolenza in centro vena





**Figura 7.38.**  $Re = 16346$  – Spettro di turbolenza nella parte esterna del condotto

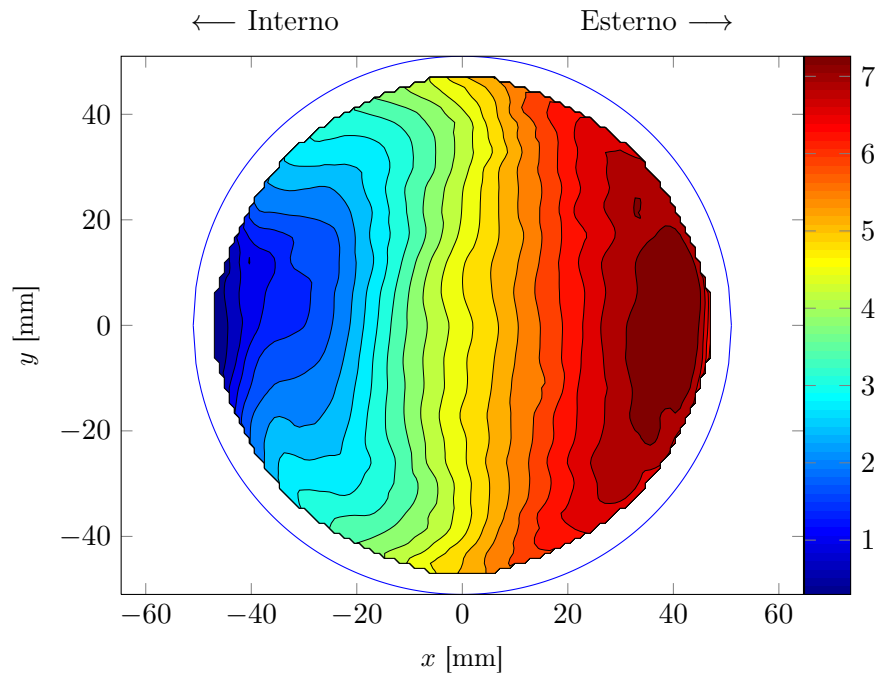


**Figura 7.39.**  $Re = 10331$  – Spettro di turbolenza nella parte esterna del condotto

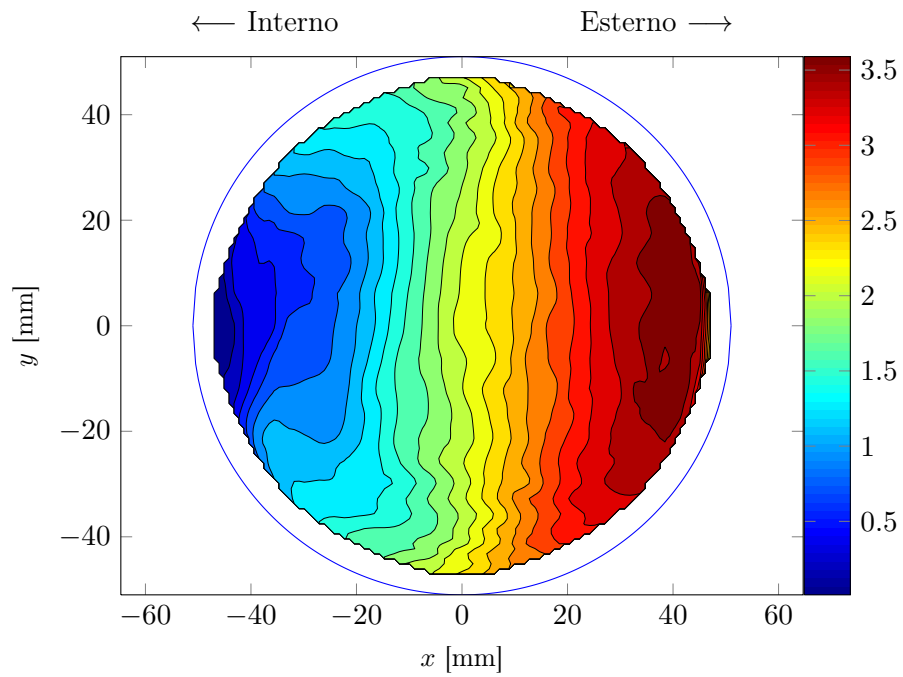
## 7.7 Pressione totale

Come ultima analisi, è stata rilevata la pressione totale sulla sezione di misura; dovendo utilizzare un trasduttore differenziale avente fondoscala limitato per ottenere un'adeguata risoluzione, è stata rilevata la differenza tra la pressione totale e la pressione ambiente. I risultati sono riportati nella pagina 95.

I grafici mostrano una distribuzione di pressione totale sostanzialmente identica a quella della velocità assiale, ovvero caratterizzata da valori maggiori nella parte esterna e minori in quella interna, dovuti all'effetto centrifugo della curvatura. La distribuzione di pressione appare inoltre praticamente simmetrica rispetto all'asse orizzontale, con una leggera inclinazione in senso orario dovuta alla curvatura. Non si rilevano punti di minimo o massimo locale, tipici della presenza di vortici; quest'aspetto non è però legata alla scarsa risoluzione o ad errori di rilevazione, bensì al fatto che le strutture che si generano nella corrente di Dean non presentano tali punti di minimo della pressione (vedi nota a piè di pagina a pagina 7).



**Figura 7.40.**  $Re = 16346$  - Andamento della pressione totale nella sezione



**Figura 7.41.**  $Re = 10331$  - Andamento della pressione totale nella sezione

## 7.8 Riepilogo

Le rilevazioni effettuate nel condotto hanno permesso lo studio delle componenti di velocità nella sezione, sia in termini di campo di moto che di sforzi turbolenti. In particolare, è stato verificato che la velocità assiale tende a distribuirsi con un andamento centrifugo, con una generale simmetria rispetto all'asse orizzontale; relativamente al campo di moto nella sezione di misura non sono state invece rilevate le tipiche celle convettive riscontrate in letteratura a numeri di Reynolds inferiori. Tali strutture sono sostituite da una generica tendenza alla rotazione della fascia più esterna, mentre avvicinandosi all'asse del condotto il flusso appare maggiormente allineato con esso. È stata comunque rilevata una piccola zona simile ad una cella convettiva alla velocità più alta, mentre alla velocità inferiore tale struttura non è stata rilevata. Il campo di moto rilevato appare infine privo di simmetrie visibili.

Analizzando il tensore degli sforzi di Reynolds è stata osservata una concentrazione degli sforzi vicino alle pareti interne ed esterne, quest'ultima in particolar modo. Questo comportamento è tipico sia degli sforzi assiali che di quelli trasversali, e trova ulteriore conferma nell'analisi della distribuzione dell'energia cinetica turbolenta.

L'intensità di turbolenza calcolata sulla sezione è risultata essere alta nelle zone più vicine alle pareti, specialmente quella interna. In prossimità della parete esterna, per la corrente più veloce, si osserva una marcata differenza nello spettro di turbolenza rispetto agli altri casi, giustificabile con un maggiore valore della velocità assiale in tale zona che comporta una variazione sensibile del numero di Reynolds locale. Osservando i valori medi, la turbolenza rilevata appare come molto simile ad una turbolenza isotropa; tale affermazione è corroborata da un'analisi dello spettro di turbolenza in centro vena e sulla parte interna ed esterna della sezione scansionata. Da essa si osserva come in tutte le rilevazioni sia presente una regione più o meno definita avente una pendenza di  $-5/3$  tipica della turbolenza isotropa. Sono stati inoltre rilevati due picchi, dovuto alle frequenze proprie di vibrare del supporto della sonda anemometrica.

Per ultimo, le rilevazioni di pressione totale hanno mostrato un andamento molto simile a quello centrifugo della velocità assiale. Non sono state identificate zone di minimo o massimo locale, tipiche di strutture turbolente.

---

# Conclusioni e sviluppi futuri

## 8.1 Conclusioni

### 8.1.1 Comparazione delle sonde

Per verificare il comportamento delle sonde a filo triplo in una corrente turbolenta e la qualità dello spettro di turbolenza da esse prodotto, sono state eseguite alcune prove comparative tra sonde a filamento singolo e multiplo di diversa natura, al fine di valutare l'effetto dei parametri dinamici sulla risposta dello strumento. Sono state testate tre diverse sonde (filo singolo, film singolo e film triplo), analizzando successivamente le loro risposte in termini di energia cinetica turbolenta.

Comparando tra di loro gli spettri prodotti dalle singole sonde ed osservando l'andamento dell'errore logaritmico al variare della frequenza, è stato notato che le sonde a filamento singolo producono uno spettro di turbolenza molto simile, con differenze massime del 4%. La sonda tripla, al contrario, mostra una buona concordanza con le sonde precedenti fino ad una frequenza di circa 10 000 Hz, per poi divergere in maniera ben definita e costante. Analizzando il rapporto tra lo spettro della sonda tripla ed il riferimento della sonda singola e riportando tale grandezza su un diagramma di Bode, si osserva che la pendenza del segnale dopo i 10 000 Hz decade con una pendenza di  $-40$  dB/decade, tipica di un sistema dinamico del secondo ordine.

È stato calcolato per via teorica il valore della frequenza di taglio utilizzando un semplice modello di aliasing spaziale ed è stato realizzato un sistema dinamico del secondo ordine nel dominio di Laplace, per verificare la corrispondenza o meno del segnale con tale sistema dinamico. I diagrammi di Bode dei due segnali mostrano un ottimo accordo, giustificando tale similitudine almeno per il caso in esame.

È importante notare come la frequenza di taglio sia stata calcolata in modo completamente teorico e successivamente confrontata con il segnale acquisito: la concordanza dei due segnali permette infatti di concludere che il differente comportamento delle sonde in un regime di turbolenza di griglia è dovuto solo alla

geometria della sonda ed al volume di misura, mentre non risultano dipendenze dal tipo di filamento utilizzato. Si può quindi asserire che, effettuando rilevazioni di turbolenza in tale corrente con una sonda a filo triplo dello stesso produttore (e quindi con una geometria identica a quella provata), si otterrà lo stesso spettro di turbolenza calcolato con la sonda a film triplo.

Si deve però tenere conto che non è stato possibile eseguire prove ulteriori, per cui tale risultato, in attesa di conferme sperimentali in altri regimi, è da ritenersi valido solo per le condizioni di prova.

### 8.1.2 Rilevazioni nel condotto

Dopo aver determinato la risposta della sonda a film triplo, essa è stata utilizzata per eseguire delle rilevazioni delle tre componenti della velocità all'interno di un condotto elicoidale, congiuntamente ad una sonda di pressione totale. Le scansioni della sezione di misura hanno mostrato, per correnti con numeri di Reynolds pari a 16346 e 10331, un campo di moto sensibilmente diverso a quello mostrato in letteratura per numeri di Reynolds inferiori.

La velocità assiale, così come la pressione totale, si distribuiscono nella sezione con valori maggiori nella parte esterna del condotto per effetto delle azioni centrifughe, mentre il campo di moto secondario mostra una generale tendenza alla rotazione in senso orario. Non sono presenti le strutture a celle convettive che si possono osservare per valori di  $Re$  inferiori, ma per la velocità maggiore è possibile riconoscere una piccola regione avente campo di moto molto simile ad una di esse. Le distribuzioni di velocità assiale e pressione totale presentano una simmetria rispetto all'asse orizzontale, mentre nel campo di moto secondario non si rileva alcuna struttura ben definita.

Osservando la distribuzione degli sforzi di Reynolds si osserva un maggiore addensamento in prossimità delle pareti rispetto al centro vena, per via dell'interazione della corrente con le pareti. Tale andamento è confermato anche dallo studio dell'energia cinetica turbolenta. Osservando infine l'intensità di turbolenza delle tre componenti di velocità è stata osservata una maggiore concentrazione in prossimità della parete interna, dove la velocità è inferiore.

Se si osservano i valori massimi e medi, inoltre, si può desumere che la turbolenza osservata è molto simile a quella isotropa. Tale assunzione è convalidata dall'analisi degli spettri di turbolenza in prossimità delle pareti esterne ed interne ed a centro vena, nella quale si evidenzia un tratto avente pendenza di  $-5/3$ , tipica delle scale intermedie della turbolenza isotropa. Tali scale corrispondono a frequenze dell'ordine del centinaio di hertz e non sono pertanto interessate dai fenomeni di divergenza della sonda tripla.

## 8.2 Sviluppi futuri

Per l'attività di rilevazioni nel condotto si suggeriscono i seguenti possibili sviluppi futuri:

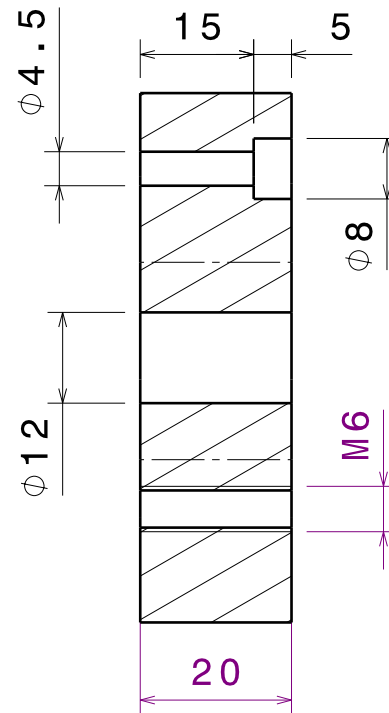
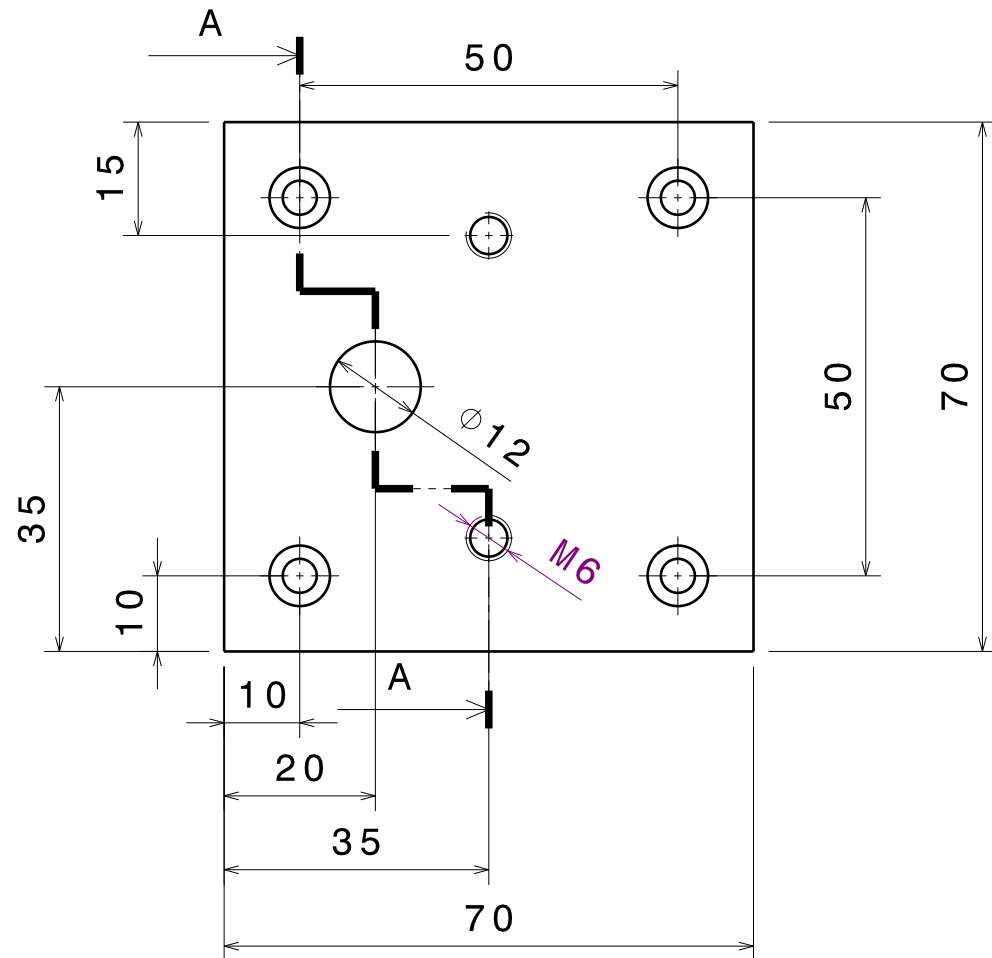
- Studio della corrente in una sezione più a monte della sezione d'uscita, per ridurre ulteriormente gli effetti di bordo.
- Analisi della corrente mediante strumenti alternativi, quali PIV o anemometria laser Doppler.
- Analisi dello strato limite mediante sonde apposite o sensori a filo singolo.
- In generale una miglior campitura della sezione, utilizzando sensori di dimensioni ridotte per permettere un maggiore avvicinamento alle pareti.
- Confronto dei dati sperimentali raccolti con una simulazione numerica di tipo DNS per verificarne l'accordo.
- Srotolamento parziale della sezione terminale del condotto, per studiare la corrente in altri regimi o condizioni.





## **Disegni tecnici del supporto della sonda**

Nelle pagine seguenti sono riportati i disegni tecnici del supporto per la sonda realizzati internamente in officina, descritti nella sezione 4.2.2 a pagina 43. Ove non indicato espressamente, tutte le misure sono espresse in millimetri.



Vista in sezione A-A  
Scala: 1:1

DESIGNED BY: <b>Stefano Romanò</b>				I	-
DATE: 07/11/2011				H	-
CHECKED BY: <b>Silvio Ferragina</b>				G	-
SIZE <b>A4</b>				F	-
SCALE <b>1:1</b>				E	-
DRAWING NUMBER <b>Aggancio Owis</b>				D	-
SHEET <b>1/1</b>				C	-
This drawing is our property; it can't be reproduced or communicated without our written agreement.				B	-
				A	-

D

C

B

A

60

5

60

30

15

∅ 6.5

∅ 6.5

12

40

4

3

4

3

17

35

10

24

26

∅ 6.5

2

1

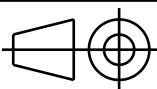
2

1

DESIGNED BY:  
**Stefano Romanò**  
 DATE:  
**07/11/2011**

CHECKED BY:  
**Silvio Ferragina**

SIZE  
**A4**



**SUPPORTO SONDA A FILO CALDO**

SCALE  
**1:1**

DRAWING NUMBER  
**Squadretta centrale**

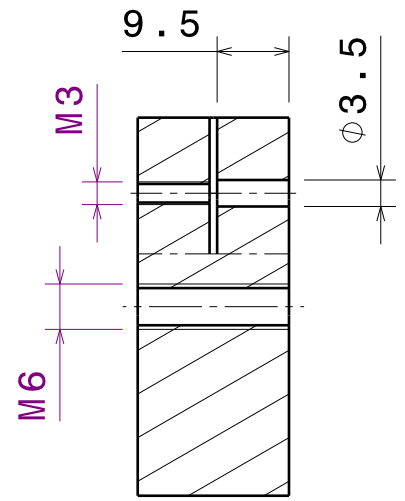
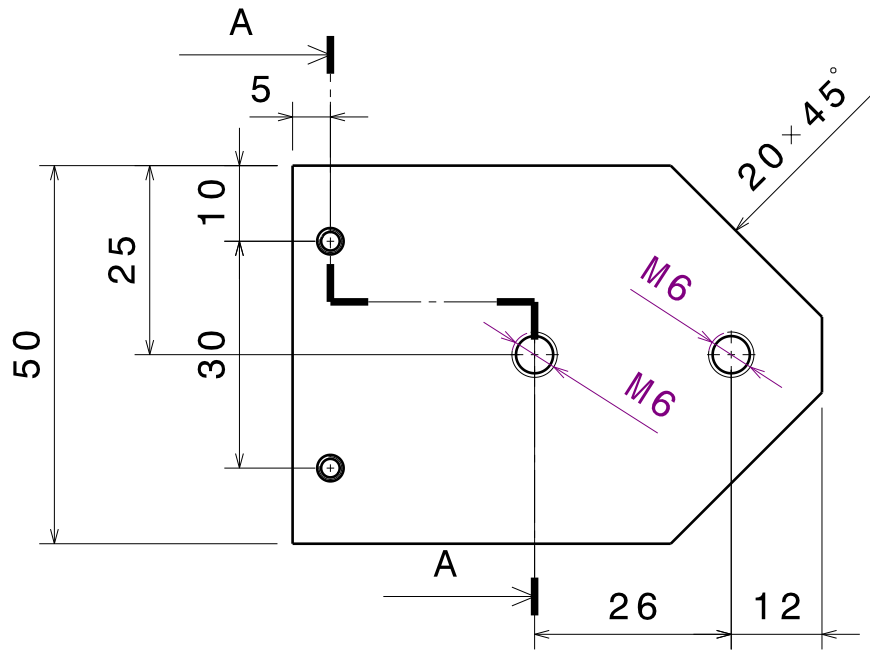
SHEET  
**1/1**

I	-
H	-
G	-
F	-
E	-
D	-
C	-
B	-
A	-

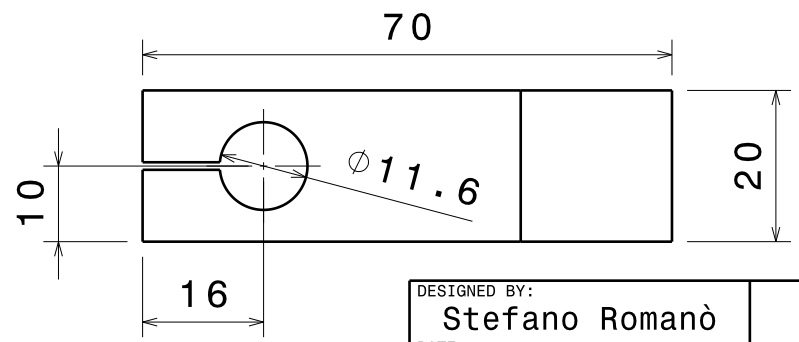
This drawing is our property; it can't be reproduced or communicated without our written agreement.

D

A



Vista in sezione A-A  
Scala: 1:1



DESIGNED BY: <b>Stefano Romanò</b>				I	-
DATE: 07/11/2011				H	-
CHECKED BY: <b>Silvio Ferragina</b>				G	-
SIZE <b>A4</b>				F	-
SCALE <b>1:1</b>		DRAWING NUMBER <b>Supporto sonda</b>	SHEET <b>1/1</b>	E	-
				D	-
This drawing is our property; it can't be reproduced or communicated without our written agreement.				C	-
				B	-
				A	-

Grid labels: D, C, B, A (top and bottom); 4, 3, 2, 1 (left and right)

D

C

B

A

4

4

3

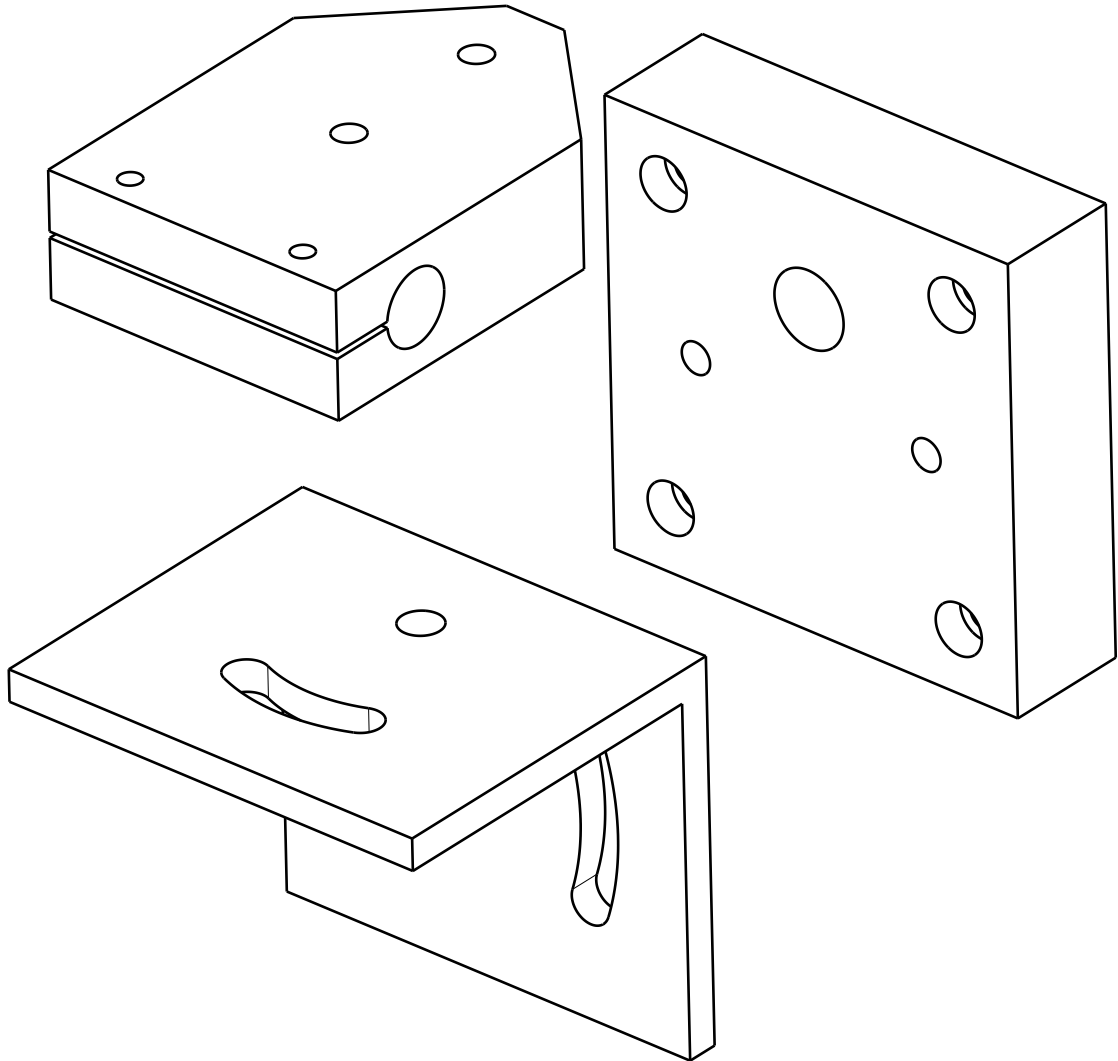
3

2

2

1

1

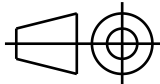


Vista isometrica  
Scala: 1:1

DESIGNED BY:  
**Stefano Romanò**  
DATE:  
**07/11/2011**

CHECKED BY:  
**Silvio Ferragina**

SIZE  
**A4**



**SUPPORTO SONDA A FILO CALDO**

SCALE  
**1:1**

DRAWING NUMBER  
**Assieme sonda - Esploso**

SHEET  
**1/1**

I	-
H	-
G	-
F	-
E	-
D	-
C	-
B	-
A	-

This drawing is our property; it can't be reproduced or communicated without our written agreement.

D

A



---

## Analisi degli errori

In queste pagine viene presentata un'analisi degli errori e delle incertezze sperimentali legate alle due analisi effettuate. È importante osservare come l'uso di una sonda anemometrica a filo caldo comporti errori rilevanti in fase di taratura. Tale fonte di errore appare del tutto trascurabile in caso di utilizzo di uno strumento tradizionale, dato che esso viene tarato poche volte ed in condizioni perfettamente note; al contrario, l'anemometro a filo caldo prevede una nuova taratura ad ogni utilizzo per tenere conto delle variazioni ambientali. La taratura inoltre viene eseguita sul campo, ovvero in condizioni non controllate, in cui una piccola variazione delle condizioni operative si può ripercuotere con effetti vistosi sulla curva di calibrazione.

### B.1 Errori di taratura

Dalla documentazione fornita dalla casa costruttrice delle sonde, l'errore di taratura si può stimare in due modi [16]:

- Se si utilizza il calibratore fornito con il sistema StreamLine, l'errore sulla velocità di calibrazione è pari all'1% sul valore medio della velocità, con un'ulteriore incertezza di  $\pm 0.02$  m/s per velocità inferiori a 5 m/s.
- Se si calibra la sonda in una galleria tarata, l'errore è del 2%, indipendentemente dalla velocità.

Il primo caso si ha durante la fase di calibrazione per le rilevazioni nel condotto; in questo caso l'incertezza complessiva è data dalla somma delle incertezze assolute. L'incertezza assoluta di base, nel caso peggiore, si ha per una velocità media di 2.5 m/s ed è pari a 0.025 m/s. Sommandola all'ulteriore incertezza per le basse velocità, l'incertezza relativa complessiva nel caso peggiore risulta essere quindi:

$$e_{\text{cal}} = 100 \frac{0.02 \text{ m/s} + 0.025 \text{ m/s}}{2.5 \text{ m/s}} = 2.85\%$$

Per la parte di confronto tra le sonde si ricade invece nel secondo caso, per cui l'incertezza associata è pari al 2%.

## B.2 Errori dovuti a variazioni di temperatura

Nel caso si utilizzi una sonda a filo caldo, uno degli errori possibili deriva dalla variazione della temperatura ambiente. Anche se tale variazione viene compensata dalla taratura in Reynolds, è comunque prudente tenerla in considerazione. L'errore relativo che corrisponde ad una variazione arbitraria della temperatura è pari a:

$$e_T = 100 \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\Delta T}{273.15}$$

dove  $\Delta T$  è la variazione di temperatura espressa in Kelvin. Essendo il locale dove sono state effettuate le prove dotato di un sistema di riscaldamento controllato da un termostato, si può stimare che la differenza massima di temperatura sia dell'ordine di 2 K. Sostituendo tale valore, si ottiene un errore pari a 0.423%.

## B.3 Errori di disallineamento della sonda

Una possibile fonte d'errore per la fase di rilevazione nel condotto è il disallineamento della sonda rispetto all'asse del tubo. Durante l'allestimento del sistema di movimentazione, l'allineamento verticale della sonda era stato verificato mediante una bolla elettronica, mentre quello orizzontale è stato controllato manualmente con una squadra. L'angolo di rollio è infine stato misurato utilizzando una bolla manuale.

Per verificare la correttezza di beccheggio ed imbardata, sono state scattate due fotografie al supporto della sonda ed al tubo, rispettivamente una vista laterale ed una superiore. Mediante queste immagini è poi stata verificata l'orientazione del supporto rispetto all'asse del condotto.

Da tale analisi è emerso che il disallineamento in beccheggio è pari a  $0.0375^\circ$ , mentre il disallineamento in rollio è pari a  $0.07^\circ$ . La risoluzione della livella manuale si può invece stimare attorno a  $0.006^\circ$ . Tali disallineamenti producono un errore che si traduce in componenti aggiuntive nel piano di misura. Tali componenti possono essere stimate calcolando il seno di questi angoli, per cui risulta che l'errore sulla velocità, nel caso peggiore, è pari a:

$$e_{\text{pitch}} = 100 \sin 0.0375^\circ = 0.0654\%$$

$$e_{\text{yaw}} = 100 \sin 0.07^\circ = 0.122\%$$

$$e_{\text{roll}} = 100 \sin 0.006^\circ = 0.01\%$$

Tali disallineamenti producono pertanto degli effetti secondari e del tutto trascurabili rispetto alle altre fonti d'errore.



## B.4 Errori di discretizzazione

Una possibile causa di errore è legata alla scheda di acquisizione, che discretizza il segnale analogico utilizzando un numero finito di livelli. La scheda utilizzata ha una risoluzione di 16 bit, per cui l'errore relativo massimo legato ad essa viene stimato con la seguente relazione:

$$e_{\text{acq}} = 100 \frac{1}{2^n}$$

dove  $n$  è il numero di bit della scheda di acquisizione. Sostituendo i valori si ottiene un errore pari allo 0.0015%, pertanto trascurabile rispetto agli altri errori.

## B.5 Errori complessivi

Gli errori complessivamente svolti durante le due prove possono essere quantificati mediante una combinazione quadratica di tutti gli errori:

$$e_{\text{tot}} = \sqrt{\sum_{i=1}^N e_i^2}$$

La tabella B.1 riporta i valori degli errori totali per le due prove, nonché i valori di ciascuna componente che contribuisce ad esso. Si deve ricordare che questa è una stima pessimistica, pertanto il valore reale dell'errore potrebbe essere sensibilmente inferiore.

**Tabella B.1.** *Riepilogo degli errori sperimentali*

Tipologia di errore	Errore relativo [%]	
	Comparazione sonde	Rilevazioni condotto
Calibrazione	2	2.85
Variazioni temperatura	0.423	0.423
Disallineamento	—	> 0.122
Discretizzazione	0.0015	0.0015
Errore totale	2.044	2.884



---

# Bibliografia

## Flusso in condotti con curvatura

- [1] Franco AUTERI, Marco BELAN, Sara CECCON, Giuseppe GIBERTINI e Maurizio QUADRIO. «Endoscopic PIV in a helical pipe coil». 2006.
- [2] Sara CECCON, Franco AUTERI, Arturo BARON, Marco BELAN, Giuseppe GIBERTINI e Maurizio QUADRIO. *Turbulent flow in a helically coiled pipe: an endoscopic PIV study*. Report scientifico interno. Politecnico di Milano, Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale, 2006. ISRN: DIA-SR 06-09.
- [3] M. GERMANO. «The Dean Equations extended to a helical pipe flow». In: *Journal of Fluid Mechanics* 203 (1989), pp. 289–305.
- [4] Yasutaka HAYAMIZU, Kyoji YAMAMOTO, Shinichiro YANASE, Toru HYAKUTAKE, Toru SHINOHARA e Shinichi MORITA. «Experimental study of the flow in helical circular pipes: torsion effect on the flow velocity and turbulence». In: *Journal of Thermal Science* 17.3 (2008), pp. 193–198.
- [5] T. J. HÜTTL e R. FRIEDRICH. «Direct numerical simulation of turbulent flows in curved and helically coiled pipes». In: *Computers & Fluids* 30 (2001), pp. 591–605.
- [6] T. J. HÜTTL e R. FRIEDRICH. «Influence of curvature and torsion on turbulent flow in helically coiled pipes». In: *International Journal of Heat and Fluid Flow* 21 (2000), pp. 345–353.
- [7] T. J. HÜTTL, C. WAGNER e R. FRIEDRICH. «Navier-Stokes solutions of laminar flows based on orthogonal helical co-ordinates». In: *International Journal for Numerical Methods in Fluids* 29 (1999), pp. 749–763.
- [8] ISO-5167-2:2003. *Measurement of fluid flow by means of pressure differential devices inserted in circular cross-section conduits running full. Part 2: Orifice plates*. Geneva: International Organization for Standardization, 2003.

- [9] J. MESTEL. *Flow in curved pipes: the Dean equations*. Lecture Handout for Course M4A33. Imperial College. URL: <http://www2.imperial.ac.uk/~ajm8/M4A33/Dean.pdf>.
- [10] D. G. XIE. «Torsion effect on secondary flow in a helical pipe». In: *International Journal of heat and Fluid Flow* 11.2 (1990), pp. 114–119.
- [11] Kyoji YAMAMOTO, Xiaoyun WU, Kazuo NOZAKI e Yasutaka HAYAMIZU. «Visualization of Taylor-Dean flow in a curved duct of square cross-section». In: *Fluid Dynamics Research* 38 (2006), pp. 1–18.
- [12] L. ZABIELSKI e J. MESTEL. «Steady flow in a helically symmetric pipe». In: *Journal of Fluid Mechanics* 370 (1998), pp. 297–320.

## Anemometria a filo caldo

- [13] H.H. BRUUN. *Hot-wire anemometry: principles and signal analysis*. Oxford science publications. Oxford University Press, 1995. ISBN: 9780198563426.
- [14] Dantec DYNAMICS. *Probes for Hot-wire Anemometry*. 2005. URL: [http://www.dantecdynamics.com/Admin/Public/Download.aspx?file=Files%2fFiler%2fProducts+and+Services%2fGeneral+literature%2fHot-wire\\_catalog\\_238.pdf](http://www.dantecdynamics.com/Admin/Public/Download.aspx?file=Files%2fFiler%2fProducts+and+Services%2fGeneral+literature%2fHot-wire_catalog_238.pdf).
- [15] Peter FREYMUTH e Leroy M. FINGERSON. «Hot-wire anemometry at very high frequencies: effect of electronic noise». In: *Measurement Science and Technology* 8.2 (1997), p. 115.
- [16] Finn E. JØRGENSEN. *How to measure turbulence with hot-wire anemometers - A practical guide*. Dantec Dynamics. 2002.
- [17] Finn E. JØRGENSEN e Morten HAMMER. «Hot-wire anemometry behaviour at very high frequencies». In: *Measurement Science and Technology* 8.3 (1997), p. 221.
- [18] U. R. MÜLLER. «Comparison of turbulence measurements with single, X and triple hot-wire probes». In: *Experiments In Fluids* 30 (1992), pp. 208–213.
- [19] Stephen John PAYNE. «Unsteady Loss in a High Pressure Turbine Stage». PhD Thesis. Department of Engineering Science, University of Oxford, 2001. Cap. 4. URL: <http://www.robots.ox.ac.uk/~sjp/publns/>.
- [20] Seyed G. SADDUGHI e Srinivas V. VEERAVALLI. «Hot-wire anemometry behaviour at very high frequencies». In: *Measurement Science and Technology* 7.10 (1996), p. 1297.
- [21] C. TROPEA, A.L. YARIN e J.F. FOSS. *Springer handbook of experimental fluid mechanics*. Springer handbook v. 1. Springer, 2007. ISBN: 9783540251415.
- [22] Alex ZANOTTI e Carlo MACCHI. «Sviluppo di una metodologia di taratura per sonde anemometriche a filo caldo triplo». Tesi di Laurea Specialistica. Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale, Politecnico di Milano, 2009.