

# POLITECNICO DI MILANO

DIPARTIMENTO DI SCIENZE E  
TECNOLOGIE AEROSPAZIALI

Laurea Magistrale in Ingegneria Aeronautica



**Analisi sperimentale di un modello aeroelastico di  
aerogeneratore in galleria del vento e validazione  
numerica in un codice multicorpo**

**Relatore:** Alessandro CROCE

**Co-relatore:** Pierluigi MONTINARI

**Tesi di Laurea di:**

Matteo ACERBO, Matricola 804669

Anno Accademico 2014/2015





*“Io posso ogni cosa in Colui che mi fortifica”*

*Filippesi 4:13-23*



# Sommario

In questo lavoro di tesi si presenta un'analisi numerica e sperimentale di un modello in scala di un'aerogeneratore ad asse orizzontale multi-megawatt. Lo studio è centrato sulle tecniche attive e passive per la riduzione dei carichi. Il modello, progettato e realizzato dal Dipartimento di Scienze e Tecnologie Aerospaziali, è disponibile con pale rigide e con pale aeroelastiche con accoppiamento flessione-torsionale BTC. Sono illustrati i due test sperimentali condotti nella galleria del vento del Politecnico di Milano riguardanti rispettivamente la caratterizzazione della scia del modello e l'interazione modello-scia per replicare condizioni di *wind farm*.

I risultati del secondo test sono ottenuti considerando un modello in scia parziale, dotato di pale rigide e pale aeroelastiche attivando o meno il controllo passo-pala individuale IPC. Si focalizza l'attenzione sui benefici di una pala aeroelastica BTC rispetto ad una pala rigida analizzando i valori dei carichi DEL più importanti a base torre, al mozzo del rotore e alle pale. Contemporaneamente si osservano i benefici che può dare un controllo IPC su pale BTC sull'alleviazione dei carichi e sull'usura degli attuatori ADC. Si valuta l'effetto del BTC sulla potenza prodotta e sulla *power quality*.

Si analizza il valore di picco in frequenza delle armoniche  $nP$ , verificando l'efficacia del BTC e dell'IPC nel ridurre le ampiezze dei picchi.

Si illustra una taratura sperimentale dei guadagni dell'IPC osservando l'effetto sui carichi alle frequenze di  $1P$  e  $3P$  con un'analisi spettrale.

Infine si valida il codice Cp-LAMBDA replicando le condizioni sperimentali del modello aeroelastico in scia. La validazione consiste nel confrontare: le performance aerodinamiche dei modelli e i carichi DEL in base torre e sul mozzo con leggi di controllo di tipo PID.

**Parole chiave:** sistemi per la riduzione dei carichi, *IPC*, *Bend-Twist Coupling* BTC, ADC, DEL.



# Abstract

In this thesis work an experimental/numerical analysis of scaled model of a wind turbine is described. The project is focused on the active and passive techniques for loads reduction. The model is designed by Department of Aerospace Science and Technology, featuring rigid blades and aeroelastic blades with bend-twist coupling BTC. Two experimental tests are conducted in the wind tunnel of Politecnico di Milano: the first one concerning the characterization of the wake of the model, the second one concerning the wake interference conditions of two models to replicate a real wind farm. The measurements obtained from the first experimental test are used to create a numerical wake as input to aero-servo-elastic code Cp-LAMBDA. The goal is a numerical validation for the second test.

The second test results are obtained by considering a model situated in the partial wake, with rigid blades and aeroelastic blades by activating the individual pitch control IPC. Results demonstrate the benefits of an aeroelastic blade BTC compared to a rigid blade analyzing the most important base tower loads and the rotor hub loads. At the same time we look at the an IPC control benefits on BTC blades about loads reduction looking in the meanwhile the actuator duty cycle ADC.

After a validation of the numerical code Cp-LAMBDA is done by replicating the experimental wake conditions of the aeroelastic wind turbine model is performed. The validation is about: aerodynamic performance and the most important loads by DEL analysis. Finally an experimental gain scheduling IPC is described, by observing the effect on the 1P and 3P loads.

**Keywords:** Bend-twist coupling, wind turbine wake, turbulent wake, hot wire anemometry, ADC, Individual pitch control, load reduction techniques, damage equivalent loads, gain scheduling IPC



# Indice

<b>1</b>	<b>Introduzione</b>	<b>1</b>
1.1	Obiettivi e struttura della tesi . . . . .	2
<b>2</b>	<b>Nozioni accademiche</b>	<b>5</b>
2.1	Aerodinamica della scia . . . . .	5
2.1.1	Modellazione della scia alla Larsen . . . . .	9
2.2	Bend Twist Coupling . . . . .	11
2.2.1	Accoppiamento elastico nei materiali compositi . . . . .	12
2.2.2	Bend-Twist Coupling pale eoliche . . . . .	19
<b>3</b>	<b>Ambiente sperimentale</b>	<b>25</b>
3.1	Galleria del vento POLIMI . . . . .	25
3.2	Strumenti di misura . . . . .	27
3.2.1	Misure di velocità . . . . .	27
3.2.2	Misure di forze e momenti . . . . .	30
3.2.3	Strato limite in galleria del vento . . . . .	31
3.2.4	Sistemi di riferimento . . . . .	32
3.3	Modello di aerogeneratore G2 . . . . .	34
3.3.1	Legge e parametri di scalatura . . . . .	35
3.3.2	Componenti del modello . . . . .	37
3.4	Apparato strumentale modello G2 . . . . .	41
3.4.1	Attuatori di passo . . . . .	42
3.4.2	Attuatori di coppia . . . . .	42
3.4.3	Interfaccia utente . . . . .	42
3.5	Modello di pala . . . . .	43
<b>4</b>	<b>Ambiente numerico</b>	<b>45</b>
4.1	Cp-LAMBDA . . . . .	45

4.2	Turbsim . . . . .	47
4.3	Controllo passo-pala individuale . . . . .	48
<b>5</b>	<b>Descrizione dei test sperimentali</b>	<b>51</b>
5.1	Caratterizzazione della scia . . . . .	51
5.2	Configurazione <i>wind farm</i> . . . . .	52
<b>6</b>	<b>Applicazioni e analisi dei risultati</b>	<b>55</b>
6.1	Misure della scia . . . . .	56
6.1.1	Scia numerica . . . . .	59
6.2	Analisi dei carichi sperimentali <i>wind farm</i> . . . . .	63
6.2.1	Velocità del vento in galleria . . . . .	63
6.2.2	Parametri di confronto . . . . .	64
6.2.3	Carichi a fatica DEL . . . . .	66
6.2.4	ADC . . . . .	72
6.3	Taratura sperimentale guadagni IPC . . . . .	74
6.3.1	Analisi spettrale carichi a base torre . . . . .	76
6.3.2	Analisi spettrale carichi al mozzo . . . . .	78
6.3.3	Analisi spettrale momento di ritardo pala . . . . .	81
6.3.4	Scelta coppia Kp - KI <i>ottima</i> . . . . .	82
6.4	Analisi in frequenza BTC e IPC . . . . .	83
6.4.1	Valori di picco delle armoniche modello isolato . . . . .	83
6.4.2	Valori di picco armoniche modello in scia . . . . .	84
6.5	Carichi medi in base torre . . . . .	86
6.6	Potenza prodotta . . . . .	90
6.7	Validazione numerica in Cp - LAMBDA . . . . .	93
6.7.1	Validazione curve di potenza . . . . .	96
<b>7</b>	<b>Conclusioni</b>	<b>99</b>
	<b>Acronimi</b>	<b>101</b>
	<b>Nomenclatura</b>	<b>103</b>
	<b>Bibliografia</b>	<b>105</b>
	<b>Ringraziamenti</b>	<b>109</b>



## Elenco delle tabelle

3.1	Carichi dimensionanti bilancia RUAG W192 61 . . . . .	30
3.2	Fattori di scala modello <i>G2</i> . . . . .	36
3.3	Confronto <i>G2</i> - <i>G90</i> . . . . .	37
3.4	Sensori on-board . . . . .	40
5.1	Frequenze di campionamento segnali . . . . .	52
5.2	Matrice di prova per il modello BTC in scia . . . . .	54
6.1	Frequenze nP modello aeroelastico . . . . .	74
6.2	Guadagni IPC per taratura sperimentale . . . . .	74
6.3	Coppia di guadagni ottima - carichi a base torre . . . . .	78
6.4	Coppia di guadagni ottima - carichi al mozzo . . . . .	81
6.5	Coppie di guadagni $K_p$ - $K_I$ <i>ottime</i> - frequenze e carichi . . . . .	82
6.6	Validazione potenza . . . . .	94



## Elenco delle figure

2.1	Vortici di estremità . . . . .	6
2.2	Scia elicoidale generata dai vortici d'estremità . . . . .	7
2.3	Scia di un rotore con mix turbolento . . . . .	8
2.4	. . . . .	11
2.5	Sforzi di taglio e normali in una lamina . . . . .	12
2.6	Sforzi in una lamina . . . . .	13
2.7	Risposta accoppiata in una piastra in composito . . . . .	14
2.8	Meccanismi di accoppiamento in travi in composito . . . . .	15
2.9	Trave incastrata caricata all'estremità . . . . .	16
2.10	Forze a taglio applicate nella sezione di trave . . . . .	17
2.11	Torsione della pala senza BTC <sup>1</sup> (sx) e con BTC a dx . . . . .	19
2.12	Risposta BTC di una pala eolica . . . . .	20
3.1	Galleria del vento Politecnico di Milano . . . . .	26
3.2	Camera di prova <i>wind engineering</i> (sx), camera di prova aeronautica (dx) . . . . .	26
3.3	Sistema trasverso usato per le misure di scia del rotore . . . . .	27
3.4	Anemometro triplo a film caldo Dantec 55R91 . . . . .	29
3.5	Spettro Dantec 55R91 . . . . .	29
3.6	Tubo di Pitot . . . . .	30
3.7	Bilancia RUAG W192 61 . . . . .	31
3.8	Spires per la generazione di turbolenza e <i>wind shear</i> $\alpha_{bl} = 0.4$ . . . . .	32
3.9	Sistema di riferimento per gli anemometri è evidenziato in rosso . . . . .	33
3.10	Sistema di riferimento per la bilancia . . . . .	34
3.11	Assemblaggio nacelle - rotore . . . . .	38
3.12	Schema della trasmissione della coppia . . . . .	38

---

<sup>1</sup>Bend Twist Coupling

## ELENCO DELLE FIGURE

---

3.13	Modello G2 . . . . .	39
3.14	Componenti del rotore . . . . .	40
3.15	Architettura di gestione e controllo della G2 . . . . .	41
3.16	Interfaccia utente G2 . . . . .	43
3.17	Modello rigido e aeroelastico . . . . .	44
4.1	Schema topologico di un modello di aerogeneratore HAWT <sup>2</sup> . . . . .	46
4.2	Architettura virtuale delle simulazioni numeriche . . . . .	46
4.3	Schema utilizzo TurbSim - CpLambda . . . . .	47
4.4	Griglie spazio-temporali TurbSim . . . . .	47
4.5	Architettura di un controllo IPC <sup>3</sup> . . . . .	49
5.1	Misure della scia in galleria del vento . . . . .	52
5.2	Foto durante il secondo test sperimentale - <i>wind farm</i> . . . . .	53
6.1	Profilo di velocità longitudinale sperimentale . . . . .	57
6.2	Lunghezza di scala integrale e intensità di turbolenza TI . . . . .	58
6.3	Componenti $v, w$ del vettore velocità in regione II e regione III . . . . .	59
6.4	Profilo di velocità in scia numerico - sperimentale . . . . .	61
6.5	Sistema trasverso usato per le misure di scia del rotore . . . . .	61
6.6	Campo di velocità sul rotore in scia parziale $U_\infty = 5m/s$ . . . . .	62
6.7	Valore medio di velocità del vento in funzione della posizione . . . . .	63
6.8	DEL Momento di Fore - Aft a base torre . . . . .	67
6.9	DEL Momento di Side - Side a base torre . . . . .	67
6.10	DEL Hub Nodding . . . . .	68
6.11	DEL Hub Side - Side . . . . .	69
6.12	DEL Hub Torque . . . . .	70
6.13	DEL - Variazioni BTC vs rigid per i carichi all'hub . . . . .	71
6.14	DEL Momento di ritardo pala . . . . .	72
6.15	ADC in regione III . . . . .	73
6.16	Spettri generici segnali a base torre . . . . .	76
6.17	<i>Gain scheduling Spinta</i> base torre . . . . .	76
6.18	<i>Gain scheduling Momento di Fore - Aft</i> base torre . . . . .	77
6.19	<i>Gain scheduling Momento di Side - Side</i> base torre . . . . .	77
6.20	Spettri segnali carichi al mozzo . . . . .	79

---

<sup>2</sup>Horizontal Axis Wind Turbine

<sup>3</sup>Individual Pitch Control

## ELENCO DELLE FIGURE

---

6.21	<i>Gain scheduling</i> Coppia al mozzo 1P - 2P . . . . .	79
6.22	<i>Gain scheduling</i> Coppia al mozzo 3P - 4P . . . . .	80
6.23	<i>Gain scheduling Nodding</i> - 1P in alto , 2P in basso . . . . .	80
6.24	<i>Gain scheduling Side - Side</i> - 1P in alto , 2P in basso . . . . .	81
6.25	<i>Gain scheduling</i> Momento di ritardo 1P . . . . .	82
6.26	Valore di picco delle armoniche - BTC vs BTC + IPC . . . . .	84
6.27	Valore di picco delle armoniche per il modello in scia parziale . . . . .	84
6.28	Riduzione percentuale dovuta ai sistemi BTC e IPC - scia parziale . . . . .	85
6.29	Plot segnale campionato - Modello aeroelastico - Effetto IPC . . . . .	86
6.30	Spinta media modello rigido e aerolastico con e senza IPC . . . . .	87
6.31	Variazioni percentuali sulla spinta media . . . . .	87
6.32	Momento di <i>Fore - Aft</i> modello rigido e aerolastico con e senza IPC . . . . .	88
6.33	Variazioni percentuali sulla momento di <i>Fore - Aft</i> medio . . . . .	88
6.34	Momento di <i>Side - Side</i> medio modello rigido e aerolastico con e senza IPC . . . . .	89
6.35	Riduzione percentuale dovuta ai sistemi BTC e IPC - scia parziale . . . . .	89
6.36	Carichi medi a base torre . . . . .	90
6.37	Potenza prodotta per i modelli rigido e BTC in funzione della posizione in scia . . . . .	91
6.38	<i>Qualità</i> della potenza prodotta . . . . .	92
6.39	Validazione carichi a fatica DEL in 0.60 D . . . . .	94
6.40	Variazione percentuale dei carichi a fatica - <i>Numerico - Sperimentale</i> . . . . .	94
6.41	Carico medio <i>Side - Side</i> - <i>Numerico - Sperimentale</i> . . . . .	95
6.42	Variazione percentuale carico - <i>Numerico - Sperimentale</i> . . . . .	95
6.43	Variazione percentuale dei carichi a fatica - <i>Numerico - Sperimentale</i> . . . . .	96
6.44	Curve $C_p - \lambda$ al variare del passo $\beta$ per pala BTC . . . . .	97
6.45	. . . . .	97
6.46	Curve $C_p - \lambda$ al variare del passo $\beta$ per pala rigida . . . . .	98

# Capitolo 1

## Introduzione

Le pale moderne, data la continua crescita della potenza prodotta dagli aerogeneratori, hanno raggiunto dimensioni notevoli. Ridurre al piú possibile il peso della pala significa avere un minor uso di materiali impiegati nella realizzazione e carichi trasmessi all'albero piú bassi. Come conseguenza di ciò si ottiene un' importante traguardo: un *costo dell'energia* piú basso. Attualmente esistono molte tecniche per ridurre il peso delle pale, in questo lavoro di tesi si cerca di spiegare come funzionano i sistemi per la riduzione dei carichi. La tecnica per la riduzione dei carichi puó essere *classificata* secondo due categorie: sistemi *attivi* e sistemi *passivi*.

I sistemi attivi ricevendo potenza, controllano attivamente l'aerogeneratore, modificando ad esempio il passo pala e/o la coppia al rotore oppure ruotando i flap, qualora le pale ne fossero provviste, o infine, attivando altri meccanismi.

I sistemi passivi, invece, sfruttano le proprietá aeroelastiche delle pale, le quali si deformano opportunamente. Questi sistemi non necessitano di potenza esterna e di alcuna manutenzione (come puó esserci negli attuatori dei sistemi attivi).

La tecnica adottata per avere una pala adattiva é quella del BTC (Bend-Twist Coupling). Ruotando di qualche grado l'orientazione delle fibre lungo l'asse del *pitch* si ottiene un'accoppiamento elastico di tipo flesso-torsionale (BTC) ossia, quando la pala flette sotto l'effetto dei carichi, si torce e vice-versa. L'effetto del *twist*, come si vedrá, porta ad una riduzione dei carichi.

## 1.1 Obiettivi e struttura della tesi

Questo lavoro di tesi è concentrato sullo studio dei sistemi di riduzione dei carichi su un'aerogeneratore in scia parziale. I sistemi considerati sono: l'accoppiamento flesso-torsionale BTC per la pala aeroelastica e un sistema di riduzione dei carichi passivo come l'IPC. In questa sede questi due sistemi sono utilizzati in modo sinergico, affinché si capisca quali sono i vantaggi e gli svantaggi di una soluzione accoppiata di questo tipo. Inoltre, gli esperimenti contemplano anche l'utilizzo di un modello con pale rigide, motivo per cui in questo lavoro sono presenti confronti tra varie configurazioni del modello. Gli obiettivi di questo lavoro di tesi sono:

- Caratterizzare la scia di un modello di aerogeneratore con prove in galleria del vento e, replicare in ambito numerico la scia misurata al fine di validare il codice multicorpo Cp - LAMBDA con delle simulazioni dinamiche.
- Valutare, in ambito sperimentale e numerico, l'efficacia di un sistema di riduzione dei carichi passivo come il BTC per un modello in condizioni di interferenza con una scia di un altro modello. Il funzionamento di un sistema come il BTC è verificato analizzando i valori dei carichi a fatica DEL<sup>1</sup> a base torre (momento di *Fore - Aft*, momento di *Side - Side*) al mozzo (*Nodding*, *Side - Side* e la coppia) e sulle pale (momento di ritardo e momento di flappeggio). In frequenza l'effetto del BTC verrà verificato analizzando i valori dei picchi delle armoniche dei carichi più importanti alle frequenze di rotazione n per giro nP. Notando che questi picchi riducono la loro ampiezza con il BTC rispetto al caso di pala rigida. Un altro obiettivo è conoscere come varia la produzione di potenza e la qualità della potenza stessa in caso di pala con BTC rispetto al caso rigido.
- Oltre al sistema passivo BTC, un altro obiettivo è vedere cosa accade quando si attiva un sistema attivo di riduzione dei carichi come l'IPC. Valutare l'efficacia dell'IPC su una pala aeroelastica con accoppiamento flesso-torsionale guardando i carichi a fatica, i picchi in frequenza delle forzanti caratteristiche, è compito di questo lavoro di tesi. Verificare come attivando l'IPC sulla pala rigida e sulla pala BTC, a parità di carico, la riduzione dovuta all'IPC è più marcata sulla pala rigida che sulla pala

---

<sup>1</sup>Damage Equivalent Load

aeroelastica BTC. Questo perchè il BTC aiuta di fatto l'IPC nel ridurre il carico.

- Un altro aspetto da considerare è la valutazione dell'usura e dello stress degli attuatori di passo con l'indicatore  $ADC^2$ . Verificando che il BTC riduce lo stress degli attuatori rispetto al caso di pala rigida anche in caso di controllo attivo del passo IPC. Ci si aspetta che l'usura degli attuatori della pala aeroelastica BTC con controllo IPC è minore dell'usura degli attuatori della pala rigid con controllo IPC. Ovviamente queste considerazioni sono valide specialmente in regione III dove il controllo IPC ha ragione viva di esistere.
- Un ultimo obiettivo è quello di validare il codice numerico Cp-LAMBDA con i risultati sperimentali di galleria. La validazione consiste nell'effettuare simulazioni dinamiche per il modello virtuale con degli input quanto più fedeli alla realtà. Osservando i particolare le performance aerodinamiche e i carichi strutturali, nonchè le leggi di controllo implementate per il modello rigido e per il modello aeroelastico.

Per raggiungere questi obiettivi, il lavoro di tesi è così strutturato:

**Capitolo 2** illustra le nozioni basilari di aerodinamica di una scia di un rotore eolico accennando, nonchè una trattazione strutturale dell'accoppiamento flesso-torsionale.

**Capitolo 3** illustra l'ambiente sperimentale nel quale si è lavorato, dagli strumenti di galleria del Politecnico di Milano ai dettagli sul modello in scala di aerogeneratore usato e i relativi componenti annessi.

**Capitolo 4** illustra l'ambiente numerico nel quale si è lavorato, dalla descrizione dei programmi utilizzati ad un cenno sul controllo passo - pala individuale.

**Capitolo 5:** illustra l'allestimento e il tipo di prove effettuate nella galleria del vento del Politecnico di Milano, spiegando gli strumenti utilizzati e mostrando una matrice di prova sperimentale.

**Capitolo 6:** illustra i risultati numerici e sperimentali ottenuti, dalla caratterizzazione della scia alla riduzione dei carichi per i sistemi, BTC e IPC, nonchè sono raggiunti gran parte degli obiettivi spiegati precedentemente.

---

<sup>2</sup>Actuator Duty Cicle



**Capitolo 7:** conclusioni della tesi

Questo lavoro fa parte di un grande progetto europeo in ambito eolico in cui collaborano il Politecnico di Milano e l'Università Tecnica di Monaco di Baviera TUM.

## Capitolo 2

# Nozioni accademiche

### 2.1 Aerodinamica della scia

La scia è il flusso che si genera a valle del rotore dell'aerogeneratore, qui le condizioni del campo di moto sono un'insieme di fenomeni aerodinamici complessi [21]. Dato il notevole sviluppo che si è avuto negli ultimi anni per le *wind farm*, i fenomeni aerodinamici in scia sono oggetto di studio da parte dei ricercatori moderni. Il flusso di scia, rispetto ad un flusso indisturbato, è caratterizzato da un considerevole deficit di velocità e da un'aumento di intensità di turbolenza, si veda capitolo 5. Si immagini una situazione di *wind farm*, il deficit di velocità, dovuto alla presenza dell'aerogeneratore davanti, comporta una riduzione della potenza estratta dal vento dall'aerogeneratore in scia, mentre un'aumento di intensità di turbolenza comporta dei carichi a fatica DEL maggiori per la turbina in scia [22].

La struttura del campo di moto in scia ad un aerogeneratore dipende da diversi fattori. Uno dei fenomeni aerodinamici più importanti è la rotazione del flusso dovuto alle tre pale in rotazione. Senza entrare nel dettaglio, questo fenomeno è stato studiato ampiamente in letteratura con il metodo dei *triangoli di velocità*. Si considera una sezione di pala e si scrivono i triangoli di velocità in ingresso e in uscita; la componente tangenziale causa la rotazione del flusso in senso opposto a come ruota il rotore, in reazione alla coppia esercitata dal flusso sul rotore stesso [23].

Un altro fenomeno aerodinamico è la formazione dei vortici all'estremità della pala, il che, com'è noto, causa un'aumento di turbolenza in scia e una perdita di portanza. Le pale degli aerogeneratori hanno profili molti simili a quelli presenti

## 2.1. AERODINAMICA DELLA SCIA

---

sugli aerei e la genesi della portanza avviene allo stesso modo. Il flusso attorno al profilo è accelerato sul dorso, che in ambito di generatori eolici è chiamato *suction side* SS<sup>1</sup>; mentre il ventre del profilo è chiamato *pressure side* PS<sup>2</sup>. La differenza di pressione tra PS e SS genera la portanza aerodinamica responsabile della rotazione delle pale. In Fig. 6.1 è possibile notare la formazione dei vortici di estremità. Questo fenomeno, presente solo sull'ala finita, è legato alla differenza di pressione del flusso che esiste tra il PS (in cui ho pressione più bassa) e il SS (in cui ho pressione più alta). I vortici di estremità causano una diminuzione della portanza. I profili situati vicino alla tip hanno un'angolo di attacco effettivo inferiore rispetto ai profili lontani dalla regione di tip. Questo flusso secondario, attorno alla tip, si combina con il flusso principale sulla pala creando così un complesso sistema di vortici.

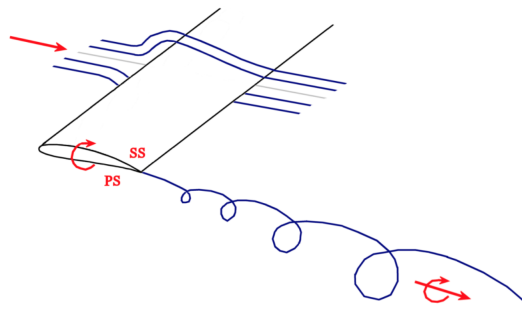


Figura 2.1: Vortici di estremità

Lo stesso fenomeno descritto appena sopra, si presenta alla radice della pala. Qui, le perdite aerodinamiche e l'aumento di turbolenza causati dai vortici in radice pala sono considerati trascurabili rispetto alle perdite aerodinamiche e all'aumento di turbolenza presente all'estremità. Tuttavia, i vortici in radice creano un

Il rilascio di vortici di estremità crea una scia elicoidale, Fig.6.2, approssimabile, dal punto di vista matematico con un cilindro con *shear layer* turbolento. È da sottolineare che più la velocità alla tip della pala è elevata - rispetto alla velocità asintotica - più è stretta la distanza tra le spirali in scia.

---

<sup>1</sup>Suction Side

<sup>2</sup>Pressure Side

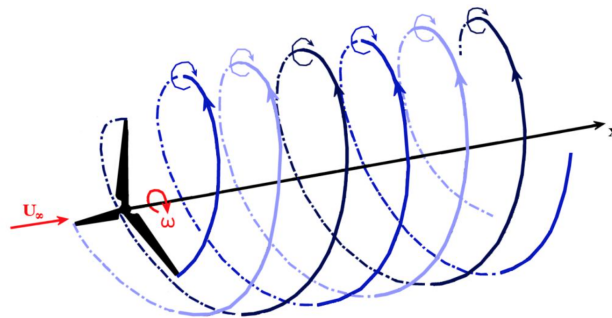


Figura 2.2: Scia elicoidale generata dai vortici d'estremità

Il flusso in scia, che come si è visto ha un'alta turbolenza e una velocità più bassa rispetto al flusso fuori scia, è separato da uno *shear layer* dal flusso indisturbato ( la presenza dello *shear layer* è giustificata dal fatto che la velocità media passa da  $(U_\infty - \text{deficit})$  in scia, a  $U_\infty$  fuori scia).

Ricapitolando, è stato mostrato che l'aerodinamica della scia di un rotore è molto complessa, i principali fenomeni sono:

- struttura del vento incidente (intensità di turbolenza, shear layer, ...).
- rotazione della scia, *swirl*, generato dalla rotazione del rotore
- vortici alla tip della pala.
- vortici in radice pala.
- geometria della nacelle e della torre (modificano le strutture turbolenti presenti in scia).

La Fig.6.3 mostra qualitativamente ciò che accade alla scia di un rotore eolico. Si differenziano sostanzialmente due regioni di scia:

- la regione prossima alla scia - *near wake region*
- la regione lontana - *far wake region*

In queste due regioni l'aerodinamica e gli effetti del rotore sul flusso cambiano al variare della distanza dal rotore stesso. Due aspetti è importate osservare: i profili di velocità e la variazione della scia lungo una coordinata allineata come l'asse del disco.

Muovendosi lungo la direzione di *downstream*, la scia cilindrica si espande per il fenomeno della diffusione turbolenta; la turbolenza presente nello *shear layer*

## 2.1. AERODINAMICA DELLA SCIA

---

causa il mix tra il fluido *lento* presente nella scia e il fluido *veloce* presente fuori scia. Le piccole scale turbolente presenti in scia vengono "inglobate" dalle scale più grandi con il processo di miscelamento turbolento. Sussiste quindi, un trasporto di momento di quantità di moto del flusso verso la scia, la quale espandendosi, diminuisce il suo deficit di velocità. E' un fenomeno simile all' *entrainment* per lo strato limite. Gradualmente, la velocità media in scia aumenta, muovendosi verso destra, presentando profili di velocità più *smooth* (in figura 6.3 si osservino i profili in rosso).

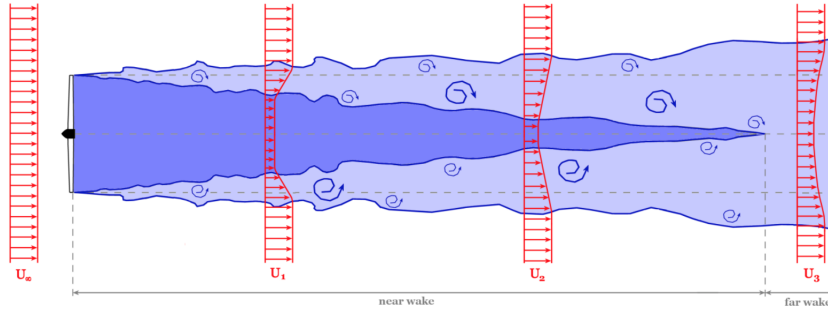


Figura 2.3: Scia di un rotore con mix turbolento

Ad una certa distanza dal rotore lo shear layer raggiunge un punto, in centro scia, in cui finisce la zona delimitata in figura come *near wake*. Dopo una zona di transizione la scia è completamente sviluppata, *far wake region*. I fenomeni aerodinamici come i vortici alla tip e i vortici alla radice della pala sono predominanti nella near wake region, mentre per una scia sviluppata, far wake region, sono trascurabili. Il punto fondamentale, in caso di wind farm, è il flusso presente nella regione lontana, le simulazioni numeriche sull'aerodinamica delle wind farm si effettuano in quella regione.

Una volta definita la distanza  $x/D$ , dove  $x$  è la coordinata lungo la scia e  $D$  diametro del rotore, la regione prossima alla scia (near wake region) ha lunghezza variabile a secondo degli articoli reperibili in letteratura. Per avere un'idea, Vermeer et al. [21] definisce la near wake region vicino a  $x/D = 1$ , mentre altri autori [24] dichiarano che la regione vicino la scia termina tra  $x/D = 2 - 5$  diametri.

### 2.1.1 Modellazione della scia alla Larsen

Dopo un'approccio metodologico al problema della scia di un rotore eolico, in questa sezione si cerca l'approccio numerico affinché sia possibile produrre numericamente una scia utile per simulare condizioni di wind farm. Fatta la distinzione tra scia *vicina* e scia *lontana*, si citano alcuni modelli numerici tipici per la near wake region: modelli asintotici a potenziale, modello di scia vorticoso e disco attuatore generalizzato. Come si è spiegato nel paragrafo precedente la parte di scia di nostro interesse è la regione lontana, dove gli effetti dei vortici alle estremità e alle radici delle pale sono trascurabili. Dato che uno degli obiettivi di questa tesi è l'interazione di un aerogeneratore con la scia di un altro aerogeneratore, ovvero wind farm, si focalizza l'attenzione sui metodi numerici che modellano la far wake region. I modelli per una scia pienamente sviluppata si dividono in *modelli cinematici* o espliciti, i quali usano l'equazione del momento per ottenere il deficit di velocità in scia, e *modelli impliciti*, i quali richiedono la risoluzione dell'equazioni di Navier-Stokes.

In questo lavoro è stato utilizzato un modello cinematico di scia chiamato *Modello di Larsen*.

Il modello di Larsen (conosciuto anche come modello EWTSII) è basato sulle equazioni dello strato limite turbolento di Prandtl. Il modello, grazie alla teoria della lunghezza di mescolamento turbolento di Prandtl, fornisce una soluzione in forma chiusa per la larghezza della scia e per il profilo di velocità medio in scia. Il flusso è assunto incomprimibile, stazionario e assialsimmetrico (non è previsto il wind shear).

La soluzione si ottiene risolvendo le equazioni di governo, disponibili in una forma al primo ordine e al secondo ordine. In questo lavoro è usata la soluzione al primo ordine, si ottengono le seguenti equazioni per il raggio del rotore in scia  $R_w$  e per il deficit di velocità assiale  $(\Delta U)_1$ :

$$R_w(x) = \left(\frac{35}{2\pi}\right)^{\frac{1}{5}} (3c_1^2)^{\frac{1}{5}} (C_T A(x + x_0))^{\frac{1}{3}} \quad (2.1)$$

$$\begin{aligned} (\Delta U)_1(x, r) = -\frac{U_\infty}{9} (C_T A(x + x_0))^{-2} \left[ r^{\frac{3}{2}} (3c_1^2 C_T A(x + x_0))^{-\frac{1}{2}} - \right. \\ \left. + \left(\frac{35}{2\pi}\right)^{\frac{3}{10}} (3c_1^2)^{-\frac{1}{5}} \right] \quad (2.2) \end{aligned}$$

## 2.1. AERODINAMICA DELLA SCIA

---

dove  $c_1$  è una costante legata alla lunghezza di mescolamento di Prandtl mentre  $x_0$  è la posizione del rotore rispetto al sistema di riferimento. Le due costanti sono così definite:

$$c_1 = \left[ \frac{D_{\text{eff}}}{2} \right]^{\frac{5}{2}} \left( \frac{105}{2\pi} \right)^{-\frac{1}{2}} (C_T A x_0)^{-\frac{5}{6}} \quad (2.3)$$

$$x_0 = \frac{9.5D}{\left( \frac{2R_{9.5}}{D_{\text{eff}}} \right)^3 - 1} \quad (2.4)$$

Il diametro effettivo del rotore  $D_{\text{eff}}$  vale:

$$D_{\text{eff}} = D \sqrt{\frac{1 + \sqrt{1 - C_T}}{2\sqrt{1 - C_T}}} \quad (2.5)$$

il raggio della scia ad una distanza di 9.5 diametri del rotore  $R_{9.5}$  è così definito [24]

$$R_{9.5} = 0.5[R_{\text{nb}} + \min(H, R_{\text{nb}})] \quad (2.6)$$

con la relazione empirica

$$R_{\text{nb}} = \max(1.08D, 1.08D + 21.7D(I_a - 0.05)) \quad (2.7)$$

Il modello di Larsen dipende da:

- la velocità asintotica  $U_\infty$ .
- coefficiente di spinta del rotore  $C_T$ .
- il diametro del rotore  $D$ .
- altezza hub  $H$ .
- intensità di turbolenza ambiente  $I_a$ .

L'equazione 2.13 tiene conto dell'effetto di bloccaggio del suolo qualora il raggio della scia  $R_w$  sia maggiore dell'altezza dell'hub  $H$ . In figura 6.4 un plot della scia alla Larsen, la linea nera rappresenta  $R_w$ .

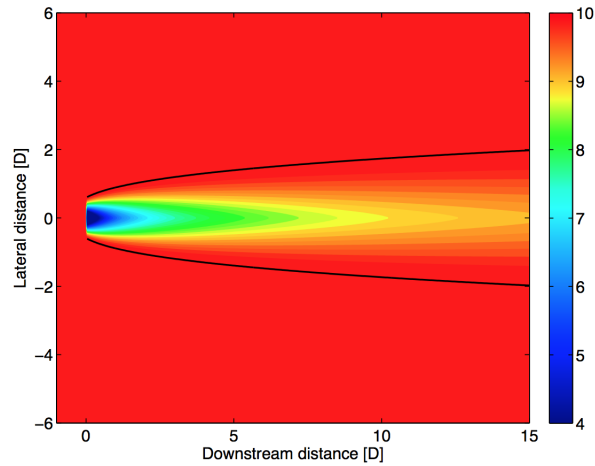


Figura 2.4

## 2.2 Bend Twist Coupling

Le pale moderne, data la continua crescita della potenza prodotta dagli aerogeneratori, hanno raggiunto dimensioni notevoli. L'obiettivo del progettista odierno é quello di ridurre al piú possibile il peso della pala, ciò significa sia un minor uso di materiali impiegati nella realizzazione che avere carichi trasmessi all'albero piú bassi e quindi ottenere come ultimo importante traguardo, un *costo dell'energia* piú basso. Attualmente esistono molte tecniche per ridurre il peso delle pale, in questo lavoro si cerca di spiegare come funzionano i sistemi per la riduzione dei carichi. La tecnica per la riduzione dei carichi puó essere *classificata* secondo due categorie: sistemi *attivi* e sistemi *passivi*.

I sistemi attivi ricevendo potenza, controllano attivamente l'aerogeneratore, modificando ad esempio il passo pala e/o la coppia al rotore oppure ruotando i flap, qualora le pale ne fossero provviste, o infine, attivando altri meccanismi.

I sistemi passivi, invece, sfruttano le proprietà aeroelastiche delle pale, le quali si deformano opportunamente. Questi sistemi non necessitano di potenza esterna e di alcuna manutenzione (come puó esserci negli attuatori dei sistemi attivi).

La tecnica adottata per avere una pala adattiva é quella del BTC (Bend-Twist Coupling). Esistono diverse tecniche per la realizzazione di una pala con BTC, in questa sede si é scelto di sfruttare le proprietà ortotropiche dei materiali compositi. Ruotando di qualche grado l'orientazione delle fibre lungo l'asse del *pitch* si ottiene un'accoppiamento elastico di tipo flesso-torsionale (BTC) ossia,



quando la pala flette sotto l'effetto dei carichi, si torce e vice-versa. L'effetto del *twist*, come si vedrà, porta ad una riduzione dei carichi.

### 2.2.1 Accoppiamento elastico nei materiali compositi

I materiali compositi ortotropi, hanno proprietà simmetriche rispetto a tre piani mutuamente ortogonali. Queste caratteristiche permettono di definire diversamente tre direzioni: la direzione longitudinale, trasversale e normale alle fibre. Nel caso in cui le rigidità nella direzione longitudinale e trasversale siano diverse è possibile far sorgere un termine della matrice che lega il momento flessionale con la rotazione attorno all'asse della trave.

I materiali compositi offrono la possibilità di progettare le caratteristiche di rigidità e resistenza delle pale di un' aerogeneratore in funzione dei carichi applicati e dei requisiti strutturali. Elemento fondamentale nelle strutture in materiale composito è il *laminato* (sovrapposizione di strati con rinforzo unidirezionale o bi-direzionale: lamine) ottenuto attraverso il ben noto processo tecnologico chiamato *laminazione*. La struttura di una pala moderna è costruita secondo questo processo e le proprietà meccaniche sono completamente determinate dalle proprietà del materiale usato.

Come è noto i materiali compositi con rinforzo fibroso non sono isotropi, ma presentano un comportamento meccanico dipendente dalla direzione in cui sono sollecitati. Un comportamento di questo tipo, in generale, è detto *anisotropo* e prevede, potenzialmente, un legame accoppiato fra tutte le componenti di sforzo e deformazione [2].

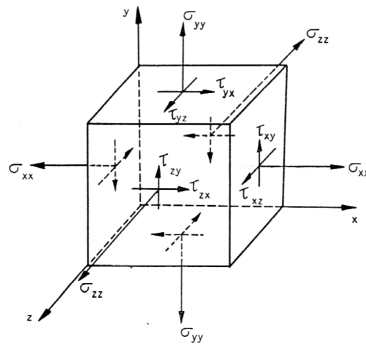


Figura 2.5: Sforzi di taglio e normali in una lamina

Il legame costitutivo elastico anisotropo è espresso mediante la relazione tra gli sforzi e le corrispondenti deformazioni, in forma matriciale si ha:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{13} & D_{14} & D_{15} & D_{16} \\ D_{21} & D_{22} & D_{23} & D_{24} & D_{25} & D_{26} \\ D_{31} & D_{32} & D_{33} & D_{34} & D_{35} & D_{36} \\ D_{41} & D_{42} & D_{43} & D_{44} & D_{45} & D_{46} \\ D_{51} & D_{52} & D_{53} & D_{54} & D_{55} & D_{56} \\ D_{61} & D_{62} & D_{63} & D_{64} & D_{65} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

dove  $\mathbf{D}$  é una matrice simmetrica detta matrice di rigidezza. Esaminando i possibili legami tra componenti di sforzo e deformazioni non corrispondenti si hanno accoppiamenti che non sono previsti in un comportamento elastico isotropo. Tali accoppiamenti possono essere:

- Accoppiamento scorrimenti a taglio - sforzi normali, blocco 3x3 in alto a destra nella matrice  $\mathbf{D}$  deve essere diverso da zero;
- Accoppiamento tra allungamenti e sforzi normali trasversali  $D_{12}, D_{13}, D_{23}$  non nulli;
- Accoppiamento tra scorrimenti e sforzi di taglio in altre direzioni  $D_{45}, D_{46}, D_{56}$  non nulli;

Si ricordi che nel caso di legame elastico per un materiale isotropo la matrice di cedevolezza non mostra accoppiamenti tra l'applicazione di sforzi normale e la nascita di deformazioni a taglio e l'applicazione di componenti di taglio e la nascita di scorrimenti a taglio in altre direzioni.

Le proprietà meccaniche di una lamina sono ben descritte, dal punto di vista analitico dalla famosa *Teoria Classica della Laminazione*. Un laminato in composito, di spessore non elevato può essere efficacemente studiato come una piastra sottile [3] ipotizzando uno stato di sforzo piano.

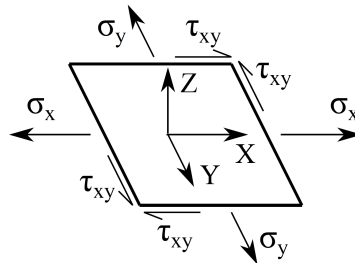


Figura 2.6: Sforzi in una lamina

## 2.2. BEND TWIST COUPLING

---

Applicando le assunzioni di Kirchoff, lo stato di deformazione nello spessore del laminato é completamente determinato nota la deformazione nel piano medio ed i parametri di curvatura, attraverso la matrice di rigidità della lamina é possibile calcolare direttamente lo stato di sforzo:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & Q_{16} \\ Q_{21} & Q_{22} & Q_{26} \\ Q_{61} & Q_{62} & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

dove  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\tau_{xy}$  rappresentano gli sforzi *in-plane* e le corrispondenti deformazioni  $\epsilon_x$ ,  $\epsilon_y$  e  $\gamma_{xy}$ .

Quando l'orientazione delle fibre é parallela agli assi X e Y, gli elementi della matrice  $Q_{16}$  e  $Q_{26}$  sono nulli. In questo caso non c'è accoppiamento tra gli sforzi normali  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$  e la deformazione a taglio  $\gamma_{xy}$ . Se, invece, dispongo le fibre in modo da non allinearle agli assi principali X e Y, gli sforzi normali si accoppiano alle deformazioni a taglio e gli sforzi tangenziali  $\tau_{xy}$  si accoppiano con le deformazioni 'principali'  $\epsilon_x$ ,  $\epsilon_y$  e  $\gamma_{xy}$ . Per chiarire ciò si guardi la Fig. 6.7, una piastra in composito, con fibre disallineate dall'asse longitudinale, se tirata lungo questo asse, mostra sia una deformazione longitudinale che una deformazione a taglio, questo comporta uno scorrimento a taglio della lamina (linee tratteggiate).

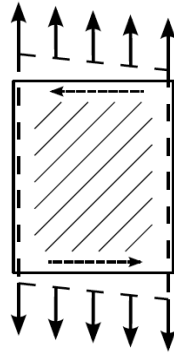
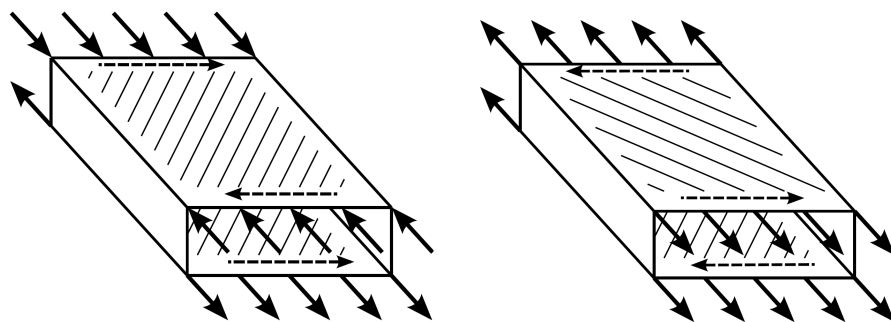


Figura 2.7: Risposta accoppiata in una piastra in composito

Utilizzando in modo intelligente le proprietà ortotropiche dei materiali compositi é possibile progettare strutture con effetto accoppiato simile a quello visto per la lamina. In Fig. 6.8 si comprende qual é l'effetto di un'accoppiamento flessione - torsionale e accoppiamento trazione - torsione. Nel caso di accoppiamento flessione

- torsionale (BTC) Fig. 6.8a, il momento flettente applicato sulla struttra causa sulle fibre superiori un effetto a compressione e sulle fibre inferiori un effetto a trazione, dato il disallineamento delle fibre rispetto alla direzione principale (longitudinale in questo caso) nasce, come visto nell'esempio della lamina, una deformazione a taglio che provoca la torsione nella trave. Analogamente, nel caso di accoppiamento trazione - torsione Fig. 6.8b, la trave 'reagisce' a torsione quando é applicato un carico assiale.



(a) *Accoppiamento flessione - torsionale*      (b) *Accoppiamento trazione - torsione.*

Figura 2.8: Meccanismi di accoppiamento in travi in composito

Con questa breve introduzione si evince come sia possibile variare a piacimento il grado di anisotropia di un materiale (sulla concentrazione e sull'orientamento delle fibre rinforzo) per ottenere delle proprietà che si adattano ai nostri scopi.

Le pale dei moderni aerogeneratori multi-MW<sup>3</sup> sono strutture snelle dotate di un elevato rapporto resistenza-peso (resistenza specifica) ed un elevato rapporto rigidità-peso (modulo specifico). Queste caratteristiche sono possibili grazie al largo impiego di materiali compositi, i più usati sono fibre di vetro GFRP<sup>4</sup> o fibre di carbonio CFRP<sup>5</sup> con matrici polimeriche termoindurenti a resina epossidica. I materiali tipicamente usati per il *core* in sandwich delle pale sono: PVC<sup>6</sup>, PVI<sup>7</sup> o legno di balsa. Per avere dettagli più approfonditi riguardo i materiali comunemente usati per la costruzione di pale eoliche si guardi il riferimento [1].

---

<sup>3</sup>Mega Watt

<sup>4</sup>Glass-Fiber Reinforced Plastic

<sup>5</sup>Carbon-Fiber Reinforced Plastic

<sup>6</sup>PolyVinyl Chloride

<sup>7</sup>PolyVinyl IsoButyl Ether

**Definizione del problema in una trave uniforme**

Per capire meglio ciò che significhi a livello strutturale l'accoppiamento flesso-torsionale BTC é bene considerare un semplice caso di trave incastrata in un'estremo e caricata all'estremitá, si veda Fig. 6.9

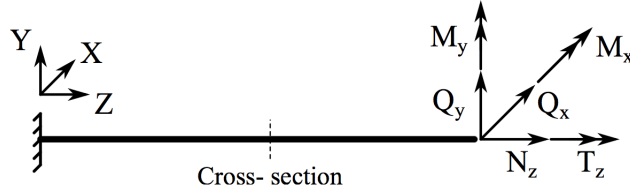


Figura 2.9: Trave incastrata caricata all'estremitá

La trave é orientata rispetto al sistema di riferimento  $XYZ$ , l'asse della trave giace lungo l'asse  $Z$  ed é perpendicolare al piano  $XY$ . La trave, com'è noto, può essere caricata in sei modi diversi: carico assiale  $N_z$ , forze di taglio nelle due direzioni  $Q_x$  e  $Q_y$ , momento torcente  $T_z$  e momenti flettenti  $M_x$  e  $M_y$ . La sezione della trave situata in una *location* abbastanza lontana dal vincolo e abbastanza lontana dall'estremitá, secondo la teoria di trave di *Timoshenko* e i principi di *St. Venant's*, può essere descritta analiticamente e strutturalmente attraverso sei deformazioni indipendenti: deformazione lungo  $z$   $\epsilon_z$ , le deformazioni a taglio  $\gamma_x$  e  $\gamma_y$ , rotazione della sezione  $k_z$  e flessione, intesa come rotazione,  $k_x$  e  $k_y$ . La relazione che sussiste tra le forze generalizzate  $\mathbf{F}$  e le deformazioni nella sezione  $\mathbf{U}$  é descritta attraverso la matrice di rigidezza della sezione  $\mathbf{K}$ :

$$\mathbf{F} = \mathbf{K}\mathbf{U} \quad (2.10)$$

La relazione inversa é espressa usando la matrice di flessibilitá  $\mathbf{S}$ , inversa della matrice di rigidezza:  $\mathbf{S} = \mathbf{K}^{-1}$ :

$$\begin{bmatrix} \gamma_x \\ \gamma_y \\ \epsilon_z \\ k_x \\ k_y \\ k_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & S_{14} & S_{15} & S_{16} \\ & S_{22} & S_{23} & S_{24} & S_{25} & S_{26} \\ & & S_{33} & S_{34} & S_{35} & S_{36} \\ & & & S_{44} & S_{45} & S_{46} \\ & \text{Symm} & & & S_{55} & S_{56} \\ & & & & & S_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Q_x \\ Q_y \\ N_z \\ M_x \\ M_y \\ T_z \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

In questa formulazione matriciale, l'accoppiamento flesso-torsionale é espresso dall'esistenza dei termini  $S_{46}$  e  $S_{56}$ . Inoltre, per la simmetria della matrice  $\mathbf{S}$ , ad un momento torcente generalizzato  $T_z$  é legata una rotazione  $k_x$  e, ad un momento flettente  $M_x$  é legata una rotazione  $k_z$ .

Per definire le proprietá di rigidezza della sezione si consideri, ad esempio, il sistema di riferimento come in Fig. ?? . É stato dimostrato da Kosmatka [6] o da Hodges [7] che per una trave uniforme senza accoppiamento flesso-torsionale é possibile trovare un punto nel piano della sezione dotato di particolari proprietá: *centro di taglio*.

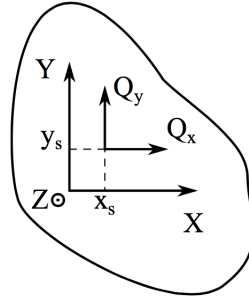


Figura 2.10: Forze a taglio applicate nella sezione di trave

Si considerino le forze a taglio  $Q_x, Q_y$  applicate alla tip della trave nel punto di coordinate  $\{x_s, y_s\}$  nel piano della sezione. Sia  $L$  la lunghezza della trave, abbiamo:

$$M_x = -Q_y(L - z) \quad (2.12a)$$

$$M_y = Q_x(L - z) \quad (2.12b)$$

$$T_z = -Q_x y_s + Q_y x_s \quad (2.12c)$$

Le deformazione a torsione della sezione vale:

$$k_z(z) = [S_{16} - S_{56}(L - z) + y_s S_{66}] Q_x + [S_{26} - S_{46}(L - z) + x_s S_{66}] Q_y \quad (2.13)$$

Dall'eq. 2.13 é facilmente verificabile la condizione di torsione nulla (basta non avere alcuna forza di taglio). Per una trave senza BTC, ( $S_{46} = S_{56} = 0$ ), il centro di taglio ( il punto della sezione in cui applicata una forza di taglio non si

## 2.2. BEND TWIST COUPLING

---

genera torsione) é così determinato:

$$x_s^{no-BTC} = -\frac{S_{26}}{S_{66}} \quad y_s^{no-BTC} = -\frac{S_{16}}{S_{66}} \quad (2.14)$$

Per una trave disaccoppiata, la scelta del centro di taglio come origine del sistema di riferimento permette il disaccoppiamento tra le forze di taglio applicate e la rotazione della sezione dovuta a torsione. In altre parole, una forza trasversale applicata nel centro di taglio non causa torsione della sezione e, una coppia applicata alla trave non causa spostamento del centro di taglio.

Tuttavia, é stato dimostrato che per una trave con BTC, il centro di taglio perde quelle particolari proprietà spiegate precedentemente. Dalla eq. 2.14 la posizione del centro di taglio é:

$$x_s^{BTC} = -\frac{S_{26} + S_{46}(L - z)}{S_{66}} \quad y_s^{BTC} = -\frac{S_{16} + S_{56}(L - z)}{S_{66}} \quad (2.15)$$

Quindi, per una trave con BTC, generalmente, non é possibile disaccoppiare le forze di taglio dalla torsione semplicemente mettendosi come riferimento in un punto particolare. Tuttavia, é possibile scegliere come centro di taglio un punto tale per cui la trave caricata a taglio risponda solamente con l'accoppiamento flessio-torsionale BTC e non direttamente tra l'accoppiamento forze di taglio - torsione. La posizione di questo punto é possibile calcolarla seguendo la 2.15, dove i coefficienti del BTC  $S_{46}$  e  $S_{56}$  sono nulli.

La matrice di cedevolezza  $\mathbf{S}$  per la sezione calcolata in questo punto ha gli elementi  $S_{16}$  e  $S_{26}$  nulli. Ciò indica la non esistenza di un diretto accoppiamento tra le forze di taglio e il *twist* (rotazione a torsione) della sezione. In altre parole si veda Fig. 6.11, qualsiasi forza di taglio applicata nel centro di taglio alla tip della trave genererà *twist* della stessa *solo* per l'accoppiamento BTC e viceversa - una coppia torcente applicata alla trave causerà una deflessione del centro di taglio lungo la trave dovuto al momento flettente indotto dal BTC.

Da questa prima parte emerge che non tutti i materiali si comportano nello stesso modo a livello di BTC. É quindi importante valutare le proprietà dei singoli materiali per identificare la configurazione migliore.

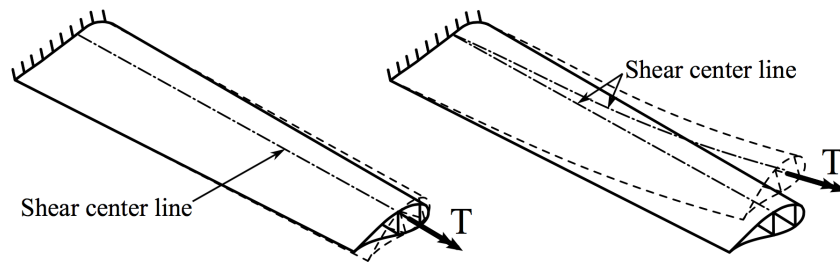


Figura 2.11: Torsione della pala senza BTC (sx) e con BTC a dx

### 2.2.2 Bend-Twist Coupling pale eoliche

Nel progetto delle pale per aerogeneratori il BTC può essere sfruttato in caso di raffica oppure durante una condizione di vento turbolento. In entrambi i casi la pala, flettendosi, si torce, riducendo l'AOA<sup>8</sup> e quindi il carico aerodinamico. L'effetto benefico risulta in una riduzione dei carichi ed in una minore sensibilità alle variazioni rapide della velocità del vento. Una volta capito come è possibile sfruttare le peculiarità dei materiali compositi si possono costruire pale eoliche che agiscono secondo dei criteri ben precisi. Le pale delle turbine eoliche sono costruite con materiali che non presentano le stesse caratteristiche elastiche nelle varie direzioni. Nel caso specifico è possibile posizionare i materiali in modo da far deformare, in modo prestabilito, la pala sotto l'effetto dei carichi, questa 'filosofia' porta ad un potenziale incremento delle performance dell'aerogeneratore e ad un incremento del suo ciclo di vita. La riduzione dei carichi degli aerogeneratori è un aspetto fondamentale per la progettazione di aerogeneratori sempre più grandi.

L'introduzione del BTC nel mondo della progettazione eolica ha sostanzialmente, come risposta al momento di flappeggio, due tipi di accoppiamento:

- BTC per diminuire l'AOA Fig. 6.12a.
- BTC per aumentare l'AOA Fig. 6.12b.

---

<sup>8</sup>Angle Of Attack



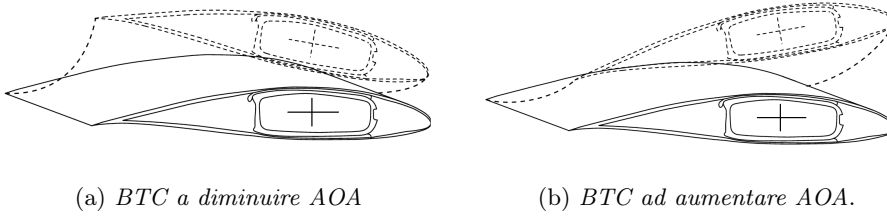


Figura 2.12: Risposta BTC di una pala eolica

### BTC nella sezione di pala

Esiste un parametro che rappresenta quantitativamente l'effetto del BTC su una pala. Per quantificare il livello di accoppiamento in una sezione si può utilizzare il coefficiente introdotto da Lobitz, Veers e Laino [10].

$$\alpha = \frac{g}{\sqrt{EJGJ}} \quad (2.16)$$

In questa espressione tutti i termini sono ricavati da un blocco della matrice di rigidità della sezione, quello formato dai termini di momento in flappeggio e torsione.

$$\begin{bmatrix} M_b \\ M_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} EJ & -g \\ -g & GJ \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta'_b \\ \theta'_t \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

$M_b$  e  $M_t$  sono rispettivamente il momento flettente a flappeggio e il momento torcente.  $\theta'_b$  e  $\theta'_t$  sono invece la derivata prima, rispetto alla coordinata lungo l'asse della trave della rotazione a flappeggio e a torsione.

A seconda di come sono ruotate le fibre dei materiali, l'effetto di accoppiamento, a pari momento flettente, può essere ottenuto per rotazioni a cabrare 6.5b o a picchiare 6.5b. Negli studi passati è emerso un comportamento sfavorevole in termini di carichi a fatica per la soluzione cabrante, motivo per cui qui si considera solo la soluzione a picchiare.

Per poter ottenere questo effetto, facendo riferimento all'equazione 2.17, bisogna avere il termine della matrice di rigidità negativo. Questo spiega la scelta di definire il coefficiente extradiagonale come  $-g$ , ne consegue che il coefficiente di accoppiamento risulta positivo per angoli di rotazione delle fibre positivi. Per ottenere la rotazione a picchiare è necessario ruotare le fibre verso il bordo d'attacco della pala; la tipologia di rotazione deve essere uguale sia sul dorso che sul ventre.

Il problema principale in cui si incorre con la rotazione delle fibre risiede nella inevitabile riduzione di rigidità flessionale. Non allineando la direzione di massima rigidità dei materiali con l'asse di passo si ha che solo una parte di questa è sfruttabile per la rigidità della sezione. Questo comporta una perdita sempre maggiore delle proprietà elastiche flessionali della sezione con l'aumentare dell'angolo di rotazione delle fibre. Una diminuzione di rigidità ha effetti importanti su tutta la pala, la quale è dimensionata per avere certe frequenze naturali e una massima deflessione all'estremità. Se la rigidità flessionale cambia è necessario ripristinare i valori di frequenze e deflessioni originali e cambiano il modello di pala ( ovvero cambiando gli spessori degli elementi strutturali).

Un altro svantaggio che si manifesta con la rotazione delle fibre è la presenza, non più trascurabile, dello sforzo nella direzione trasversale; non avendo le fibre del materiale allineate con la direzione dell'asse di *pitch*, una parte maggiore dello sforzo ricade sulla direzione trasversale. Lo sforzo, a parità di carico, nella direzione longitudinale diminuisce, mentre nella direzione tangenziale aumenta. Questo può portare a delle riduzioni della vita a fatica pur ottenendo un carico equivalente più basso.

### **BTC nella letteratura**

I primi studi sull'accoppiamento flesso-torsionale risalgono agli anni '90, nei quali Lobitz [4] ha introdotto il BTC per aumentare l'AOA 6.5b a seguito di variazioni di carico dovute alla turbolenza o ad improvvise raffiche. In questo modo, l'effetto del BTC fa aumentare l'angolo di attacco portando l'estremità della pala ad un'incidenza superiore, rispetto alla pala senza BTC, corrispondente ad una regione di stallo; i profili, in condizioni di stallo, riducono la portanza della pala e di conseguenza l'energia estratta dal vento. Questo fenomeno risulta quindi in una riduzione della sensibilità della potenza rispetto alle variazioni di velocità del vento. Negli studi questo comportamento è stato usato negli aerogeneratori con controllo in stallo a passo fisso. Secondo le analisi inoltre, grazie alla riduzione delle oscillazioni, era possibile aumentare le dimensioni del rotore permettendo quindi di aumentare la produzione di potenza annua AEP<sup>9</sup>.

In studi successivi a quello di Lobitz questo metodo è stato screditato perché è emerso un notevole incremento del danneggiamento a fatica della pala [9]. A seguito di questa evidenza si è scelto di far ruotare le sezioni nella direzione

---

<sup>9</sup>Annual Energy Production

opposta, riducendo quindi l'angolo di attacco 6.5a. Questo approccio, piú semplice, voleva quindi sfruttare la riduzione del carico conseguente la riduzione dell'incidenza, senza mettere in gioco fenomeni complessi come lo stallo. Il metodo [10] ha mostrato riduzioni del danneggiamento a fatica nella sezione di radice della pala. Lo studio prevedeva di modificare i coefficienti della matrice di rigidità delle sezioni della trave utilizzata per il modello implementato nel codice di calcolo.

Ong and Tsai [11] sono stati tra i primi a mostrare come ottenere l'accoppiamento ruotando le fibre che formano il materiale composito. Nel loro lavoro hanno evidenziato l'accoppiamento flesso-torsionale e i suoi limiti sia con un approccio analitico che con uno sperimentale utilizzando per lo studio una trave avente la sezione a D.

Griffin [12] ha condotto uno studio parametrico per identificare un metodo ottimale per ottenere l'accoppiamento. Nello studio sono state confrontate varie combinazioni di materiali e rotazioni delle fibre e, alla fine, è stata individuata una soluzione piú performante considerando i costi del materiale. L'analisi è stata condotta su una trave a sezione costante variando lo spessore degli *spar caps* per mantenere le stesse deformazioni del modello senza BTC. Griffin affermò che la rotazione delle fibre sia negli *spar caps* che nella *skin* porta ad ottime prestazioni pur avendo dei costi di realizzazione piú elevati.

Goeij, van Tooren e Beukers [13] hanno studiato invece diverse soluzioni di configurazione strutturale di pala, nelle indagini il materiale utilizzato è in una direzione fibra di vetro mentre nell'altra di carbonio. L'utilizzo di materiali diversi porta ad un buon accoppiamento riducendo i problemi legati alla fatica nelle zone di giunzione.

Berry e Aswill [14] [15] [16] [17] hanno progettato e provato sperimentalmente delle pale da 9m controllate con lo stallo. Il BTC è stato ottenuto con l'aggiunta nel modello di fibre di carbonio ruotate di 20 gradi immerse nella *skin*. I risultati delle prove mostrano una significativa riduzione dei carichi rispetto al modello senza accoppiamento. La pala progettata con BTC, però non soddisfaceva le stesse specifiche di deflessione massima all'estremità della pala del modello senza BTC.

Uno dei lavori a riguardo piu' recenti 'e quello di Capellaro [18], nel quale sono state modellate due pale da 60 metri con le fibre ruotate di 5 e 10 gradi negli *spar caps*, utilizzando come materiale la fibra di carbonio. La rotazione è stata selezionata per ottenere una rotazione a picchiare dei profili 6.5a. A

causa della variazione della deflessione massima della pala, nel modello con le fibre ruotate di 10 gradi, è stato aumentato lo spessore degli *spar caps*. Dalle simulazioni dinamiche hanno ottenuto delle riduzioni sia nei carichi massimi sia nei carichi da fatica. Concludendo, l'analisi sugli effetti del BTC su pale eoliche è un'importante aspetto per la progettazione di grandi, moderni, aerogeneratori multi-MW.

## 2.2. *BEND TWIST COUPLING*

---

## Capitolo 3

# Ambiente sperimentale

In questo capitolo si presenta tutto ciò che concerne la preparazione, la realizzazione e allestimento dei test condotti durante il periodo di tesi. In particolare nella prima parte sono presentate le caratteristiche della galleria del vento del Politecnico di Milano, spiegando la presenza delle due camere di prova e quale di queste è stata utilizzata per gli scopi di questo lavoro. In seguito sono illustrati gli strumenti di misura di galleria utilizzati nel corso dei test sperimentali: tubi di Pitot, sonde anemometriche a film caldo, bilancie per le misure di forza e momenti.

Nella seconda parte del capitolo è descritto il modello di aerogeneratore utilizzato durante le prove, accennandone i componenti principali che lo compongono: tipi di pale, attuatori di passo e coppia, motori di coppia, sensori di accelerazione e velocità angolari. L'interfaccia grafica per comandare il modello ...

### 3.1 Galleria del vento POLIMI

Gli esperimenti durante il periodo di tesi sono stati condotti nella galleria del vento a ciclo chiuso del Politecnico di Milano GVPM<sup>1</sup> [19] Fig. 6.1. La galleria dispone di ben due camere di prova: una camera di prova a *bassa turbolenza*, adatta per applicazioni aeronautiche e una camera di prova, situata nel condotto di ritorno di dimensioni complessive di 3.84 m x 13.84 m x 36 m (rispettivamente altezza, larghezza e lunghezza), nella quale si svolgono i test per applicazioni civili di *wind engineering*.

---

<sup>1</sup>Galleria del Vento Politecnico di Milano

### 3.1. GALLERIA DEL VENTO POLIMI

---

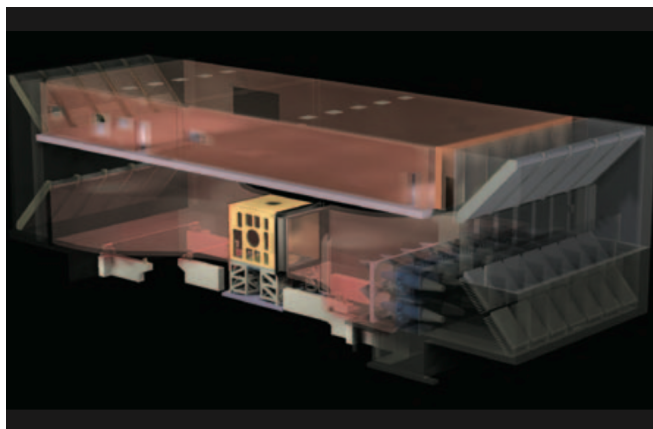


Figura 3.1: Galleria del vento Politecnico di Milano

La camera di prova *a strato limite* Fig. 6.2sx ha interessanti caratteristiche: é possibile replicare uno strato limite terrestre ABL<sup>2</sup>; raggiungere una velocità massima del vento di  $16\text{m/s}$  con una intensità di turbolenza TI<sup>3</sup> superiore al 25%. Le grandi dimensioni della sezione di prova ( $14 \times 4\text{ m}$ ), unitamente alle possibilità di regolazione del flusso, consentono di simulare lo strato limite terrestre in un vasto campo di rapporti di scala geometrica.

La camera di prova aeronautica Fig.6.2dx, il ramo inferiore del circuito, ha una sezione di  $4\text{ m} \times 3,84\text{ m} \times 6\text{ m}$  (larghezza x altezza x lunghezza) con la possibilità di effettuare prove sia in camera chiusa sia in getto libero. La velocità massima del vento é di  $55\text{ m/s}$  con un livello di turbolenza TI inferiore allo 0,1%.

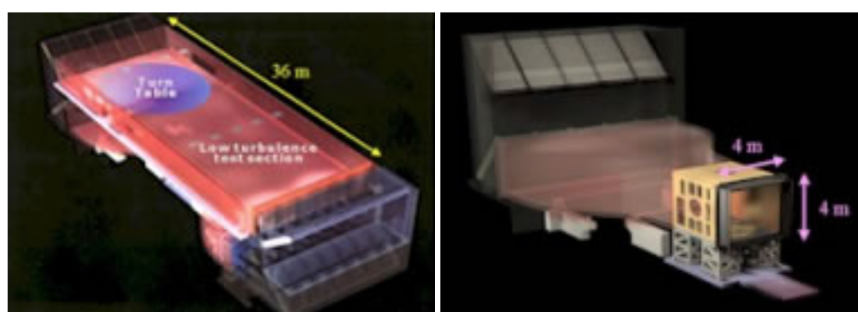


Figura 3.2: Camera di prova *wind engineering* (sx), camera di prova aeronautica (dx)

---

<sup>2</sup>Atmospheric Boundary Layer

<sup>3</sup>Turbulence Intensity

## 3.2 Strumenti di misura

Gli strumenti di misura presenti in galleria durante l'attività di tesi sono descritti in questa sezione. Per i nostri scopi, sono state effettuate misure di velocità del flusso, misure di forze e momenti. L'ultima parte di questa sezione, invece, descrive la generazione dello strato limite in galleria del vento per simulare una condizione reale del modello di aerogeneratore.

### 3.2.1 Misure di velocità

Il primo test in galleria del vento è stato misurare la velocità in scia del rotore utilizzando degli anemometri a film caldo montati su un supporto mobile pilotato.

#### Sistema - trasverso

Il sistema-trasverso, appositamente progettato alcuni anni fa per questo tipo di test, consente di poter *spazzare* la scia in qualsivoglia maniera Fig. 6.3. Durante la nostra prova il sistema-trasverso è sempre allineato ad altezza hub (circa 1.78 m).

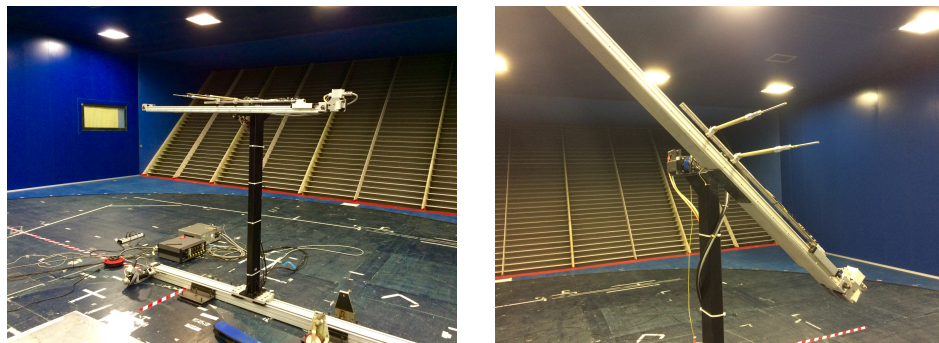


Figura 3.3: Sistema trasverso usato per le misure di scia del rotore

#### Anemometria a film caldo

Esistono molti strumenti in grado di misurare la velocità in scia del rotore. Una possibile soluzione in un approccio sperimentale consiste nell'utilizzo di un anemometro a filo caldo 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 transistori termici sono estremamente ridotti, consentendo di ottenere una risposta in frequenza dell'ordine dei kHz. La versione piú recente e diffusa di tale strumento é l'anemometro a temperatura costante CTA<sup>4</sup>, in cui la resistenza del filo é mantenuta costante mediante un circuito di retroazione. Operando in tale modo i transistori termici vengono praticamente azzerati, consentendo di aumentare la banda passante dello strumento fino ad un valore teorico attorno ai 250 kHz. Nonostante gli evidenti pregi, l'anemometro a filo caldo tradizionale é tuttavia 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 é particolarmente penalizzante, specialmente nei casi in cui si utilizzi una sonda tripla, la cui durata temporale é risultata essere piú volte in passato insufficiente 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 é 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; dato che il diametro dell'elemento sensibile é 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 fa sí che le sonde a film caldo sono inadeguate per accurate rilevazioni di turbolenza, di contro, producono ottimi risultati per semplici misure di velocitá. Detto ciò la scelta é stata di utilizzare sonde a film caldo.

Il traverso é equipaggiato con due anemometri CTA tripli a film caldo Dantec 55R91 Fif. 6.4 con un OHR<sup>5</sup> (rapporto di surriscaldamento)  $a = 1$ . Gli anemometri, sono stati accuratamente calibrati dal personale di galleria, la presenza del sistema traverso disturba la misura degli anemometri sia in modulo che in direzione per la misura di velocitá, per evitare questo problema si acquisisce il segnale a camera vuota, successivamente, in fase di post-processing, si correggono le misure acquisite con il modello in galleria.

---

<sup>4</sup>Constant Temperature Anemometers

<sup>5</sup>Over-Heat Ratio

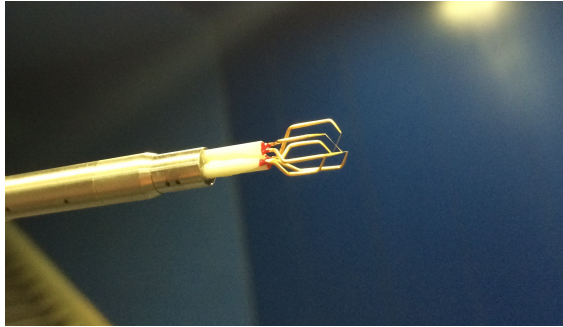


Figura 3.4: Anemometro triplo a film caldo Dantec 55R91

La frequenza di campionamento per gli anemometri è di  $10^3$  Hz. Di seguito si mostra lo spettro della sonda in esame.

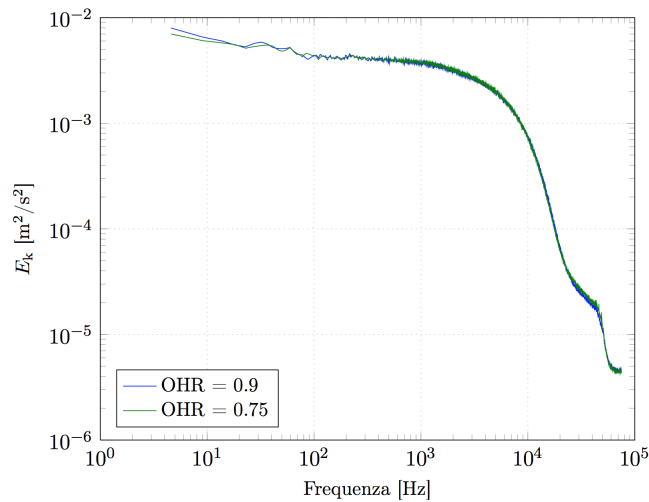


Figura 3.5: Spettro Dantec 55R91

### Tubo di Pitot

Davanti al modello, ad una distanza di circa un diametro e mezzo, è posto un tubo di Pitot per la misura di velocità in galleria del vento. Il principio di funzionamento di un tubo di pitot risiede nella definizione di pressione totale  $p_{tot}$  e pressione statica  $p_{st}$  e nell'equazione di Bernoulli.

Il tubo di Pitot è fornito di due prese di pressione, una all'estremità anteriore disposta tangenzialmente alla corrente detta presa totale e, una sul corpo del tubo disposta perpendicolarmente al flusso detta presa statica. Come da definizione, la differenza tra queste due pressioni (la pressione dinamica) risulta proporzionale

### 3.2. STRUMENTI DI MISURA

---

al quadrato del modulo della velocità macroscopica, quindi :

$$p_{tot} = p_{st} + \frac{1}{2}\rho v^2 \quad (3.1)$$

da cui si ricava il modulo della velocità

$$v = \sqrt{\frac{2(p_{tot} - p_{st})}{\rho}} \quad (3.2)$$



Figura 3.6: Tubo di Pitot

#### 3.2.2 Misure di forze e momenti

Per misurare le forze e i momenti a base torre, a cui é sottoposto il modello, é stata usata una bilancia a 6 componenti RUAG W192 61 in Fig. 6.7. La bilancia é dimensionata per le seguenti forze e momenti con un'accuratezza del  $\pm 0.3\%$ :

COMPONENTE	CARICO [N]
$F_x$	$\pm 1500$
$F_y$	$\pm 1000$
$F_z$	$\pm 5000$
$M_x$	$\pm 500$
$M_y$	$\pm 1000$
$M_z$	$\pm 600$

Tabella 3.1: Carichi dimensionanti bilancia RUAG W192 61

La frequenza di campionamento per il segnale fornito dalla bilancia è di 100 Hz.

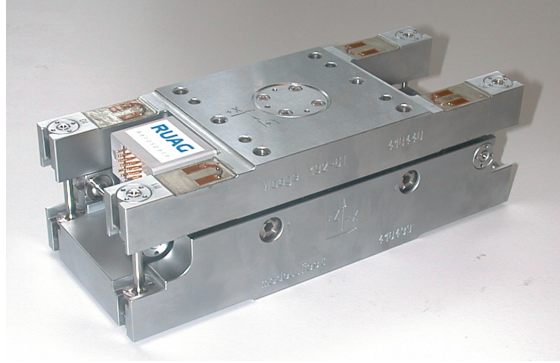


Figura 3.7: Bilancia RUAG W192 61

### 3.2.3 Strato limite in galleria del vento

La riproduzione dello strato limite terrestre ABL in galleria del vento è essenziale per catturare al meglio il comportamento dell'aerogeneratore in ambiente reale. La turbolenza e il profilo verticale di vento, *wind shear*, sono stati generati in modo passivo, ossia con l'utilizzo di *spires* posizionati all'ingresso della camera di prova, Fig. 6.8. Il profilo verticale di vento desiderato rispetta la legge di potenza:

$$\frac{U}{U_e} = \left(\frac{z}{\delta}\right)^{\alpha_{bl}} \quad (3.3)$$

dove

$U$  = velocità media del vento

$U_e$  = velocità esterna allo strato limite

$z$  = distanza dal suolo

$\delta$  = spessore dello strato limite

$\alpha_{bl}$  = coefficiente della legge di potenza

È da precisare che gli *spires*, essendo un generatore di turbolenza passivo, non garantiscono l'esatta riproduzione dell' ABL in termini di intensità di turbolenza e densità spettrale di potenza PSD<sup>6</sup>. Per risolvere questo inconveniente bisognerebbe utilizzare dei devices attivi che al momento non sono disponibili.

Gli *spires* che sono stati utilizzati durante le prove hanno un'altezza di quasi 3 m

---

<sup>6</sup>Power Spectral Density

### 3.2. STRUMENTI DI MISURA

---

con  $\alpha_{bl} = 0.4$ , ciò consente di avere il modello di aerogeneratore completamente immerso nello strato limite, in modo tale da simulare una reale condizione di operatività.

Dai risultati di un lavoro fatto precedentemente [20], si mostra che, utilizzando questi spires, si ha un profilo di vento che è ben approssimato da un  $\alpha_{bl} \approx 0.3$ . Questo dato è molto importante, in quanto è stato utilizzato in questo lavoro in ambito numerico per la generazione di vento turbolento *numerico* a partire da un profilo di vento sperimentale, si veda 5.



Figura 3.8: Spires per la generazione di turbolenza e *wind shear*  $\alpha_{bl} = 0.4$

#### 3.2.4 Sistemi di riferimento

In questa sezione sono riportati i sistemi di riferimento utilizzati dal personale di galleria per tutte le misure effettuate durante i test. Avere chiaro quali sono i sistemi di riferimento è fondamentale per il post - process dei dati.

##### Anemometri

Il sistema di riferimento usato per gli anemometri a film caldo è rappresentato in figura:

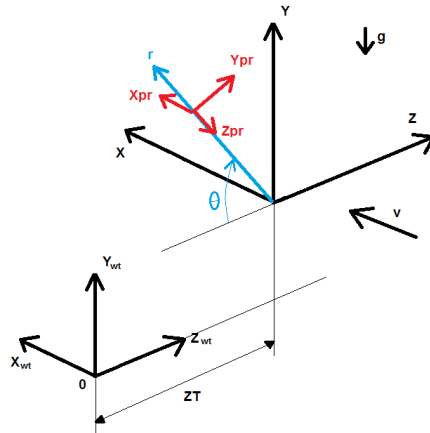


Figura 3.9: Sistema di riferimento per gli anemometri è evidenziato in rosso

dove

- X-Y-Z = sistema di riferimento del sistema-traverso
- $X_{pr} - Y_{pr} - Z_{pr}$  = sistema di riferimento degli anemometri
- $X_{wt} - Y_{wt} - Z_{wt}$  = sistema di riferimento fisso di galleria
- v = velocità del vento
- $\theta$  = inclinazione gli anemometri rispetto a Z

Nel nostro caso il valore di  $\theta$  è nullo (le sonde giacciono sul piano X-Z) e si muovono solamente lungo l'asse  $Y_{pr}$  dato che le misure sono effettuate esclusivamente ad altezza hub del rotore.

### Bilancia

La bilancia posta sotto il modello ha il sistema di riferimento come in figura

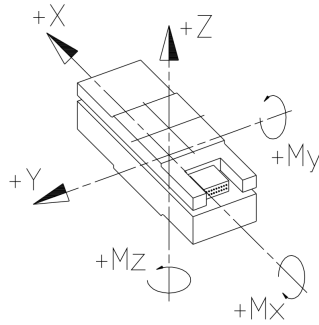


Figura 3.10: Sistema di riferimento per la bilancia

dove le componenti di interesse sono

- X = Forza laterale
- Y = Spinta
- $M_x$  = Momento di fore-aft della torre
- $M_y$  = Momento di side-side della torre

### 3.3 Modello di aerogeneratore G2

In questa sezione sono descritti i modelli sperimentali di aerogeneratore utilizzati durante i due test sperimentali in galleria, GVPM. I due modelli si differenziano tra loro per il tipo di pale montate: pale rigide e pale aeroelastiche con BTC. Il modello è stato pensato, progettato e realizzato in lavori precedenti [20], è usato in numerosi e importanti progetti eolici a livello internazionale. Data la sua natura è un modello molto complesso, come si capirà tra poco, capace di fornire risultati molto accuranti in ambito aerodinamico, aeroelastico e controllistico. La sezione è organizzata nel seguente modo. Inizialmente si spiega qual è l'aerogeneratore reale dal quale è stato realizzato il modello, con le conseguenti leggi e parametri di scalatura. Successivamente si descrive, a partire da lavori precedenti [20], come è fatto il modello, quali sono i componenti installati e il loro funzionamento; nonchè il tipo di pala usata precisando poi, il processo di fabbricazione della pala aeroelastica BTC. Infine, è presentato l'apparato sperimentale e l'interfaccia utente che permette la regolazione e il controllo del modello nella sua totalità.

### 3.3.1 Legge e parametri di scalatura

Si tratta di un modello in scala, costruito dal POLIMI<sup>7</sup>, di un'aerogeneratore di circa 2 MW. Le dimensioni del modello sono il risultato di un compromesso tra :

- evitare numeri di Reynolds troppo bassi sui profili delle pale per avere una buona aerodinamica.
- contenere quanto più possibile gli effetti di bloccaggio della galleria dovuti alla presenza delle pareti della camera di prova.
- permettere la disposizione di più modelli simulando una reale condizione di *wind farm*, interazione modello - scia ad una distanza di 4-5 diametri.
- permettere di allocare tutti i dispositivi e i sensori senza eccessive miniaturizzazioni.

I parametri adimensionali che governano la dinamica del modello sono ottenuti dal teorema di Buckingham, conosciuto anche come teorema  $\Pi$  ( $p=n-k$  dove  $p$  sono le variabili adimensionalizzate a partire da  $n$  variabili fisiche e  $k$  quantità fisiche fondamentali). I parametri adimensionali sono rappresentati da :

- TSR<sup>8</sup> definito come  $\lambda = \Omega R / U_\infty$  dove  $\Omega$  è la velocità di rotazione del rotore,  $R$  raggio del rotore e  $U_\infty$  modulo della velocità asintotica.
- il numero di Reynolds definito come  $Re = \rho c / \mu$  dove  $\rho$  è la densità dell'aria,  $c$  è una lunghezza caratteristica e  $\mu$  è la viscosità dell'aria.
- il numero di di Froude definito come  $Fr = U_\infty^2 / gR$  dove  $g$  è l'accelerazione di gravità.
- il numero di Mach definito come  $Ma = U_\infty / a$  dove  $a$  è la velocità del suono.
- il numero di Lock definito come  $Lo = Cl_{,\alpha} \rho c R^4 / I$  dove  $Cl_{,\alpha}$  è la pendenza della curva di portanza e  $I$  inerzia della pala a flappeggio.
- frequenze naturali adimensionalizzate  $\tilde{\omega}_i = \omega_i / \Omega$ .
- tempo adimensionalizzato  $\tau = \Omega t$  con  $t$  tempo generico.

---

<sup>7</sup>Politecnico di Milano

<sup>8</sup>Tip Speed Ratio



### 3.3. MODELLO DI AEROGENERATORE G2

---

Le leggi di scalatura sono basate su due criteri. Il primo riguarda l'esatta imposizione del TSR, ovvero avere la stessa aerodinamica, tra il modello reale e il modello in scala; lo stesso numero di Lock, ovvero avere lo stesso rapporto tra le forze aerodinamiche e le forze inerziali; le stesse frequenze naturali adimensionalizzate. Il secondo criterio riguarda il rapporto tra i numeri di Reynolds, al quale è legata la qualità del modello in termini aerodinamici, e, il rapporto tra i tempi, al quale è legata la banda passante del controllo. I fattori di scalatura si ottengono risolvendo un problema di ottimizzazione, per approfondimenti si veda [20]. I risultati sono:

- $\lambda_M = \lambda_P$ ,  $L_{oM} = L_{oP}$ ,  $\omega_{iM} = \omega_{iP}$ , dove  $(\cdot)_M$  indica quantità riferite al modello scalato e  $(\cdot)_P$  indica quantità riferite al modello *full scale*.
- $n_t = t_M/t_P$  è il rapporto tra i tempi,  $n_l = R_M/R_P$  indica la scalatura della lunghezza,  $Re_M/Re_P = n_l^2/n_t$  indica il rapporto tra i numeri di Reynolds.

Nelle tabelle seguenti sono mostrati i fattori di scala per il modello di aerogeneratore G2:

QUANTITÀ	FATTORE DI SCALA [-]
Rapporto lunghezza $n_l$	1:45
Rapporto tempi $n_t$	1:22.84
Rapporto velocità $n_v$	1:1.98
Rapporto potenza	1:15477
Rapporto velocità rotore $n_\Omega$	22.84
Rapporto coppia	1:353574
Rapporto Reynolds	1:88.64
Rapporto Froude	11.6
Rapporto Mach	1:1.97

Tabella 3.2: Fattori di scala modello G2

	$G_2$	$G_{90}$
Diametro rotore [m]	2	90
Lunghezza pala [m]	0.9778	44
Overhang rotore [m]	0.00751	3.38
Altezza hub [m]	1.78	79.94
Velocita` rotore [rpm]	380	16
Potenza nominale [W]	193.8	$3 \cdot 10^6$
Coppia nominale [Nm]	5.06	$1790 \cdot 10^3$
Reynolds medio	$5 \cdot 6 \cdot 10^4$	$4 \cdot 5 \cdot 10^6$

Tabella 3.3: Confronto  $G_2$  -  $G_{90}$

### 3.3.2 Componenti del modello

Qui vengono elencati i componenti principali, meccanici e non, del modello  $G_2$ . Si prende spunto da un lavoro svolto precedente [20].

#### Nacelle

La Fig. 6.10 mostra la nacelle con rotore senza coperture per avere una chiara visione dei componenti interni. La struttura principale della navicella è costituita da un box rettangolare che fornisce la giusta rigidezza all'intera nacelle. Al suo interno, fissate su un prisma triangolare che ruota con l'albero, sono posizionate tre schede elettroniche per il controllo di ogni attuatore di passo. Ancora più indietro è posizionato uno *slip ring* a 36 canali che permette, attraverso meccanismi interni, la rotazione dei cablaggi presenti nella nacelle e allo stesso tempo di rimanere fisso in uscita fornendo un'ottima uscita dei segnali di potenza, dei vari sensori e degli attuatori di passo. La rigidezza del mozzo è stata progettata in modo tale da avere il primo modo in-plane del rotore corrispondente al modello *full scale*.

Proseguendo verso destra, in figura, si ha un encoder ottico per le misure di posizione angolare (azimuth) del rotore. - durante il lavoro di tesi ho collaborato per una sua sostituzione, e ho avuto modo di apprezzare tutti i componenti meccanici durante lo smontaggio e montaggio -

Le misure di accelerazione sono fornite da un accelerometro triassiale posizionato in cima alla torre.

### 3.3. MODELLO DI AEROGENERATORE G2

---

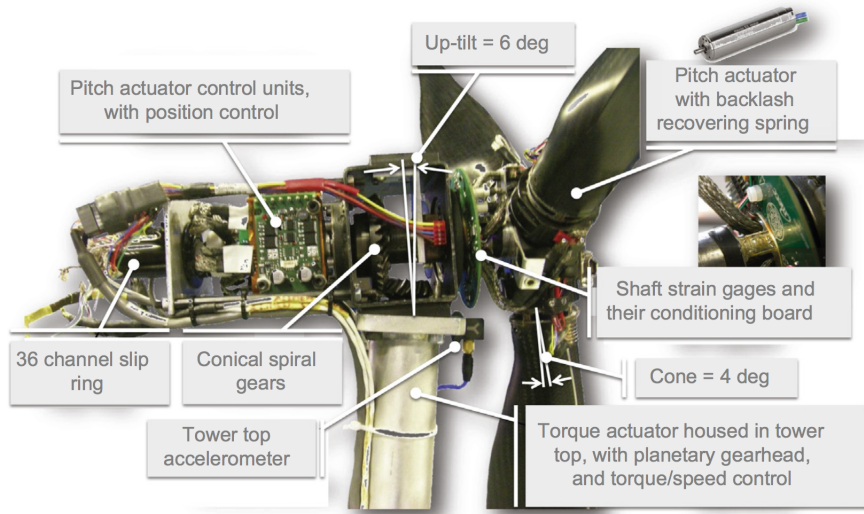


Figura 3.11: Assemblaggio nacelle - rotore

In Fig. 6.12 Una coppia di ingranaggi conici (rapporto di riduzione 2:1) collega il mozzo con il motore di coppia posto in alto, dentro la torre. Il motore fornisce la coppia di controllo al rotore.

La coppia motrice è scaricata sull'ingranaggio conico attraverso un giunto flessibile così da assicurare la sola trasmissione di coppia; il gruppo motore-pinione è fissato alla nacelle in una precisa posizione con 4 viti.

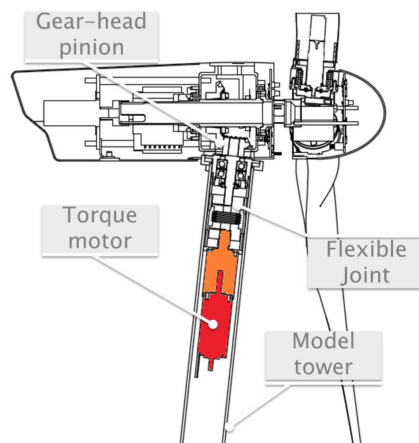


Figura 3.12: Schema della trasmissione della coppia

### Torre

La torre è stata realizzata con tubolare di acciaio, la sua rigidità è tale che la prima frequenza di fore-aft e la prima frequenza di side-side del sistema nacelle-torre del modello in scala corrispondano perfettamente alle frequenze del modello *full scale*.

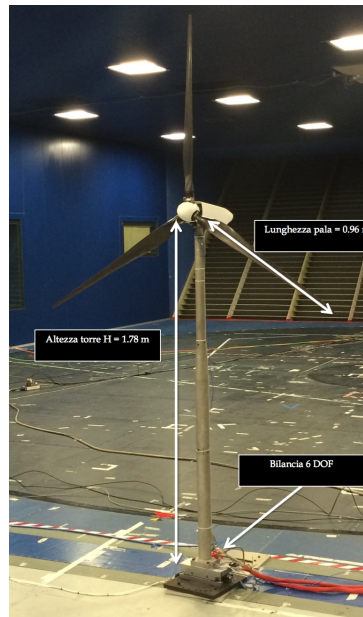


Figura 3.13: Modello G2

Dato che la massa della nacelle è superiore alla massa scalata della turbina reale, la rigidità della torre è più alta della rigidità scalata della torre al vero. A base torre è montata una bilancia a 6 componenti per le misure delle tre forze e Fig. 6.15:

### Rotore

In Fig. 6.14 si mostra il layout del rotore con pale rigide ( il materiale è fibra di carbonio unidirezionale). In dettaglio, partendo da davanti si ha la scheda per il condizionamento del segnale estensimetrico della pala; una sola pala è dotata di estensimetri dal quale si ricavano i momenti in radice pala. Gli estensimetri sono dotati di quattro ponti, questa scelta migliora l'accuratezza del segnale. Ogni pala ha alloggiato, al suo interno, in radice, il motorino di passo con relativo encoder, l'escursione di passo va da -5 fino a 90 [deg]. Ogni pala,

### 3.3. MODELLO DI AEROGENERATORE G2

---

quindi ha la possibilità di ruotare in modo esclusivo attorno all'asse di passo, questa preziosa caratteristica verrà usata per i test di wind farm utilizzando un controllo moderno di tipo IPC.

Il layout in radice della pala è lo stesso per entrambe le pale, rigide e aeroelastiche. In radice pala, inoltre, è presente un foro passante che ha l'asse, ortogonale alla direzione di rotazione nulla della linea di pala (zero-twist blade line), questo aspetto è usato per settare l'encoder dei motori del passo (offset). È presente un'altra scheda di condizionamento, posizionata sul mozzo, essa fornisce la potenza, condizionamento e conversione A/D del segnale estensimetrico sul mozzo.

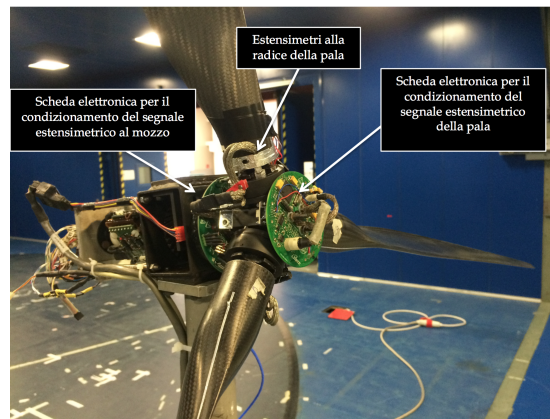


Figura 3.14: Componenti del rotore

Prima di entrare nel dettaglio sul tipo di pale usate, è utile vedere la tabella 3.4, in cui sono raccolti tutti i sensori presenti sul modello e la loro localizzazione:

SENSORE	SEGNALE	POSIZIONE
Encoder ottico	Azimuth - RPM	Nacelle
Accelerometro triassiale	Accelerazioni	Torre (in cima)
Estensimetri	Deformazioni	Mozzo
Estensimetri	Deformazioni	Pala (radice)
FBG <sup>910</sup>	Deformazioni	Pala (lungo l'apertura)

Tabella 3.4: Sensori on-board

### 3.4 Apparato strumentale modello G2

In questa sezione si vedrà quali sono i principali dispositivi, hardware e software, che garantiscono la gestione del modello in termini di controllo e acquisizione dei dati Fig. 6.15.

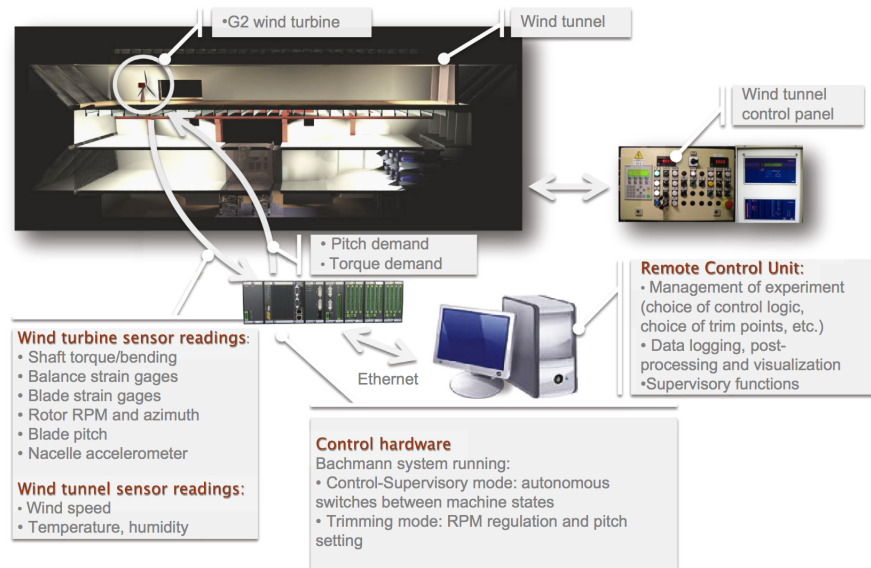


Figura 3.15: Architettura di gestione e controllo della G2

Il modello sperimentale G2 è controllato da un modulo implementato real-time nel sistema e supervisiona lo stato della macchina con leggi di controllo in passo e coppia. Durante i test condotti, è stato usato un sistema industriale **Bachmann M1** progettato appositamente per scopi di turbine eoliche, per approfondimenti si veda [20]. Tutti i sensori presenti sul modello, così come tutti i sensori di galleria vengono campionati ad una frequenza di 250 Hz, fatta eccezione per i carichi sul mozzo e per le accelerazioni al top della torre, i quali vengono filtrati con un filtro di Butter dell'ottavo ordine e campionati ad una frequenza di 2.5 kHz. Tutti i sensori leggono come input un algoritmo real-time eseguito dalla CPU del **Bachmann** ogni 4 ms. Le uscite sono la coppia e il passo richiesti dalla macchina; la comunicazione tra il **Bachmann** e le schede di controllo degli attuatori è via modulo CAN.

Il software che governa il **Bachmann** consente di gestire ogni aspetto del controllo real-time, dalla configurazione dei moduli hardware alla creazione di programmi scritti in linguaggio C. Questo ultimo aspetto è di notevole importanza dato che

le leggi di controllo scritte dal gruppo di ricerca del POLIMI sono in linguaggio C, ciò significa che l'implementazione nel sistema Bachmann è immediata.

#### 3.4.1 Attuatori di passo

Come attuatore di pitch è stato scelto [20] il modello Faulhaber 1724T018SR sulla base di: requisiti di accuratezza della posizione di passo, di compatibilità dimensionale di posizionamento nella radice della pala, avere un pitch-rate abbastanza elevato tale da permettere di simulare le condizioni di operatività della macchina in condizioni di emergenza, avere una banda passante sufficientemente *wide* per assicurarsi di avere un controllo IPC.

Ogni attuatore di passo è comandato dalle schede mostrate precedentemente, montate sul prisma dentro la nacelle; la comunicazione avviene via CAN con il sistema di monitoraggio real-time descritto nel paragrafo precedente. L'angolo di pitch può essere impostato individualmente per ogni pala agendo sull'interfaccia utente, la quale manda il passo desiderato alla scheda di controllo dell'attuatore; questa quantità rappresenta l'input di riferimento dei due controllori PID<sup>11</sup> sulla velocità di rotazione  $\Omega$  e sulla posizione angolare.

#### 3.4.2 Attuatori di coppia

Come attuatore di coppia è stato scelto [20] il modello MAXON EC-4-POLE-30BL-200W sulla base dei requisiti di: velocità di rotazione del rotore  $\Omega$ , dimensioni del dispositivo compatibili con l'alloggio in testa torre, potenza massima leggermente più alta di quella del modello scalato al vero. L'attuatore può essere controllato in coppia e velocità. Il controllo della velocità è fatto mandando il segnale attraverso la porta CAN, l'attuatore può essere controllato in velocità o in coppia.

#### 3.4.3 Interfaccia utente

In Fig. 6.16 è mostrata l'interfaccia utente utilizzata durante le prove sperimentali. Attraverso questa interfaccia è possibile controllare totalmente il modello, in particolare:

- *Settare il valore del passo desiderato  $\beta$ .*

---

<sup>11</sup>Proportional Integral Derivative

- *Settare il valore della velocità di rotazione del rotore  $\Omega$ .* A seconda delle regioni di funzionamento del modello il valore della velocità di rotazione cambia.
- *Fare gli zeri dell'azimuth al modello.* Prima di iniziare la prova è importante avere azzerato il contatore di azimuth per avere corrispondenza, in fase di post-processing, tra i segnali dei carichi e la posizione della pala nel giro.
- *Rimuovere gli offset dei segnali estensimetrici sulle pale e sul mozzo.*
- *Decidere se utilizzare un controllo IPC.* I guadagni del controllo IPC sono implementati nel Bachmann; dall'interfaccia utente è possibile modificarli per una possibile taratura del controllo.

I segnali letti sono:

- I carichi all'hub e in radice pala.
- La velocità di rotazione del rotore.
- Le accelerazioni dell'accelerometro in cima alla torre.
- Temperatura del motore di coppia immerso nella torre.

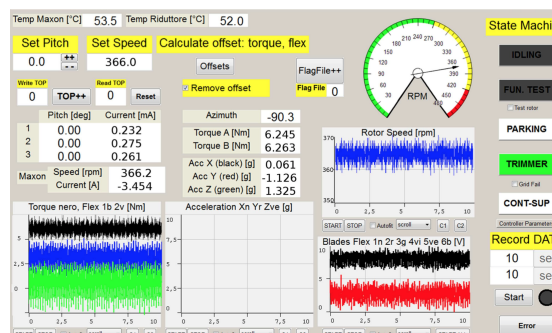


Figura 3.16: Interfaccia utente G2

### 3.5 Modello di pala

In questa sezione sono riportate i modelli di pala rigida e aeroelastica usati durante le prove sperimentali. La pala rigida e la pala aeroelastica con accoppiamento flesso - torsionale sono state progettate e realizzate in precedenti lavori di tesi al Politecnico di Milano.



### 3.5. MODELLO DI PALA

---



(a) Pale rigide



(b) Pale aeroelastiche con BTC

Figura 3.17: Modello rigido e aeroelastico

## Capitolo 4

# Ambiente numerico

In questo capitolo sono presentati i codici utilizzati per il lavoro numerico svolto durante il periodo di tesi. Per la riproduzione della scia sperimentale occorre generare venti turbolenti con caratteristiche simili al vento in galleria. Per generazione del vento è stato usato un codice sviluppato da NREL chiamato TurbSim, per la riproduzione della scia numerica è stato implementato il modello di scia alla Larsen in un codice Matlab. Le simulazioni dinamiche sono state eseguite da un codice multicorpo fornito dal Politecnico di Milano: Cp - LAMBDA. La scia generata è stata data come input al Cp - LAMBDA con lo scopo di validare le prove di galleria. Di seguito si presentano i software utilizzati, per approfondimenti si guardino i testi citati in bibliografia.

Alla fine del capitolo è presente un paragrafo in cui si spiega la logica di funzionamento di un controllo passo - pala individuale IPC.

### 4.1 Cp-LAMBDA

E' un programma di simulazione aero-servo-elastico ad elementi finiti non lineari Cp Lambda (Code for Performance, Loads, Aero-Elasticity by Multi-Body Dynamic Analysis) [29]. Questo software esegue le simulazioni dinamiche per la determinazioneL dei carichi dell'aerogeneratore. In Fig. 4.1 si mostra il modello di aerogeneratore virtuale, inteso come un'insieme di travi per il modello multicorpo. Per la descrizione della pala, CpLambda utilizza un modello di trave descritto da una matrice di rigidezza, contenente tutti i termini, variabile in apertura. Per l'aerodinamica delle pale è implementato un modello *lifting line* sulle pale.

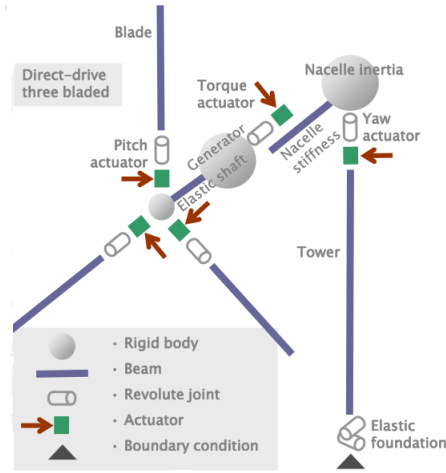


Figura 4.1: Schema topologico di un modello di aerogeneratore HAWT

In Fig.4.2 si mostra l'ambiente virtuale nel quale si è lavorato. Il modello virtuale, durante le simulazioni, riceve informazioni riguardo alle caratteristiche del vento e del sistema di controllo dall'esterno.

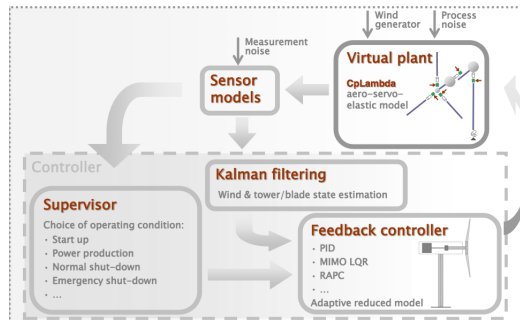


Figura 4.2: Architettura virtuale delle simulazioni numeriche

Procedura per una simulazione dinamica in  $C_p$  - LAMBDA:

**Simulazioni statiche** . Le simulazioni statiche sono le condizioni iniziali per le simulazioni dinamiche, in cui il passo  $\beta$  e la velocità angolare  $\Omega$  sono fissate pari ai valori previsti dalla traiettoria di regolazione.

**Modello** . I file delle componenti del modello (torre, pale, hub, sensori, ...) sono chiamati dal *run* della dinamica.

**Vento** . Il vento turbolento è imposto dall'esterno del codice numerico.

**Sistema di controllo** . Il sistema di controllo usato è un PID con IPC, con guadagni presi dal Bachmann.

**Parametri di simulazione** . Il *Time-Step size* è scelto in modo da catturare rotazioni di pala di pochi gradi.

## 4.2 Turbsim

TurbSim è un simulatore di vento turbolento stocastico [31]. E' usato in questo lavoro per generare storie temporali turbolente per le tre componenti del vettore velocità del vento ( $u, v, w$ ) in una griglia spazio-temporale. L'output di TurbSim è l'input del software Cp-LAMBDA per il vento turbolento usato nelle simulazioni dinamiche. E' possibile dare come input a TurbSim varie informazioni sul tipo di vento che si vuole ottenere (dal modello di turbolenza, intensità di turbolenza, wind shear, vento medio, ecc . . . ); questi parametri sono spiegati quando si mostrano i risultati sulla scia numerica/sperimentale.

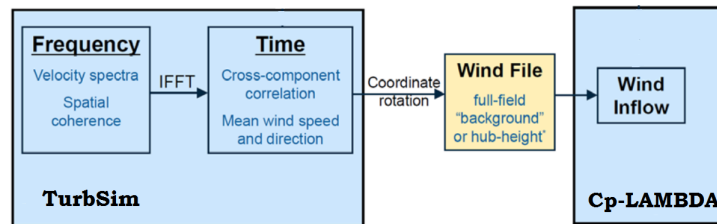


Figura 4.3: Schema utilizzo TurbSim - CpLambda

In Fig. 4.4 è mostrata una griglia spazio - temporale contenente le tre componenti del vettore velocità.

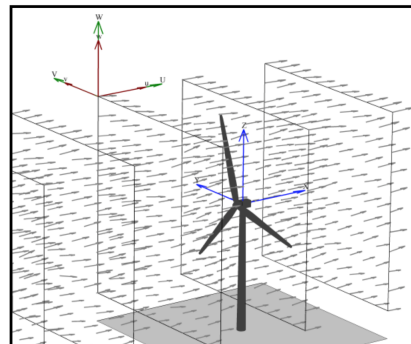


Figura 4.4: Griglie spazio-temporali TurbSim

### 4.3 Controllo passo-pala individuale

In questa sezione è descritto brevemente il funzionamento di un controllore a passo individuale. Il controllo a passo individuale è una tecnica di controllo che prevede di modificare il passo delle pale in modo indipendente. Il passo di ciascuna pala è cambiato mantenendo il valore medio dei tre passi uguale a quello di riferimento del controllore di base LQR<sup>1</sup> MIMO<sup>2</sup> o PID. L'IPC è quindi una legge di controllo che si aggiunge a quella esistente permettendo di ridurre i carichi.

Questo controllo permette di attenuare quei carichi generati da disallineamenti, asimmetrie della turbina, effetto della scia torre (in caso di wind farm) e sbilanciamenti dovuti alle differenze di velocità all'interno del disco del rotore (wind shear), quest'ultimi sempre più importanti viste le dimensioni delle pale. Poiché questi carichi agiscono con una frequenza pari alla frequenza di rotazione IP (basti pensare ai carichi dovuti al passaggio della pala vicino alla torre) attenuandoli si riescono ad avere delle riduzioni significative del danneggiamento a fatica. Il controllo riesce ad attenuare i carichi grazie ad una retroazione dei momenti alla radice delle pale. L'architettura che è stata utilizzata per questo lavoro di basa su un controllo proporzionale integrale PI.

Il principio di funzionamento di un controllo a passo pala individuale si basa sul metodo di Bossanyi, il quale prende in ingresso la misura dei carichi alla radice della pala e con un'opportuna trasformazione, detta *trasformazione di Coleman*, si riportano ad un sistema di riferimento ortogonale fisso. I due assi ortogonali sono conosciuti come asse di quadratura e asse diretto, la matrice di trasformazione che muta i carichi dal sistema di riferimento delle pale al sistema di riferimento ortogonale è data dall'equazione seguente:

$$\begin{bmatrix} \beta_d \\ \beta_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\psi_1) & \cos(\psi_2) & \cos(\psi_3) \\ \sin(\psi_1) & \sin(\psi_2) & \sin(\psi_3) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \\ \beta_3 \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

dove  $\beta_{(\cdot)}$  è il generico segnale,  $\psi$  indica l'azimuth della pala e i pedici  $(\cdot)_d$   $(\cdot)_q$  indicano il sistema di riferimento fisso, il pedice  $(\cdot)_i$  con  $i = 1, 2, 3$  si indicano le tre pale.

Una volta nel sistema fisso il carico è controllato da un controllore PI la cui

---

<sup>1</sup>Linear Quadratic Regulator

<sup>2</sup>Multiple Input Multiple Output

uscita è letta come input dal controllo IPC mediante la trasformata inversa di Coleman. A questo punto l'IPC manda i tre segnali indipendenti di pitch per ogni pala. Per chiarezza si guardi in fig.

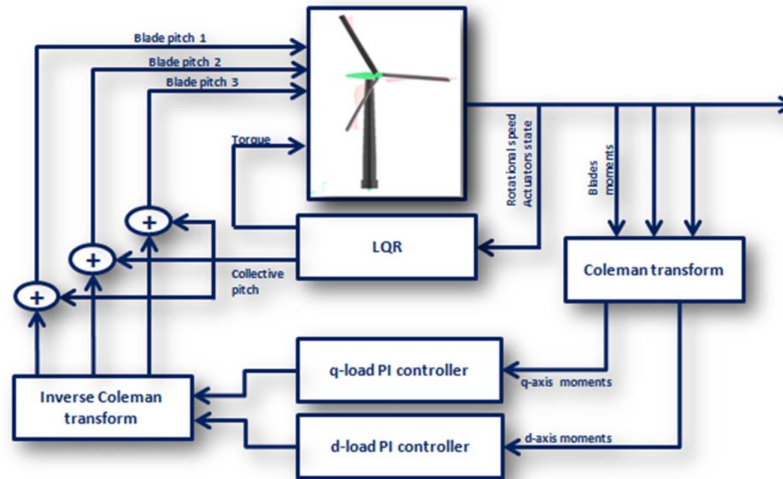


Figura 4.5: Architettura di un controllo IPC

Per approfondimenti sull'argomento IPC, si veda [26]

#### 4.3. CONTROLLO PASSO-PALA INDIVIDUALE

---

## Capitolo 5

# Descrizione dei test sperimentali

In questo capitolo si illustrano le due prove sperimentali in galleria del vento. La prima prova riguarda le misure in scia con anemometri a film caldo, la seconda prova riguarda il comportamento dinamico del modello in scia parziale .

### 5.1 Caratterizzazione della scia

La caratterizzazione della scia del modello G2 è stata fatta durante il primo test in galleria del vento. Le misure sono effettuate per un velocità del vento di galleria pari a 5 m/s e 6.5 m/s, le quali corrispondono rispettivamente ad una regione II e una regione III di funzionamento per l'aerogeneratore G2. Le misure sono state fatte, ad una distanza di 4 diametri dalla G2, esclusivamente ad altezza hub H, campionando di fatto una riga larga circa 4 m. Gli strumenti utilizzati sono :

- Due anemometri a film caldo disposti su un traverso mobile distanti 150 *mm*.
- Una bilancia a sei componenti posizionata sotto il modello.
- Un tubo di Pitot posto ad una distanza di circa un diametro davanti al modello.

Sono stati effettuati 12 campionamenti lungo la coordinata laterale del traverso per ogni velocità del vento. Questo processo è stato fatto ad una distanza dal modello davanti di 4 e di 6 diametri. All'imbocco della camera di prova sono posizionati gli spires descritti nel 3 per la generazione dello shear verticale. In Fig. 5.1 è presenta una foto scattata durante il primo test in galleria.



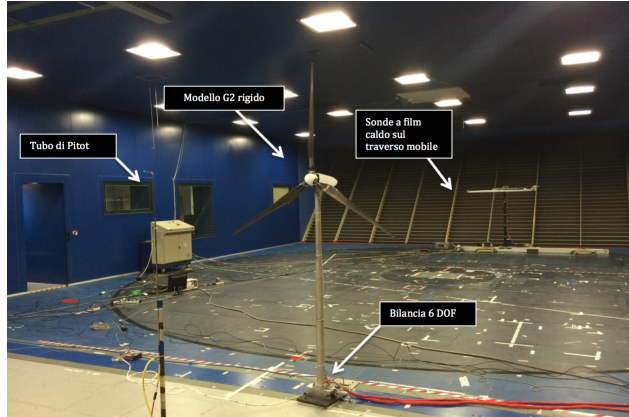


Figura 5.1: Misure della scia in galleria del vento

Ogni storia temporale ha una durata di 60 secondi, le frequenze di campionamento per i segnali sono:

SEGNALE	$f_s$ [Hz]
Sonde anemometriche	1000
Bilancia	100
Pitot	100
Carichi pale	250
Carichi mozzo	2500

Tabella 5.1: Frequenze di campionamento segnali

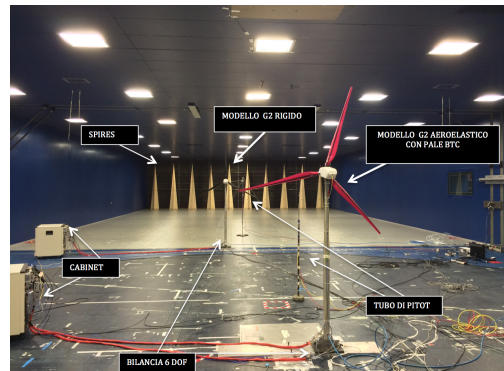
I dati della bilancia, delle sonde anemometriche e del Pitot sono stati processati dal personale di galleria e successivamente fornite allo studente per essere analizzate.

## 5.2 Configurazione *wind farm*

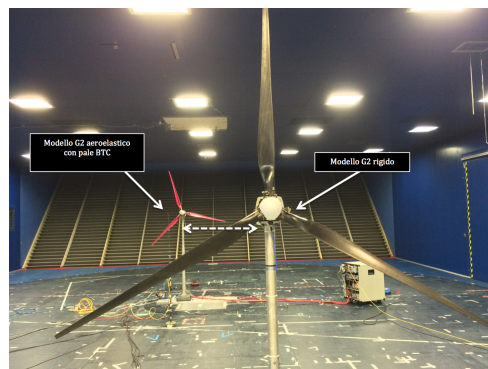
La seconda prova sperimentale consiste nel caratterizzare il comportamento aeroelastico del modello soggetto ad una condizione di scia parziale. L'apparato strumentale di galleria è lo stesso utilizzato nel caso della prima prova, in questo caso il numero degli strumenti di misura è raddoppiato essendo presenti due aerogeneratori da testare. In Fig. 5.2a-b-c, sono presenti delle foto scattate durante le prove. Da queste è possibile osservare le condizioni di prova dei modelli, il disallineamento dell'uno rispetto ad un altro, il numero di strumenti

## CAPITOLO 5. DESCRIZIONE DEI TEST SPERIMENTALI

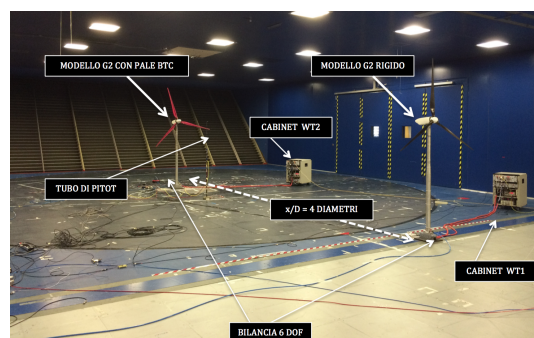
utilizzati durante la prova. I due modelli si trovano ad una distanza di 4 diametri. A questa distanza la scia è pienamente sviluppata, condizione ottima per testare le qualità della macchina in queste circostanze. Non si è scelto di andare troppo indietro per non incorrere negli effetti di bloccaggio della galleria.



(a)



(b)



(c)

Figura 5.2: Foto durante il secondo test sperimentale - *wind farm*

Anche in questa prova sperimentale di interazione modello - scia si hanno

## 5.2. CONFIGURAZIONE WIND FARM

---

storie temporali dei segnali di 60 secondi con le stesse frequenze di campionamento della tabella 5.1 Nella tabella seguente si mostra la matrice di prova per il modello aeroelastico in condizioni di scia parziale.

POSIZIONE MODELLO	V [m/s]	IPC
0.30 D	5	no
0.30 D	5	si
0.30 D	6.5	no
0.30 D	6.5	si
0.45 D	5	no
0.45 D	5	si
0.45 D	6.5	no
0.45 D	6.5	si
0.60 D	5	no
0.60 D	5	si
0.60 D	6.5	no
0.60 D	6.5	si
0.75 D	5	no
0.75 D	5	si
0.75 D	6.5	no
0.75 D	6.5	si

Tabella 5.2: Matrice di prova per il modello BTC in scia

## Capitolo 6

# Applicazioni e analisi dei risultati

In questo capitolo si mostrano i risultati numerici e sperimentali ottenuti durante il periodo di tesi. Nella prima parte si ha l'elaborazione dei dati ottenuti durante il test in galleria del vento riguardo l'acquisizione della scia dell'aerogeneratore G2 rigido. Sono presentati i risultati della validazione numerica della scia partendo dalla generazione del vento turbolento scalato per l'aerogeneratore reale G90. E' presente un'analisi sul vento di galleria, caratterizzandolo con l'intensità di turbolenza e con la lunghezza di scala integrale al variare della posizione in scia, mostrando come queste quantità cambino radicalmente nella scia di un rotore eolico. I venti generati replicano le condizioni di galleria di scia parziale, in modo tale da essere usati come input per il codice multicorpo Cp - LAMBDA per la validazione numerica delle prove sperimentali del modello in scia.

Il capitolo prosegue con l'analisi dei dati ottenuti durante il secondo test in galleria del vento riguardo l'interazione modello - scia: condizione di *wind farm*. E' stato provato sia il modello con pale rigide che il modello con pale aeroelastiche con accoppiamento BTC, con la possibilità di attivare un controllo individuale del passo - pala IPC su entrambi i modelli, così da ottenere interessanti confronti al fine di raggiungere gli obiettivi di questo lavoro.

E' presentata un'analisi a fatica DEL, ottenuta con un procedimento *rainflow*, per tutti i casi previsti dalla matrice di prova dei test sperimentali, così da avere una visione globale sui carichi a base torre (Momento di *Fore - Aft* e Momento di *Side - Side*), al mozzo (*Nodding*, *Side - Side* e coppia) e alle pale. In seguito per stimare lo stress degli attuatori in caso di IPC e BTC è stata eseguita un'analisi

dell'indicatore ADC, in questo modo si apprezza l'effetto benefico che ha il BTC, soprattutto in regione III, riducendo l'usura degli attuatori di passo.

Successivamente, post - processando i dati della taratura sperimentale dei guadagni del PI<sup>1</sup> dell'IPC, si è trovata la coppia di guadagni *ottima*, tra le nove testate, partendo dalla taratura sperimentale dei guadagni per l'IPC mediante l'analisi in frequenza di tutti i carichi più importanti alle frequenze nP, in una condizione specifica del modello in scia: 0.75 D con una velocità sul modello davanti di circa 6.5m/s.

Un'analisi in frequenza più approfondita è stata condotta, in due casi particolari del modello, per analizzare il comportamento del BTC e dell'IPC sui valori di picco delle armoniche alle frequenze multiple della frequenza di giro nP, evidenziando la riduzione delle ampiezze delle armoniche causate dal BTC e/o IPC rispetto al caso di pala rigida.

Proseguendo è stata valutata la potenza prodotta dal modello in scia in varie configurazioni e un'analisi dei carichi medi a base torre, mostrando come il BTC peggiori leggermente la produzione di potenza rispetto al modello con pale rigide. Infine, è riportata la validazione numerica nel codice multicorpo Cp - LAMBDA, attraverso: il confronto dei carichi a fatica DEL dei carichi a base torre e al mozzo in regione II, confronto della potenza prodotta dal modello numerico rispetto al modello sperimentale, confronto sui carichi medi a base torre e, in ultimo, validazioni delle *performance* aerodinamiche del modello aeroelastico e del modello rigido.

## 6.1 Misure della scia

Le misure sono effettuate per un velocità del vento di galleria pari a 5 m/s e 6.5 m/s, le quali corrispondono rispettivamente ad una regione II e una regione III di funzionamento per l'aerogeneratore G2. E' importante ricordare che le misure sono state fatte, ad una distanza di 4 diametri dalla G2, esclusivamente ad altezza hub H, campionando di fatto una riga larga circa 4 m. Elaborando in MATLAB le misure di velocità dell'anemometro a film caldo, si ottengono informazioni importanti sul flusso in esame, quali: il profilo di velocità medio U, l'intensità di turbolenza TI e la lunghezza di scala integrale longitudinale Lu. Le quantità appena citate sono in funzione della coordinata laterale, sul sistema trasverso, dell'anemometro a film caldo  $y_{probe}$  (espressa in millimetri). Lo zero, in

---

<sup>1</sup>Proportional Integrative

ascissa, rappresenta la posizione dell'hub (il rotore si estende da  $-1000$  a  $+1000$  mm).

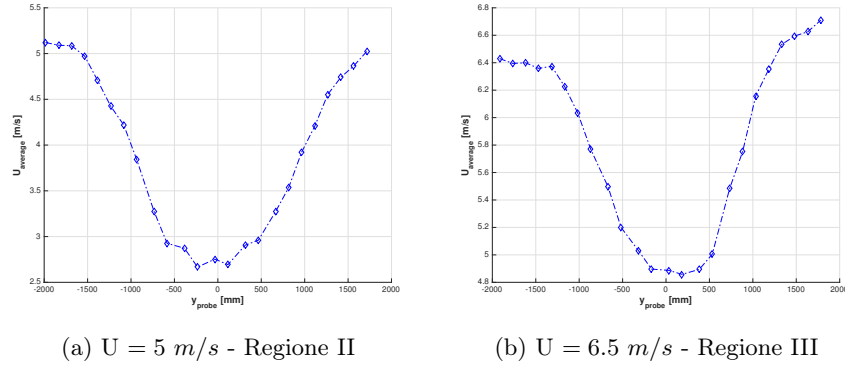


Figura 6.1: Profilo di velocità longitudinale sperimentale

Il deficit di velocità nel profilo Fig. 6.1, tiene conto dell'effetto combinato del rotore e della torre - ci sarebbe anche l'effetto del wind shear verticale dato dagli spires collocati all'ingresso della camera di prova ma, questo effetto, qui non risulta per via del campionamento ad altezza fissata.

Il valore della velocità media  $U$  raggiunge *quasi* perfettamente la velocità di galleria in entrambi i casi.

Applicando la definizione di scala di lunghezza integrale longitudinale e intensità di turbolenza longitudinale :

$$L_u = \int_0^\infty R_u(r_x) dx \quad [m] \quad (6.1)$$

dove  $R_u(r_x)$  è la matrice di cross - correlazione spaziale normalizzata funzioni di due punti misurati nello stesso istante nello spazio separati da una distanza  $r_x$ . L'intensità di turbolenza  $TI$  è definita come:

$$TI = \frac{\sigma_U}{U} \quad (6.2)$$

dove  $\sigma_u$  indica la deviazione standard della storia temporale della velocità longitudinale  $U$ . Applicando le definizioni si ottengono i seguenti diagrammi:

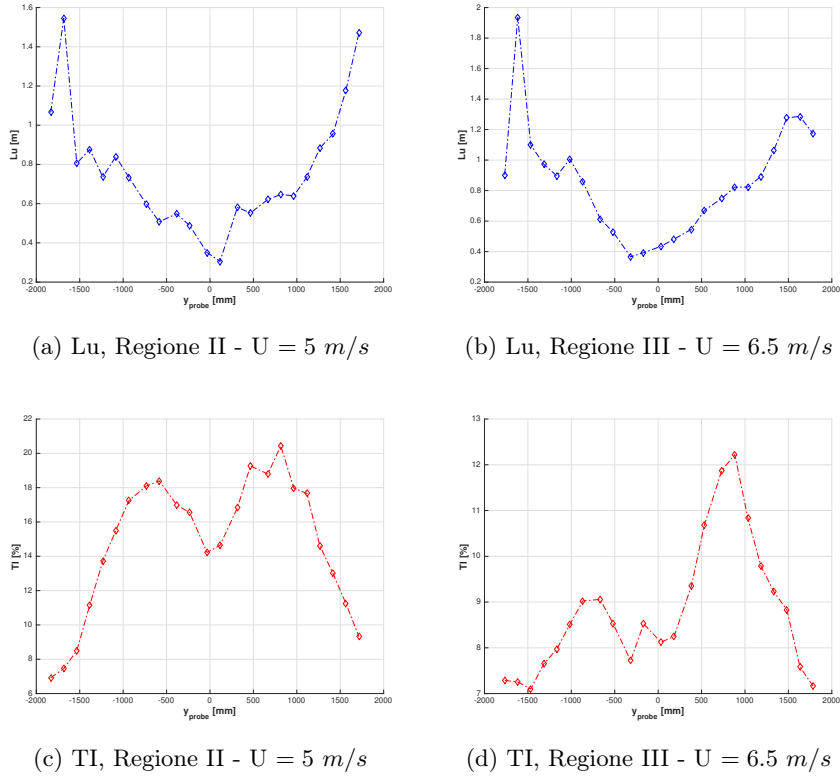


Figura 6.2: Lunghezza di scala integrale e intensità di turbolenza  $TI$

La scala di lunghezza integrale (Fig. 6.2 a-b), com'è noto fornisce un'idea sulla dimensioni dei vortici che caratterizzano il flusso, assume valori fuori-scia che oscillano tra 1 metro e 1.5 metri in regione II e tra 1 metro e 2 metri in regione III. Questi risultati sono in pieno accordo con quanto trovato in lavori precedenti [20]. E' interessante notare che in scia la lunghezza di scala assume valori più bassi, quindi, vortici più piccoli rispetto all'esterno. Ciò conferma che il rotore e le pale *rompono* di fatto i vortici, generando strutture vorticoso più piccole avente un'intensità di turbolenza più elevata (Fig. 6.2 c-d). Nella zona interna l'indice  $TI$  assume un'atteggiamento che combacia con quanto detto nel Capitolo 2: ovvero che la scia è caratterizzata, tra l'altro, da un'aumento di turbolenza dovuto ai fenomeni aerodinamici che si verificano sul rotore e sulla torre.

L'indice di turbolenza di galleria (espresso in altri contesti della tesi come indice di turbolenza ambientale) è stato ricavato dalla storia temporale della velocità media misurata da un tubo di Pitot posto davanti al modello G2, il valore di  $TI$

scelto per la generazione dei venti turbolenti (input TurbSim) è  $TI=8\%$  e un  $TI=7\%$  rispettivamente per la regione II ( $5\text{ m/s}$ ) e per la regione III ( $6.5\text{ m/s}$ ). Per completezza dei risultati, dato che l'anemometro a film caldo misura le tre componenti del vettore velocità  $(u, v, w)$ , in figura 6.3 l'andamento del componente  $v$  e  $w$  in entrambe le regioni.

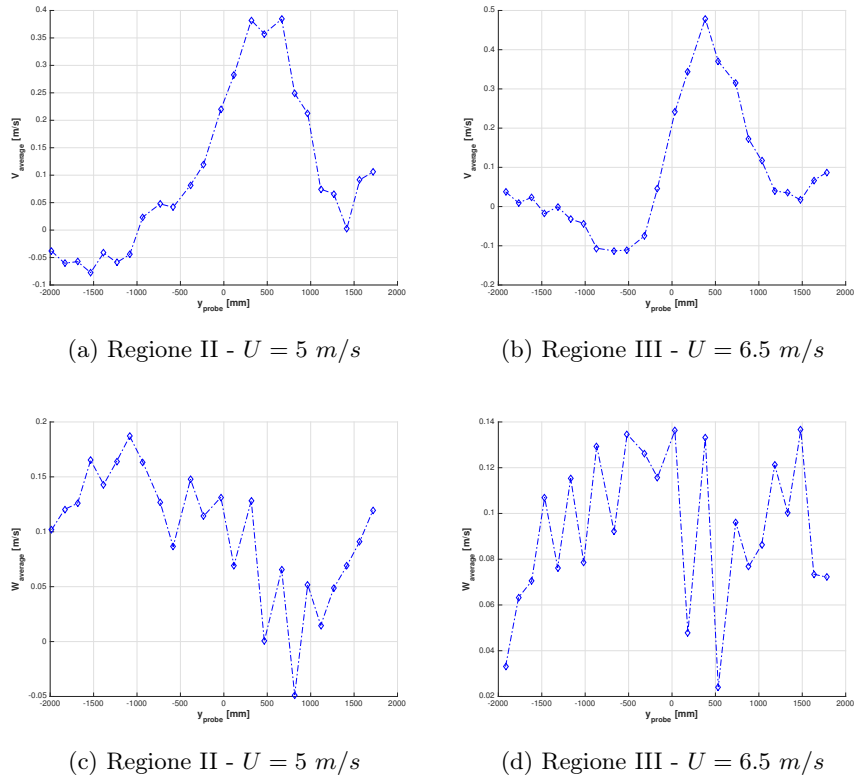


Figura 6.3: Componenti  $v, w$  del vettore velocità in regione II e regione III

### 6.1.1 Scia numerica

A questo punto, processati i dati di galleria, la scia sperimentale è ottenuta. Ora, il lavoro consiste nel riprodurre questa scia in ambito numerico, ricordando che la scia numerica (ottenuta quanto più fedelmente possibile a quella sperimentale) è uno degli input di  $C_p - \Lambda$  per le simulazioni dinamiche, dalle quali si vuole ottenere l'andamento dei carichi sul modello.

Non disponendo di un generatore di vento turbolento per condizioni di galleria che riproduca scie di un rotore eolico si è deciso di seguire questo procedimento:



**Vento turbolento G90** . E' stato generato un vento turbolento per l'aerogeneratore reale con il software del NREL TurbSim, con le seguenti caratteristiche

- Simulazione di 600 secondi secondo la normativa vigente.
- Intensità di turbolenza pari a quella misurata in galleria del vento.
- Velocità del vento medio al mozzo corrispondente ad una regione II e una regione III dell'aerogeneratore.
- Profilo di velocità verticale generato secondo la legge di potenza, con esponente pari a quello di galleria.

**Scalatura del vento** . A questo punto, il vento ottenuto è caratterizzato da lunghezze di scala integrale tipiche di un modello al vero quindi non sfruttabili per una simulazione che riproduca le condizioni di galleria. Per risolvere questo aspetto si è deciso di scalare la turbolenza del vento della G90 con i parametri di scalatura visti nel capitolo 3, applicando la scalatura in tempo, spazio e velocità al file di output di TurbSim. La durata della simulazione è passata da 600 secondi a circa 26 secondi, con un *time - step* 23 volte più piccolo. Il profilo verticale di velocità *wind shear* rispecchia quello generato dagli spires in galleria del vento.

**Modello di scia alla Larsen** . Una volta ottenuto il vento di galleria, per le due velocità di interesse ( $5m/s$  e  $6.5m/s$ ), è applicato un modello di scia alla Larsen, spiegato nel capitolo 2. La scia alla Larsen è stata poi sovrapposta al vento di TurbSim generando così una struttura spazio - temporale compatibile con l'input di  $C_p - \Lambda$ .

In Fig.6.4 è mostrata la scia numerica riprodotta con lo schema spiegato sopra. In blu è rappresentata la spezzata che unisce i punti sperimentali, mentre i cerchi rossi indicano i punti ottenuti numericamente. Questo è stato fatto sia in regione II, (Fig. 6.4a), che in regione III (Fig. 6.4b). Il confronto, come è facile notare, è abbastanza buono, la scia numerica è molto fedele a quella sperimentale. In ascisse c'è la coordinata del filo caldo, il punto zero indica l'allineamento con l'hub.

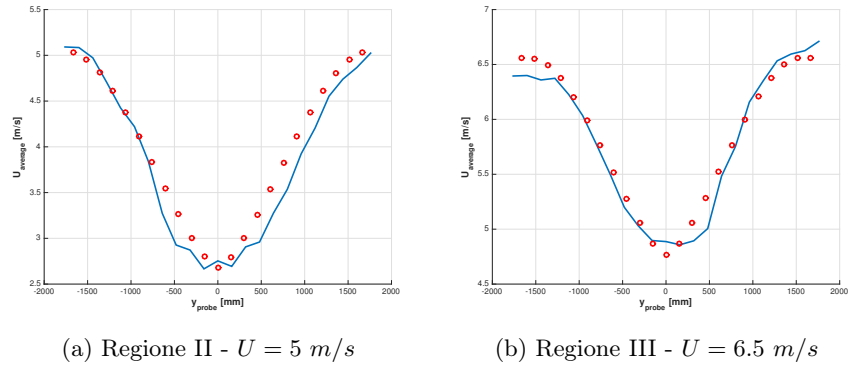


Figura 6.4: Profilo di velocità in scia numerico - sperimentale

Una volta capito come generare la scia, è possibile, facendo semplicemente una traslazione dei dati, generare scie parziali. La Fig. 6.5 mostra il profilo di velocità, in regione II e in regione III, che vede il modello in scia parziale: da 0.30 D fino a 0.75 D. L'hub del modello è sempre posizionato al centro (nel punto zero), ciò significa che è il profilo di velocità a traslare al variare delle posizioni in scia.

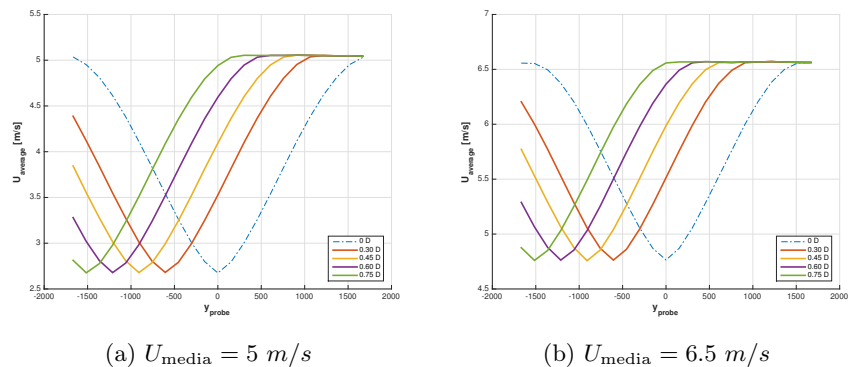


Figura 6.5: Sistema trasverso usato per le misure di scia del rotore

Le scie parziali sviluppate numericamente sono utilizzate in seguito per le simulazioni dinamiche in  $C_p$  - LAMBDA. Nella Fig. 6.6 è possibile apprezzare le caratteristiche del vento simulato: dal *wind shear* verticale alla disomogeneità del campo di moto in scia. I grafici mostrano il campo di velocità sul rotore (visto da dietro) in posizioni relative in scia da 0 D (centro scia) fino a 0.75 D, muovendosi verso destra.

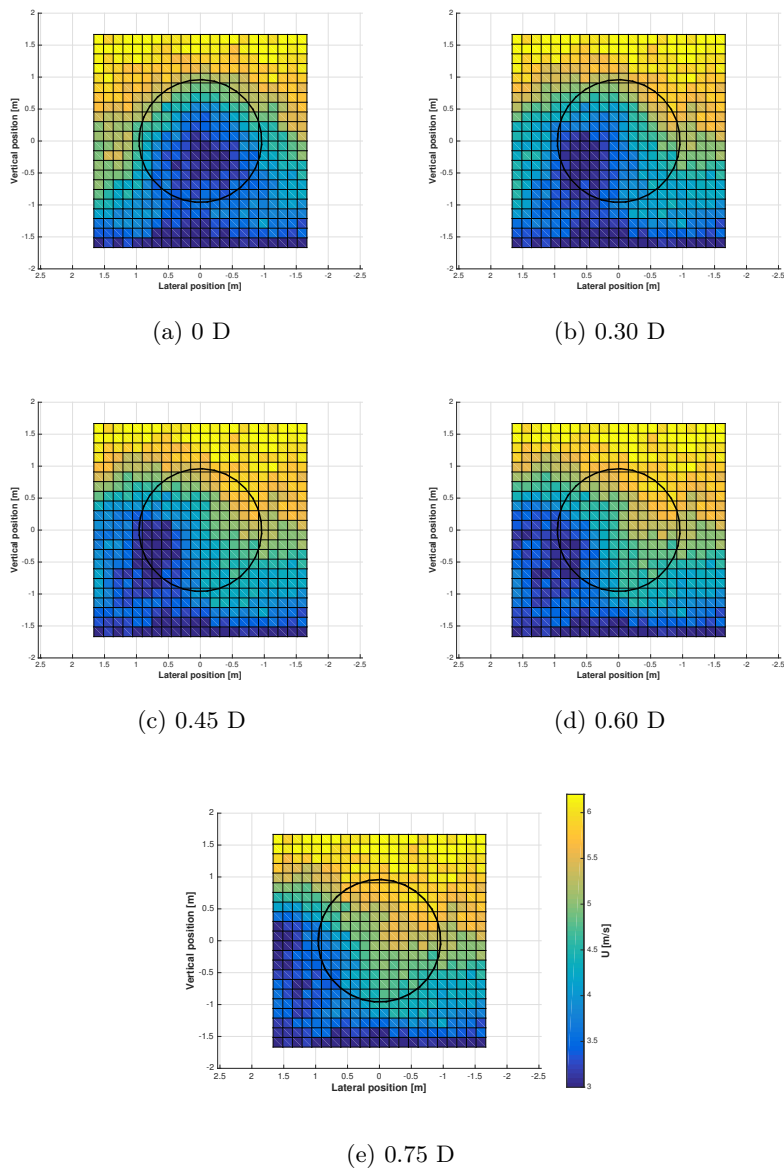


Figura 6.6: Campo di velocità sul rotore in scia parziale  $U_\infty = 5m/s$

E' chiaramente visibile che il deficit di velocità generato dal modello davanti si sposti verso sinistra man mano che il modello esce dalla scia. Da qui è possibile notare la configurazione più gravosa, a livello dei carichi, per il modello in scia : 0.45 D. In questa posizione il rotore è caratterizzato da una forte disomogeneità del campo di moto, metà rotore è in scia mentre l'altra metà è praticamente fuori scia.

## 6.2 Analisi dei carichi sperimentali *wind farm*

In questa sezione si analizzano i dati ottenuti durante il secondo test in galleria del vento, nel quale, ricordo, i due modelli G2 (rigido e aeroelastico) sono in condizione di scia parziale di un modello G2 rigido (Cap 5). I dati qui presentati riguardano la variazione dei carichi al variare della posizione del modello in scia (da 0.30 D fino a 0.75 D) con e senza un controllo IPC sul passo, con pale BTC e con pale rigide.

Infine si mostra una taratura *sperimentale*, in una particolare condizione di prova, per i guadagni  $K_p$  e  $K_I$  del controllo IPC evidenziando l'effetto che i guadagni hanno sui carichi del modello alle frequenze uno per giro 1P e tre per giro 3P.

### 6.2.1 Velocità del vento in galleria

Il modello si trova in condizioni di scia parziale, la sua posizione rispetto al modello davanti passa da 0.30 D fino a 0.75 D. Dalla Fig. 6.6 è facile notare la disuniformità del campo di velocità sul rotore; esistono zone del disco in cui la velocità è grossomodo quella di scia e zone in cui la velocità è quella asintontica. I carichi quindi sono fortemente caratterizzati da questa condizione.

In Fig. 6.7 si mostra il valore medio della velocità del vento in galleria in funzione della posizione del modello in scia. La curva blu indica la velocità del vento incidente sul modello davanti fisso, in rosso la velocità sul modello in scia.

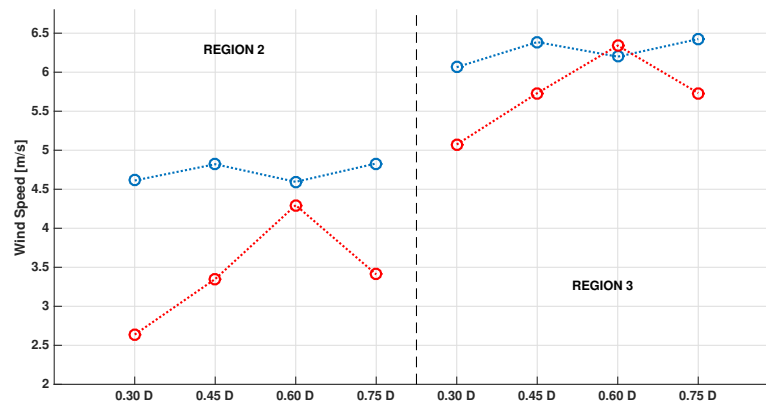


Figura 6.7: Valore medio di velocità del vento in funzione della posizione

Dal grafico si osserva che, come atteso, la velocità del vento è pressochè costante per il modello davanti. I valori di velocità sono di circa  $4.7 \text{ m/s}$  e

6.3  $m/s$  rispettivamente in regione II e in regione III. E' da sottolineare che questi valori sono inferiori rispetto a quelli previsti dalla traiettoria di regolazione dell'aerogeneratore, che ricordo essere 5  $m/s$  e 6.5  $m/s$  in regione II e in regione III. In galleria del vento, misurare una velocità più bassa di qualche punto percentuale rispetto al valore dato in input è prassi normale data la natura sperimentale della prova. L'importante è che se tenga conto in fase di post-processing.

In rosso sono visualizzati i valori di velocità che incidono sul modello in scia. Naturalmente la velocità è più bassa in scia rispetto alla velocità asintotica come spiegato nel 2. E' da notare che la velocità, in rosso, aumenta man mano che il modello trasla verso destra, il motivo è che il rotore *vede* sempre più velocità maggiori uscendo dalla scia del modello davanti. Il punto *oscuro* è quando il modello è posizionato in 0.75, inaspettatamente la velocità media incidente si abbassa fino ad un valore che compete ad un posizionamento di 0.45 D.

### 6.2.2 Parametri di confronto

Le differenze sui carichi risultanti, che naturalmente ha un modello aeroelastico rispetto ad un modello rigido, sono espresse dalla valutazione di determinati parametri che qualificano il comportamento dinamico dell'aerogeneratore. In particolare:

- il *Damage Equivalent Load* DEL. Alle storie temporali dei carichi è applicata la procedura di conteggio *rainflow*. La procedura permette di ottenere il numero di cicli  $N_k$  con cui avviene ogni oscillazione del carico considerato, noto il valor medio  $S_{k,M}$  e l'ampiezza  $S_{k,A}$  :

$$S_{k,M} = \frac{1}{2}(S_{k,max} + S_{k,min}) \quad (6.3)$$

$$S_{k,A} = |S_{k,max} - S_{k,min}| \quad (6.4)$$

Il DEL, a differenza delle matrici di Markov, tiene conto solo dell'ampiezza di oscillazione  $S_{k,A}$  e non del valore medio  $S_{k,M}$ . Il DEL è definito come:

$$DEL = \left( \frac{\sum_k N_k S_{k,A}^m}{N_{tot}} \right)^{\frac{1}{m}} \quad (6.5)$$

dove  $S_{k,A}$  è l'ampiezza del carico definita nell'equazione ??,  $m$  è la pendenza della curva  $SN$  (curva che lega il valore dell'ampiezza di sforzo al numero di cicli ammissibile per quel valore) e  $N_{tot}$  sono il numero di occorrenze imposte al carico equivalente per ottenere lo stesso danneggiamento del carico reale. Il DEL è stato calcolato in base torre, sull'hub e alla radice della pala. La componente di carico considerata è la risultante dei momenti nel piano della sezione. Per la pale 'e quindi la risultante del momento in flappeggio e ritardo, per l'hub è il momento di nodding e side - side mentre per la torre è il momento di fore - aft e side - side.

- l'*Individual Pitch Control* IPC. E' solito osservare l'efficacia dell' IPC in regione III dato che qui ci sono le variazioni più significative essendo presente un controllo in passo. Per completezza, nei confronti è presente l'IPC anche in regione II, per avere un quadro più ampio sull'utilizzo di questa tecnica di riduzione dei carichi.
- il VALORE DEI PICCHI IN FREQUENZA  $nP$ . E' utile osservare come le ampiezze dei picchi cambino in presenza di sistemi per la riduzione dei carichi, attivi e passivi.
- L'*Actuator Duty Cycle* ADC. Questo parametro indica il livello di utilizzo degli attuatori per il controllo del passo di pala. Con l'ADC è possibile capire quanto l'attuatore sia in condizioni di stress durante l'utilizzo e valutare quindi la sua usura. L'ADC è definito come:

$$ADC = \frac{1}{T_{tot}} \sum_i F_{V_i} \int_0^{T_{tot}} \left| \frac{\dot{\beta}_i}{\dot{\beta}_{max}} \right| dt \quad (6.6)$$

dove  $T_{tot}$  è la durata della storia temporale,  $\dot{\beta}$  è la derivata temporale dell'angolo di passo delle pale,  $F_{V_i}$  indica quante volte si ripete la durata della storia temporale  $T_{tot}$  nella vita operativa della macchina e  $\dot{\beta}_{max}$  indica la velocità massima con cui può variare il passo.

- VALORE MEDIO DEL CARICO. Dato che il DEL perde le informazioni riguardanti il valore medio dei carichi è utile analizzare anche il carico medio.

- la POTENZA PRODOTTA. Questo valore cambia al variare della posizione in scia e dalla presenza o meno di un controllo attivo per la riduzione dei carichi in aggiunta a un sist .

### 6.2.3 Carichi a fatica DEL

Come accennato precedentemente, il valore del carico a fatica è un'indicatore importante per il dimensionamento strutturale della macchina. In questo paragrafo si mostrano i risultati delle analisi *rainflow* con l'ausilio dei diagrammi a barre così strutturati:

- Le **figure (a)** mostrano l'andamento del DEL riferito al carico in esame al variare della posizione del modello in scia. Ogni posizione, contrassegnata dalle etichette poste immediatamente in basso, ha quattro barre indicanti il tipo di modello e la presenza o meno di un controllo IPC.
- Le **figure (b)** mostrano le variazioni, in percentuale, dei DEL tra varie configurazioni (ad esempio: IPC attivo vs IPC spento, BTC vs RIGID, BTC + IPC vs BTC, RIGID + IPC vs RIGID).
- La linea verticale tratteggiata *separa* i risultati per le due regioni di funzionamento del modello davanti. A sinistra i risultati della regione II (velocità del vento di circa 5 m/s), a destra i risultati della regione III (velocità del vento di circa 6.5 m/s).

Durante le prove sperimentali, purtroppo, non sono state effettuate le misure dei carichi per il modello rigido posizionato in 0.30 D con l' IPC attivo. Motivo per cui, nei diagrammi a seguire mancherà questa informazione.

#### DEL in base torre

Dalle misure di bilancia a sei componenti, posta sotto il modello, si è scelto di analizzare il momento di fore - aft Fig.6.8 e il momento di side - side Fig. 6.9.

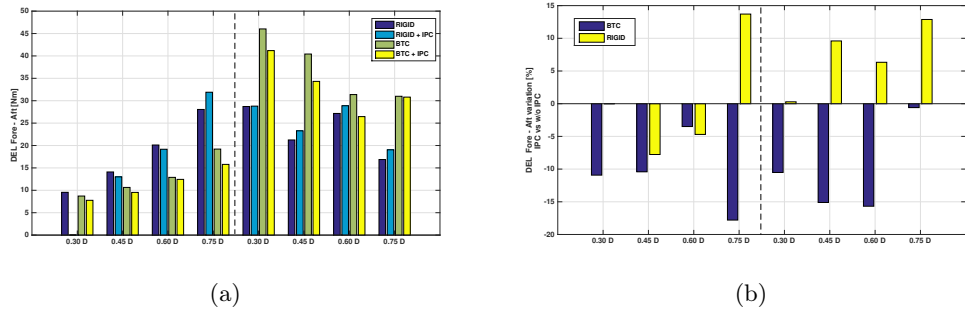


Figura 6.8: DEL Momento di Fore - Aft a base torre

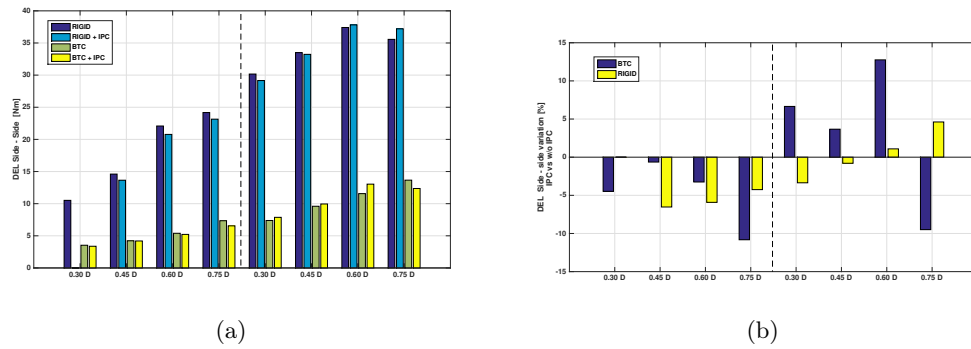


Figura 6.9: DEL Momento di Side - Side a base torre

Dalle Fig.6.8a, 6.9a si possono evidenziare diversi aspetti. In regione II e in regione III i carichi a fatica del momento di side - side aumentano all'aumentare della distanza del modello dal centro scia. Invece, il momento di fore - aft aumenta con la distanza dal centro scia solo in regione II. Le pale aeroelastiche con accoppiamento BTC, come previsto, riducono il carico a fatica rispetto alle pale rigide. Questa riduzione del carico DEL è osservabile, in regione II e in regione III per il momento di side - side, le barre verdi sono sempre al di sotto della barre blu. Dalle Fig.6.8b, 6.9b, si può notare, in alcuni casi, come la presenza dell'IPC favorisca la riduzione del DEL (variazioni negative indicano riduzione del carico). Come è facile osservare, le affermazioni appena sostenute non rispecchiano la totalità dei casi presenti in figura. Esistono delle situazioni in cui l'effetto del BTC volto a ridurre il DEL non si riscontra; come pure la presenza dell' IPC non riduce effettivamente il carico DEL in esame, addirittura esso provoca un'aumento del carico a fatica (si guardi il momento di fore-aft in regione III per la pala BTC, Fig. 6.8b o il momento di side-side in regione III



nel caso di pala rigida). Questi divergenze riscontrate ci spingono ad indagare altre quantità, come i carichi all'hub, per la valutazione effettiva dei sistemi di alleviazione dei carichi attivi e passivi.

### DEL hub

I carichi al mozzo sono misurati mediante degli estensimetri solidali con il mozzo stesso. Le storie temporali hanno una lunghezza temporale di 60 secondi, campionate ad una frequenza di campionamento pari a 2500 Hz. I carichi rilevati sono nel sistema di riferimento rotante. I risultati dell'analisi *rainflow* per le storie temporali dei carichi sono presentati nel seguente ordine:

- Nodding in Fig. 6.10.
- Side - Side in Fig. 6.11.
- Torque in Fig. 6.12.

I diagrammi a barre sono strutturati come spiegato precedentemente.

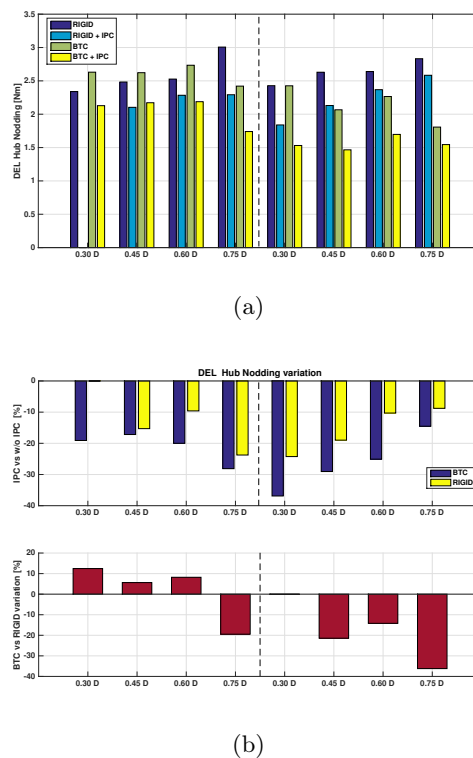
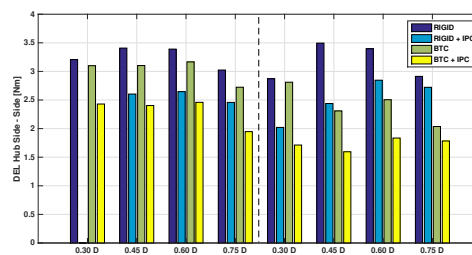


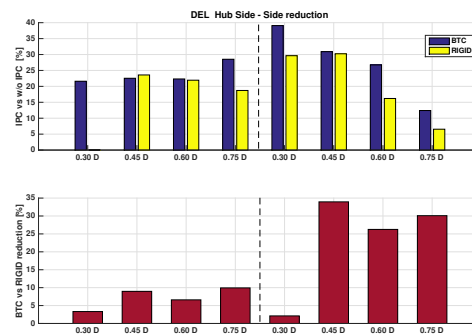
Figura 6.10: DEL Hub Nodding

Dalla Fig. 6.10b del *Hub Nodding* si ottiene un primo risultato sull'efficacia dell' IPC. Questo risultato è riscontrabile sia per la pala aeroelastica che per la pala rigida; in regione II e in regione III, in varie posizioni in scia, si assiste ad una riduzione del carico a fatica fino a circa il 40%.

L'efficacia della pala BTC rispetto ad una pala rigida (barre in rosso) è ancora da verificare. Esistono situazioni in cui esiste effettivamente un miglioramento in termini di riduzione del carico a fatica ma questa riduzione non è spalmabile su tutte le posizioni del modello in scia. In particolare, in regione III si ha una riduzione del carico a fatica in tutte le posizioni, in regione II invece, questo non è più vero.



(a)



(b)

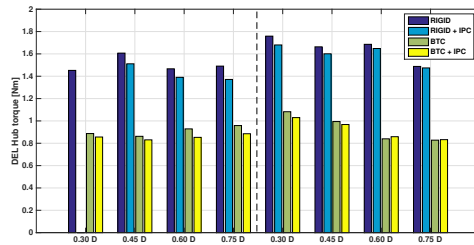
Figura 6.11: DEL Hub Side - Side

Dalla Fig. 6.11b del *Hub Side-Side* si ottiene un primo risultato sull'efficacia dei sistemi attivi e passivi accoppiati per la riduzione dei carichi a fatica: BTC + IPC. In questo caso le variazioni dovute alla presenza del BTC o del IPC nei vari casi (posizione del modello e regione di funzionamento) ha portato sempre ad una variazione negativa del DEL (ossia una riduzione del carico a fatica in presenza di un sistema per la riduzione dei carichi, sia esso attivo o passivo),

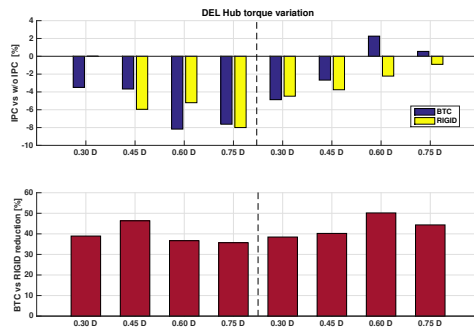
## 6.2. ANALISI DEI CARICHI SPERIMENTALI WIND FARM

per non avere dei diagrammi con barre tutte rivolte verso il basso (indicando quindi una riduzione del carico a fatica) è deciso di diagrammare le riduzioni del carico con variazioni positive (barre rivolte verso l'alto indicano una riduzione del DEL).

Per il momento di side- side quindi, l'accoppiata BTC + IPC riduce, in tutte le posizioni in scia e in entrambe le regioni di funzionamento, il carico a fatica sia confrontando la pala BTC con la pala rigida, sia confrontando la presenza dell'IPC su entrambe le configurazioni. Ad esempio, si ha una riduzione del 35 % in 0.30 D con IPC attivo rispetto al caso con pala aeroelastica; oppure una riduzione del carico del 10% in 0.45 D in presenza del BTC rispetto la pala rigida.



(a)



(b)

Figura 6.12: DEL Hub Torque

Anche per il *hub torque* l'accoppiata dei sistemi BTC + IPC porta ad una riduzione del carico a fatica in tutte le posizioni e in entrambe le regioni di funzionamento. La riduzione del carico arriva fino al 50% in 0.60 D per una pala BTC rispetto ad una pala rigida con IPC spento. Oppure, guardando un altro esempio, si ha una riduzione del 8% in 0.45 D per una pala BTC + IPC rispetto

ad una pala con solo BTC. Nella Fig. 6.14 è mostrata l'efficacia del BTC rispetto una pala rigida per i carichi misurati all'hub. E' evidente che la riduzione si ha sempre in regione III, mentre in regione II il DEL del'hub nodding aumenta in presenza del BTC per particolari condizioni di scia parziale.

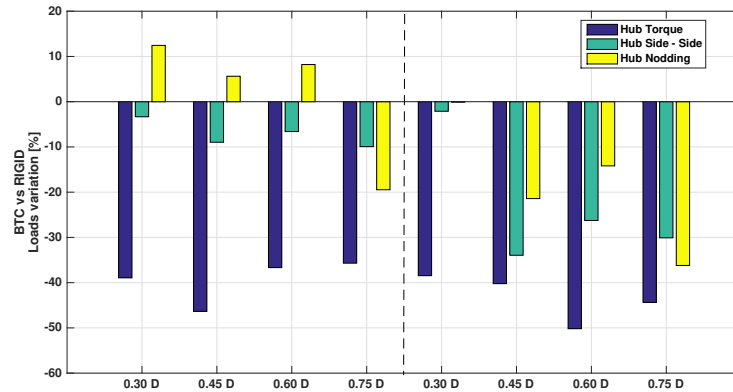
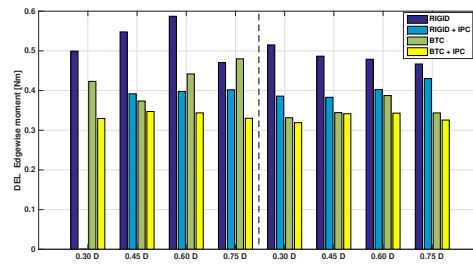


Figura 6.13: DEL - Variazioni BTC vs rigid per i carichi all'hub

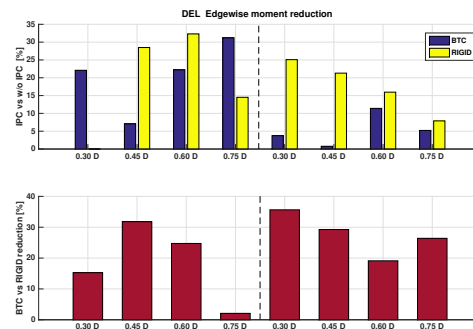
A questo punto, conclusa l'analisi dei carichi a fatica al mozzo, è interessante notare se l'efficacia del BTC e dell'IPC rispetto alla pala rigida è riscontrabile anche per i carichi in radice pala. L'aspettativa è che anche per i carichi sulle pale ci sia una riduzione del carico a fatica dovuto al BTC e all'IPC, noto che i carichi pala sono trasmessi tramite la radice, all' hub del modello.

### DEL pala

I carichi alle pale sono misurati mediante degli estensimetri solidali con la pala stessa. Le storie temporali hanno una lunghezza temporale di 60 secondi, campionate con una frequenza di campionamento pari a 250 Hz. Durante il processamento dei dati, si è riscontrato un problema con il segnale del momento di flapping, forse dovuto a qualche taratura sbagliata dei ponti estensimetrici, motivo per cui dai due carichi pala misurati ( momento di ritardo e momento di flapping) solo il momento di ritardo è risultato un segnale *processabile*.



(a)



(b)

Figura 6.14: DEL Momento di ritardo pala

Un altro risultato incoraggiante arriva dall'analisi del carico a fatica del momento di ritardo. Dalle figure Fig. 6.13b si evince come i sistemi di riduzione dei carichi BTC e IPC funzionino in varie posizioni e nelle due regioni di funzionamento. In regione II, ad esempio, si ha una riduzione di più del 30% in 0.45 D per la pala BTC rispetto la pala rigida e una riduzione di circa il 30% in 0.45 D per la pala rigida con IPC rispetto alla stessa con IPC non attivo.

### 6.2.4 ADC

Per conoscere come il BTC e l'IPC agiscano sull'usura e sullo stress degli attuatori di passo si valuta l'ADC. La Fig. 6.14 mostra il valore dell'ADC in funzione della posizione del modello e al variare della configurazione del modello stesso. E' stato scelto di trascurare il valore dell' ADC in regione II dato che gli stress maggiori, che sono quelli caratterizzanti per il dimensionamento strutturale, sono legati alla regione III, in cui esiste un controllo di passo per mantenere la potenza invariata all'aumentare della velocità del vento.

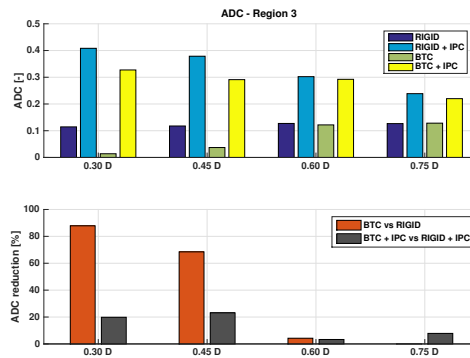


Figura 6.15: ADC in regione III

Osservando il grafico, si consideri ad esempio il caso in cui il modello è in 0.45 D, è immediato verificare l'effetto del BTC sull'usura degli attuatori. Il valore dell' ADC della pala BTC (barra verde) è circa 1/4 del valore dell'ADC per pala rigida (barra blu); questa è una chiara evidenza dell'efficacia del BTC a ridurre lo stress e l'usura dell'attuatore. Comportamento analogo in presenza dell'IPC, sempre in 0.45 D, l'ADC del BTC + IPC (barra gialla) è minore dell'ADC della RIGIDA + BTC (barra azzurra), ciò significa, ancora una volta, che il BTC abbatta l'usura degli attuatori aiutando un controllo IPC. Nella plot in figura in basso è apprezzabile la riduzione dell'ADC nei vari casi sopra citati. Si può quindi affermare che:

- $ADC_{BTC} < ADC_{RIGID}$ . La pala aeroelastica accoppiata riduce lo stress degli attuatori rispetto allo stress che si avrebbe in caso di pala rigida.
- $ADC_{BTC+IPC} < ADC_{RIGID+IPC}$ . La pala aeroelastica accoppiata con IPC riduce l'ADC rispetto la caso di pala rigida con IPC. In altre parole, l'IPC nel caso di pala aeroelastica ha *meno lavoro da svolgere*, in quanto un buon contributo volto alla riduzione dello stress degli attuatori è dato dal BTC.

L'analisi dei carichi a fatica DEL ha fornito interessanti spunti di riflessione sull'efficacia del BTC. In particolare, per una velocità del vento in regione II per il modello davanti, posizionando il modello in scia ad un distanza dal centro-scia di circa 0.75 D, si assiste ad una riduzione, per effetto del BTC, su tutti i carichi più importanti.

### 6.3 Taratura sperimentale guadagni IPC

Come spiegato nel capitolo 4 l'architettura del controllo IPC è un controllore proporzionale - integrale PI. Durante il test in galleria, si è deciso di procedere verso una possibile taratura dei guadagni del controllore PI per IPC in una sola condizione della matrice di prova:

- Regione di funzionamento: REGIONE III.
- Tipo di aerogeneratore in scia : AEROELASTICO CON PALE BTC.
- Posizione del modello: 0.75 D.

In questa configurazione, le frequenze nP valgono:

	<b>1P</b>	<b>2P</b>	<b>3P</b>	<b>4P</b>
FREQUENZA [Hz]	6.33	12.67	19	25.3

Tabella 6.1: Frequenze nP modello aeroelastico

con una velocità di rotazione pari a  $\Omega = 380$  rpm o circa 6.33 Hz.

E' importante sottolineare che non ci sono criteri da seguire per una taratura dei guadagni di un controllore PI se non una logica *a tentativi*. Ci si è limitati ad osservare ad occhio nudo se le ampiezze dei carichi al mozzo piuttosto che alle pale diminuivano al variare dei valori dei guadagni Kp e KI inseriti nell'interfaccia.

In fase di post-processing, con un'analisi spettrale FFT si è analizzato il comportamento di alcuni carichi valutando le ampiezze dei picchi alle frequenze *nP* al variare della coppia di guadagni Kp - KI inseriti. Solo in questo modo è possibile verificare qual è la condizione migliore ( guadagni Kp - KI) per cui si ha una riduzione di determinati carichi.

Le nove coppie di guadagni Kp - KI provati sono quelle in Tabella 6.2:

Kp\KI	0.45	0.9	1.8
0.015	x	x	x
0.020	x	<b>X</b>	x
0.025	x	x	x

Tabella 6.2: Guadagni IPC per taratura sperimentale

dove  $\mathbf{X}$  indica la coppia di guadagni  $Kp = 0.02$ ,  $KI = 0.9$  usata per tutta la matrice di prova in caso di controllo IPC attivo. Partendo da questa condizione di riferimento si è proceduto verso altre coppie di valori Kp-KI valutando gli effetti in frequenza sui carichi.

In seguito per citare le varie coppie di guadagni in modo sintetico si fa riferimento alla tabella 6.2 come fosse una matrice Kp x KI; ad esempio la coppia di guadagni  $Kp = 0.025$  -  $KI = 0.9$  sarà chiamata  $C_{Kp-KI}(3, 2)$ .

Questa sezione è così strutturata:

**Carichi a base torre** . Si valuta l'effetto che le varie coppie di guadagni hanno sui carichi a base torre. In particolare, si è scelto di osservare l'ampiezza del picco alla 1P e alla 3P per:

- Momento di Fore - Aft.
- Momento di Side - Side.

**Carichi all' hub** . Si valuta l'effetto che le varie coppie di guadagni hanno sui carichi all'hub. In particolare, si è scelto di osservare l'ampiezza dei picchi per:

- Nodding alla frequenza 2P e 4P.
- Side - Side alla frequenza 2P e 4P.
- Torque alla frequenza 1P, 2P, 3P e 4P.

**Carichi pala** . Per la pala, l'unico segnale *processabile* è il momento di ritardo, per questo segnale si è analizzato il picco alla 1P.

**Kp - KI ottimi** . A fine sezione si presenta una tabella in cui sono presenti tutte le coppie di guadagni che riducono di più il carico in esame alla 1P, al fine di trovare una *taratura ottimale* che consente di ottenere una riduzione sui carichi più importanti.

Ogni grafico dei valori di picco è così strutturato:

- Ci sono 9 stem, ognuno indica la coppia Kp - KI. I valori del Kp sono disposti a gruppi di 3 valori di KI; es.  $Kp = 0.015$  ha 3 stem ( $KI = 0.45, 0.9, 1.8$ ),  $Kp = 0.02$  ha 3 stem ( $KI = 0.45, 0.9, 1.8$ ) e così via.
- Al variare delle coppie di guadagni Kp-KI si riporta con una barra rossa la coppia ottimale, ossia quella che riduce di più l'ampiezza del carico alla frequenza nP considerata.



### 6.3.1 Analisi spettrale carichi a base torre

Per avere un'idea di come è fatto lo spettro di questi segnali si guardi la figura Fig.6.15, in cui gli spettri sono ordinati secondo la tabella 6.2 (ossia al centro si ha lo spettro di un determinato carico per la coppia di guadagni  $K_p$ - $K_I$  di riferimento).

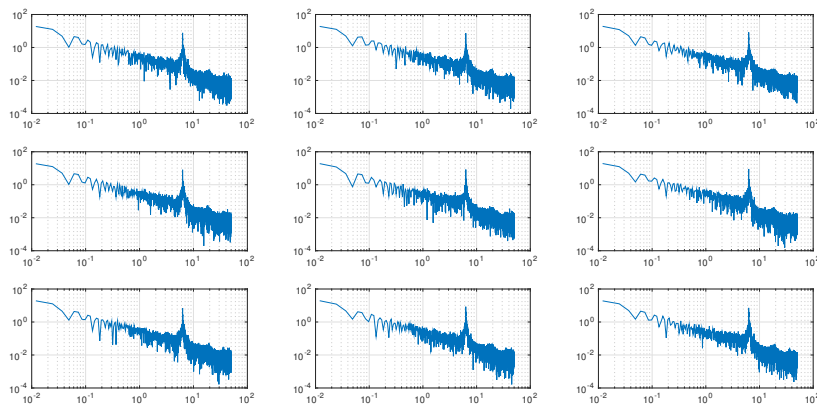
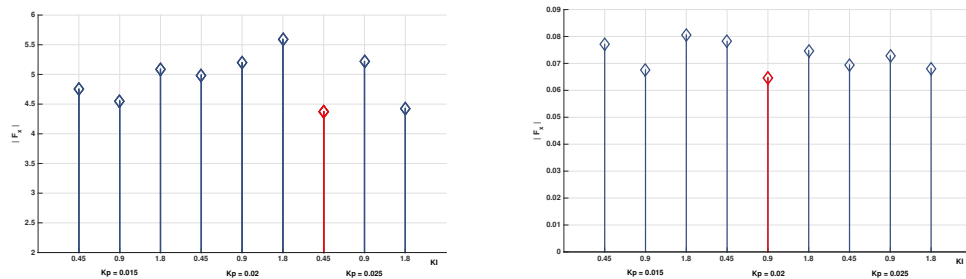


Figura 6.16: Spettri generici segnali a base torre

### Spinta

In Fig. 6.17 si osservino i picchi alla 1P e alla 3P per la spinta a base torre al variare delle coppie di guadagni  $K_p$  -  $K_I$ . Nel caso del carico alla 1P il valore di ampiezza più basso si riscontra con la coppia  $K_p = 0.025$  -  $K_I = 0.45$ , mentre alla frequenza 3P il valore di ampiezza più basso si riscontra con la coppia  $K_p = 0.02$  e  $K_I = 0.9$ .



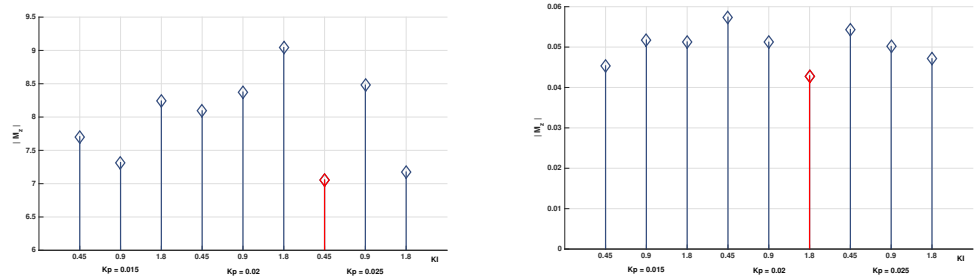
(a) Picchi 1P al variare delle coppie  $K_p$ - $K_I$

(b) Picchi 3P al variare delle coppie  $K_p$ - $K_I$

Figura 6.17: Gain scheduling Spinta base torre

**Momento di Fore - Aft**

In Fig. 6.17 si osservino i picchi alla 1P e alla 3P il momento di fore - aft a base torre al variare delle coppie di guadagni  $K_p$  -  $K_I$ . Nel caso del carico alla 1P il valore di ampiezza più basso si riscontra con la coppia  $K_p = 0.025$  -  $K_I = 0.45$ , mentre alla frequenza 3P il valore di ampiezza più basso si riscontra con la coppia  $K_p = 0.02$  e  $K_I = 1.8$ .

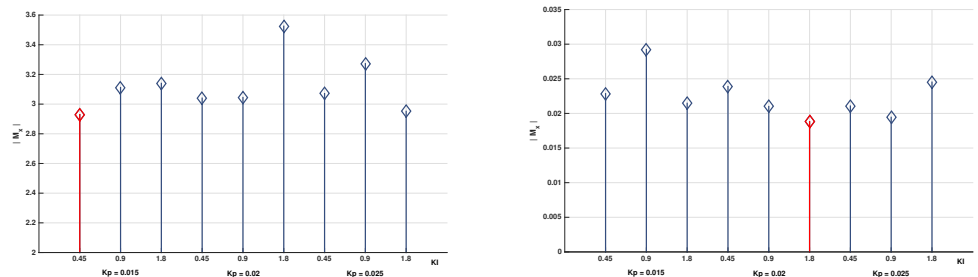


(a) Picchi 1P al variare delle coppie  $K_p$ - $K_I$  (b) Picchi 3P al variare delle coppie  $K_p$ - $K_I$

Figura 6.18: Gain scheduling Momento di Fore - Aft base torre

**Momento di Side - Side**

In Fig. 6.17 si osservino i picchi alla 1P e alla 3P il momento di side - side a base torre al variare delle coppie di guadagni  $K_p$  -  $K_I$ . Nel caso del carico alla 1P il valore di ampiezza più basso si riscontra con la coppia  $K_p = 0.015$  -  $K_I = 0.45$ , mentre alla frequenza 3P il valore di ampiezza più basso si riscontra con la coppia  $K_p = 0.02$  e  $K_I = 1.8$ .



(a) Picchi 1P al variare delle coppie  $K_p$ - $K_I$  (b) Picchi 3P al variare delle coppie  $K_p$ - $K_I$

Figura 6.19: Gain scheduling Momento di Side - Side base torre

Riassumendo in una tabella si ha :

<i>Base torre</i>	<b>1P</b>	<b>3P</b>
SPINTA	$C_{Kp-KI}(3, 1)$	$C_{Kp-KI}(2, 2)$
FORE - AFT	$C_{Kp-KI}(3, 1)$	$C_{Kp-KI}(2, 3)$
SIDE - SIDE	$C_{Kp-KI}(1, 1)$	$C_{Kp-KI}(2, 3)$

Tabella 6.3: Coppia di guadagni ottima - carichi a base torre

Come è facile notare dalla tabella 6.3 non esiste, tra le coppie considerata, una soluzione ottima sia per la frequenza alla 1P che alla 3P. Tuttavia si può affermare che nel caso ci interessi ridurre l'ampiezza dei carichi alla frequenza 1P il guadagno ottimale è un  $KI = 0.45$ . Nel caso ci interessi ridurre l'ampiezza dei carichi alla frequenza 3P il guadagno ottimale è un  $Kp = 0.02$ . In seguito, con l'analisi dei carichi al mozzo e alle pale, si riuscirà a trovare una coppia di guadagni  $C_{Kp-KI}$  capace di ridurre la maggior parte dei carichi considerati diminuendo le ampiezze delle armiche alle frequenza 1P. Questa coppia di guadagni è definita *ottima*.

### 6.3.2 Analisi spettrale carichi al mozzo

A questo punto, è interessante capire qual è la coppia di guadagni che riduce le ampiezze dei picchi in frequenza. Con una trasformata di Fourier del segnale si ottengono gli spettri del *Nodding*, *Side - Side* e coppia in figura 6.20. In figura sono evidenziati i carichi considerati per l'analisi della taratura dei guadagni dell' IPC, nonchè sono riportate le frequenze nP. Si osservi, nel caso della coppia, come sono visibili tutte le frequenze nP.

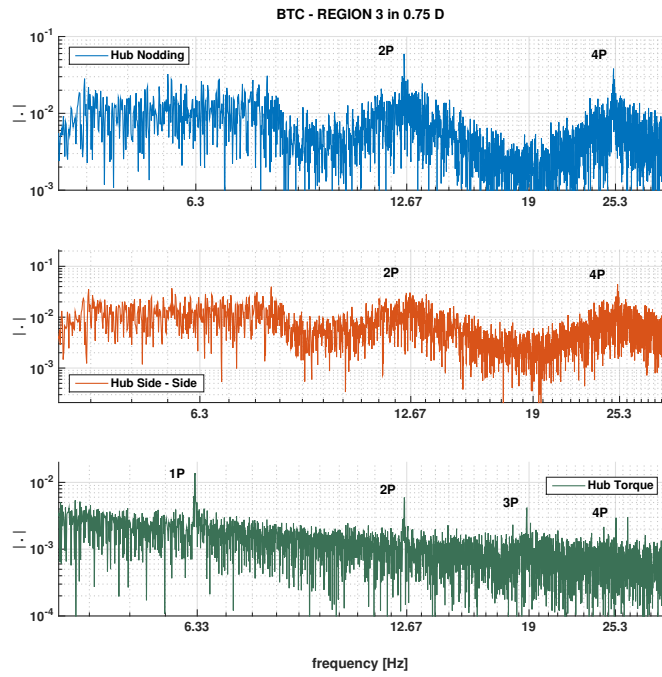
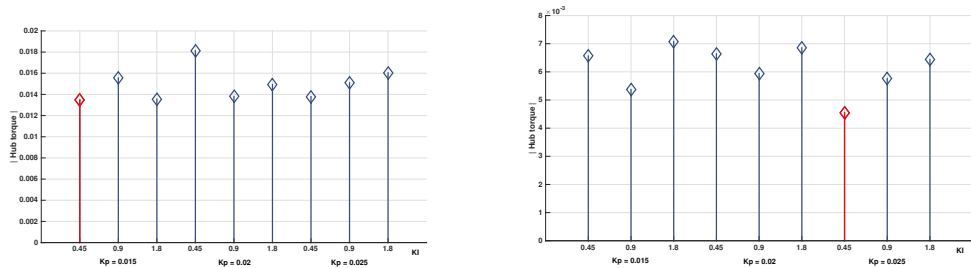


Figura 6.20: Spettri segnali carichi al mozzo

### Coppia

In Fig. 6.21 si osservino i picchi dalla 1P e alla 4P per la coppia al mozzo al variare delle coppie di guadagni  $K_p - K_I$ . Nel caso del carico alla 1P il valore di ampiezza più basso si riscontra con la coppia  $K_p = 0.015 - K_I = 0.45$ , mentre alla frequenza 2P il valore di ampiezza più basso si riscontra con la coppia  $K_p = 0.025$  e  $K_I = 0.45$ .



(a) Picchi 1P al variare delle coppie  $K_p$ - $K_I$       (b) Picchi 2P al variare delle coppie  $K_p$ - $K_I$

Figura 6.21: Gain scheduling Coppia al mozzo 1P - 2P

### 6.3. TARATURA SPERIMENTALE GUADAGNI IPC

L'ampiezza del carico alla 3P è minore nel caso si adotti una coppia di guadagni  $C_{Kp-KI}(2, 1)$ , nel caso della 4P l'ampiezza è minore con una coppia di guadagni  $C_{Kp-KI}(1, 2)$

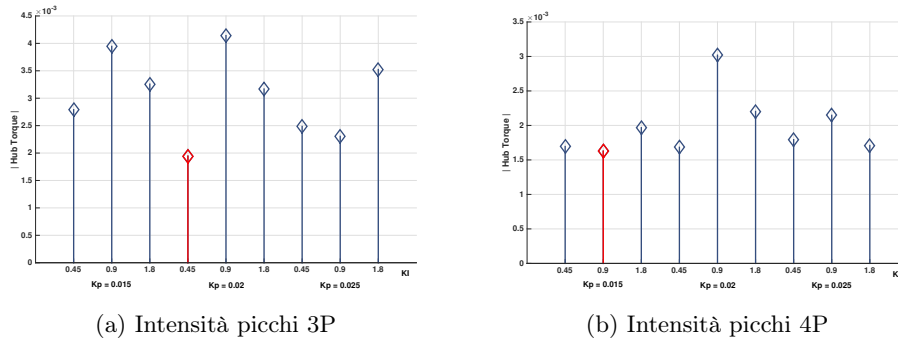


Figura 6.22: *Gain scheduling* Coppia al mozzo 3P - 4P

### Nodding

In Fig. 6.23 si osservino i picchi alla 2P e alla 4P per la coppia al mozzo al variare delle coppie di guadagni  $K_p - K_I$ . Nel caso del carico alla 2P e alla 4P il valore di ampiezza più basso si riscontra con la coppia  $K_p = 0.025 - K_I = 0.45$ .

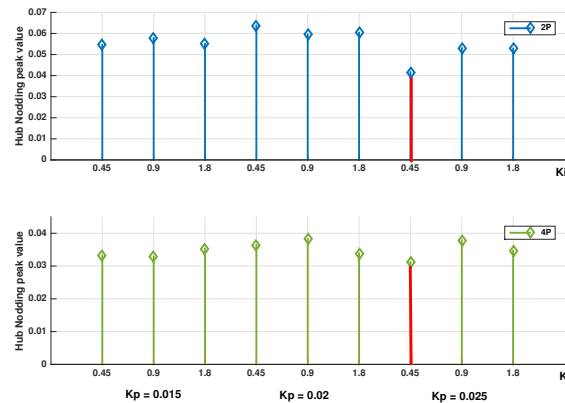


Figura 6.23: *Gain scheduling Nodding* - 1P in alto , 2P in basso

### Side - Side

In Fig. 6.24 si osservino i picchi alla 2P e alla 4P per la coppia al mozzo al variare delle coppie di guadagni  $K_p - K_I$ . Nel caso del carico alla 2P il valore di ampiezza più basso si riscontra con la coppia  $K_p = 0.02 - K_I = 0.9$ , mentre alla

frequenza 4P il valore di ampiezza più basso si riscontra con la coppia  $K_p = 0.025$  e  $K_I = 0.45$ .

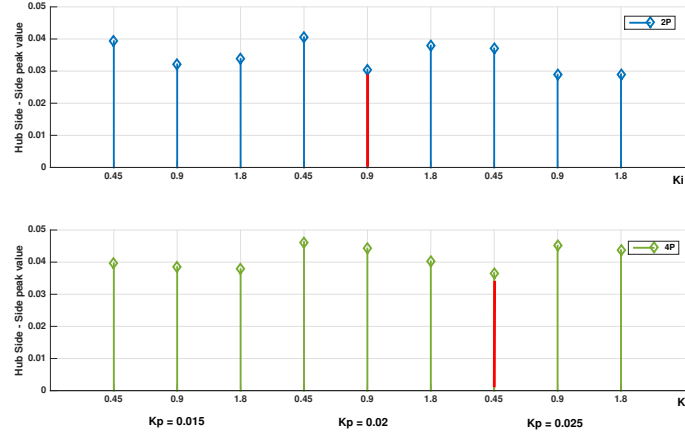


Figura 6.24: Gain scheduling Side - Side - 1P in alto , 2P in basso

Riassumendo in una tabella si ha :

Hub	2P	4P
COPPIA	$C_{K_p-K_I}(3, 1)$	$C_{K_p-K_I}(1, 2)$
NODDING	$C_{K_p-K_I}(3, 1)$	$C_{K_p-K_I}(3, 1)$
SIDE - SIDE	$C_{K_p-K_I}(2, 2)$	$C_{K_p-K_I}(3, 1)$

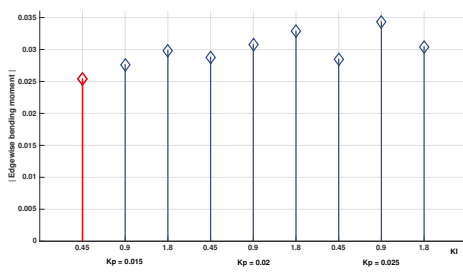
Tabella 6.4: Coppia di guadagni ottima - carichi al mozzo

In questo caso, non è possibile stabilire quale sia con unanimità la coppia migliore in termini di riduzione delle ampiezze per i carichi alle frequenze 2P e 4P. Sembrerebbe che la coppia  $C_{K_p-K_I}(3, 1)$  riduca i carichi *Nodding* e *Side - Side* alla frequenza 4P. Trattasi di frequenza molto alta, di poco interesse per i nostri scopi. E' importante, invece, ricordare che la coppia di guadagni  $C_{K_p-K_I}(1, 1)$  minimizza l'ampiezza della coppia sul'hub alla frequenza 1P.

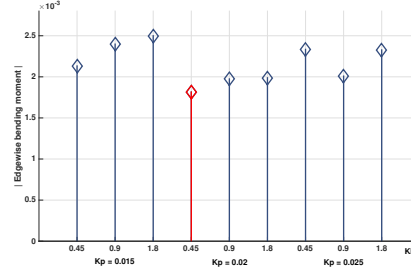
### 6.3.3 Analisi spettrale momento di ritardo pala

In Fig. 6.25 si osservi il picco alla 1P e alla 2P per il momento di ritardo della pala al variare delle coppie di guadagni  $K_p - K_I$ . Il valore di ampiezza più basso si riscontra con la coppia  $K_p = 0.015 - K_I = 0.45$  per la frequenza 1P e,  $K_p = 0.02 - K_I = 0.45$  per la frequenza 2P.

### 6.3. TARATURA SPERIMENTALE GUADAGNI IPC



(a) Picchi 1P al variare delle coppie Kp-KI



(b) Picchi 2P al variare delle coppie Kp-KI

Figura 6.25: *Gain scheduling* Momento di ritardo 1P

#### 6.3.4 Scelta coppia Kp - KI *ottima*

Dalle analisi in frequenza dei segnali dei carichi campionati sono emerse diverse coppie di guadagni Kp - KI che riducono l'ampiezza dell'armonica considerata in funzione della frequenza nP. A questo punto è opportuno chiedersi quale sia la coppia Kp - KI che minimizzi buona parte delle ampiezze dei carichi alla frequenza 1P. Per fare ciò si veda la tabella assemblata 6.4:

<i>Base torre</i>	<b>1P</b>	<b>3P</b>
SPINTA	$C_{Kp-KI}(3, 1)$	$C_{Kp-KI}(2, 2)$
FORE - AFT	$C_{Kp-KI}(3, 1)$	$C_{Kp-KI}(2, 3)$
SIDE - SIDE	$C_{Kp-KI}(1, 1)$	$C_{Kp-KI}(2, 3)$
<i>Hub</i>	<b>1P</b>	<b>2P</b>
COPPIA	$C_{Kp-KI}(3, 1)$	$C_{Kp-KI}(1, 2)$
<i>Pala</i>	<b>1P</b>	<b>2P</b>
RITARDO	$C_{Kp-KI}(1, 1)$	$C_{Kp-KI}(2, 1)$
<i>Hub</i>	<b>2P</b>	<b>4P</b>
COPPIA	$C_{Kp-KI}(3, 1)$	$C_{Kp-KI}(1, 2)$
NODDING	$C_{Kp-KI}(3, 1)$	$C_{Kp-KI}(3, 1)$
SIDE - SIDE	$C_{Kp-KI}(2, 2)$	$C_{Kp-KI}(3, 1)$

Tabella 6.5: Coppie di guadagni Kp - KI *ottime* - frequenze e carichi

Dalla tabella è possibile verificare che la coppia di guadagni  $C_{Kp-KI}(3, 1)$  è

la *più diffusa*, soprattutto alla frequenza 1P, motivo per cui può essere eletta a miglior compromesso per il controllo IPC. E' interessante osservare che la coppia  $C_{Kp-KI}(2, 2)$  usata durante tutte le prove in presenza di IPC non sia quella che minimizza di più di tutte le ampiezze delle armoniche. E' facile verificare che compare come coppia ottima solo per due carichi e a frequenze più alte della 1P: il *Side - Side* alla 2P all'hub, la spinta a base torre alla 3P.

E' stata trovata quindi, una coppia di guadagni Kp - KI diversa da quella usata durante le prove sperimentali in galleria, capace di ridurre le ampiezze dei carichi in modo più significativo rispetto a quanto fatto dalla taratura di *default* del controllo IPC implementato sul Bachmann. Precisamente il Kp è uguale al 25% in più rispetto al Kp di default e il KI è uguale alla metà del KI di default.

$$\underbrace{Kp = 0.025 \quad KI = 0.45}_{\text{Coppia di guadagni } \textit{ottima}} \qquad \underbrace{Kp = 0.02 \quad KI = 0.9}_{\text{Coppia di guadagni di } \textit{default}}$$

## 6.4 Analisi in frequenza BTC e IPC

In questa sezione si illustrano, in due casi particolari, quali sono gli effetti in frequenza sui valori di picco dei carichi misurati sul modello aeroelastico, rigido, con e senza IPC. Questa analisi mostra come il BTC riduca il valore di picco rispetto alla pala rigida e come l'IPC riduca il carico per entrambe le pale. Il primo paragrafo riguarda il caso del modello aeroelastico isolato, unico caso in questo lavoro, analizzando l'effetto del BTC sull'IPC. Nel secondo paragrafo, invece, si considera una situazione particolare di scia parziale (0.45 D) e in frequenza si valuta cosa accade ai picchi delle armoniche 1P e 2P per il momento di *Side - Side* al mozzo al variare della configurazione del modello.

### 6.4.1 Valori di picco delle armoniche modello isolato

Durante le prove sperimentali si è caratterizzato il comportamento del modello aeroelastico in condizioni *libere*, ossia, senza interferenza con la scia del modello davanti (il modello davanti è stato spento, pale in bandiera con il modello downwind non in scia). Da questa prova, è possibile apprezzare l'effetto del BTC del modello in condizioni isolate, non da *wind-farm*.

L'analisi in frequenza è stata fatta considerando il *nodding* al mozzo, la figura 6.26 mostra che i valori di picco alla frequenza 1P e 2P si riducono rispettivamente del 12% circa e del 32% in presenza di un controllo IPC.



## 6.4. ANALISI IN FREQUENZA BTC E IPC

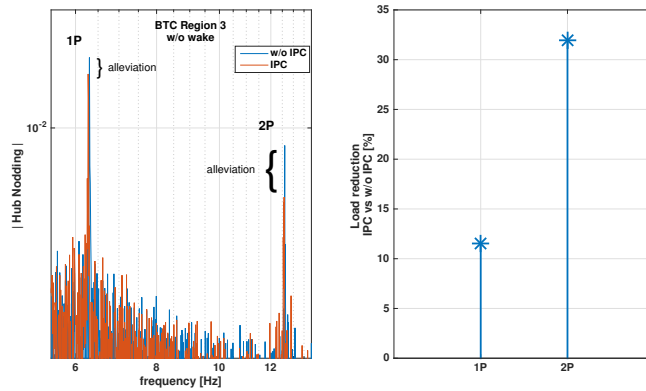


Figura 6.26: Valore di picco delle armoniche - BTC vs BTC + IPC

Purtroppo non sono state fatte prove riguardo la caratterizzazione del modello rigido in condizioni isolate. In questo modo si sarebbe potuto confrontare la variazione del picco del carico in frequenza tra il modello rigido e il modello aeroelastico nonchè l'effetto di un controllo IPC in entrambi i casi.

### 6.4.2 Valori di picco armoniche modello in scia

In questo paragrafo si vuole evidenziare ciò che accade ai valori di picco in frequenza del carico di *Side - Side* al mozzo al variare dei modelli usati. I modelli, rigido e aeroelastico, si trovano in una condizione di scia parziale in 0.45 D in regione III.

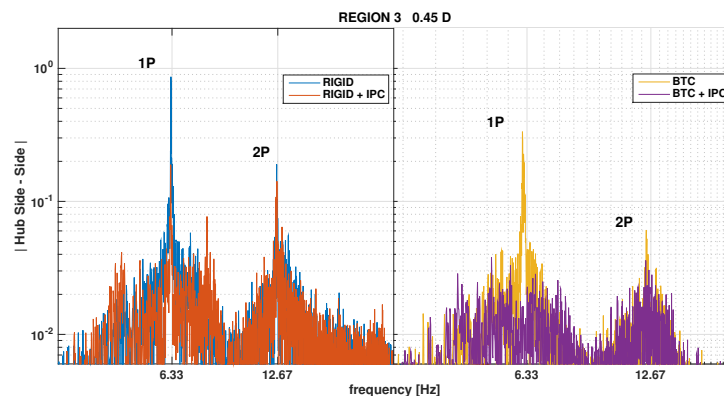


Figura 6.27: Valore di picco delle armoniche per il modello in scia parziale

La Fig.6.27 mostra a sinistra i valori dei picchi alle frequenze 1P e 2P della pala rigida, con e senza un controllo IPC; a destra, invece, mantenendo la stessa scala per l'asse delle ordinate, si mostrano i picchi alle frequenze 1P e 2P della pala aer elastica con BTC con e senza IPC. E' possibile apprezzare visivamente la riduzione del picco dovuto al BTC o all'IPC e quindi l'efficacia di questi sistemi di alleviazione carichi. Inoltre, la riduzione è massima in presenza del modello aeroelastico con pale BTC e controllo IPC attivo (i picchi delle armoniche del segnale viola sono i più bassi di tutti). Il BTC riduce il valore dei picchi delle armoniche rispetto il caso di pala rigida, ciò trova riscontro con quanto trovato precedentemente circa l'efficacia della pala accoppiata.

L'IPC sulla pala rigida riduce il picco alla 1P e alla 2P rispettivamente del 80% circa e del 30% circa rispetto al caso di pala rigida con IPC spento (stem rosso in Fig. 6.28). Il BTC invece, riduce il picco alla 1P e alla 2P rispettivamente del 60% circa e del 70% circa rispetto la pala rigida (stem blu). Attivando l'IPC sul BTC, infine, il picco alla 1P è ridotto quasi del tutto (90%) mentre alla 2P del 40%. E' dimostrato, almeno per questo caso, che il BTC riduce il valore di picco dell'armonica 1P e 2P, confermando questo comportamento anche in presenza di un controllo attivo IPC.

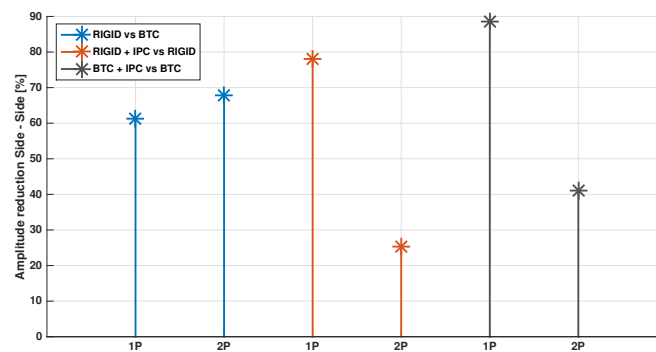
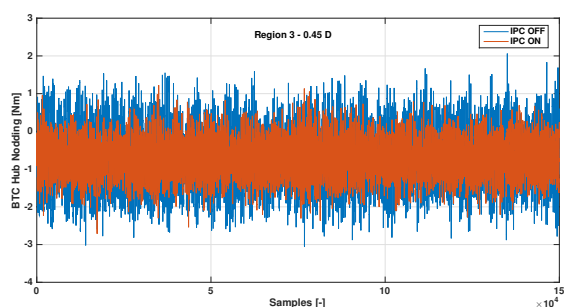
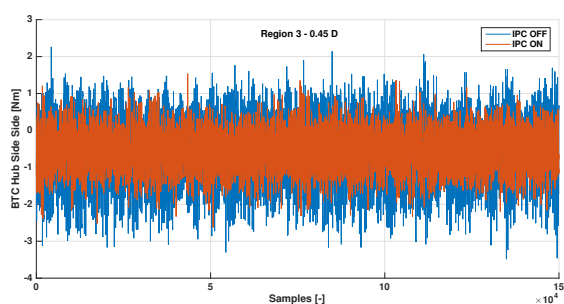


Figura 6.28: Riduzione percentuale dovuta ai sistemi BTC e IPC - scia parziale

In ultimo è mostrato in Fig.6.29 il plot di una storia di campioni del *Nodding* e del *Side - Side*. I campioni sono 150000, lunghezza della storia temporale 60 s e quindi una frequenza di campionamento per i carichi all'hub di 2500 Hz. In questo plot è palese l'efficacia dell'IPC (segnale in rosso), le ampiezze del segnale sono visivamente contenute rispetto al caso con IPC spento (segnale in blu).



(a) *Nodding*



(b) *Side - Side*

Figura 6.29: Plot segnale campionato - Modello aeroelastico - Effetto IPC

## 6.5 Carichi medi in base torre

In questa sezione sono riportati i carichi medi sperimentali ottenuti durante le prove in galleria del vento. I carichi mostrati sono ottenuti mediando le storie temporali di 60 secondi ciascuna. I risultati sono illustrati con l'ausilio dei diagrammi a barre strutturati come nel caso dei grafici dei carichi a fatica DEL. I carichi misurati in base torre considerati per questa analisi sono: la spinta, il momento di *Fore - Aft*, il momento di *Side - Side*. In Fig. 6.30 è mostrato l'andamento della spinta media per varie posizioni e varie configurazioni del modello. Anche a livello di carico medio la pala con BTC riduce il carico rispetto la pala rigida; così come il controllo attivo IPC riduce i carichi rispetto al caso in cui è spento.

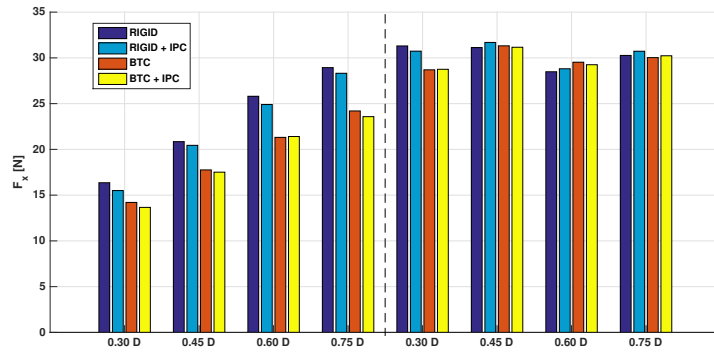


Figura 6.30: Spinta media modello rigido e aerolastico con e senza IPC

In Fig.6.31 sono mostrate le variazioni percentuali nel caso di pala BTC rispetto alla pala rigida, all'effetto che ha l'IPC sulla riduzione del carico. Ad esempio, in 0.30 D l'attivazione dell'IPC sulla pala rigida riduce il carico di circa il 5% mentre sulla pala BTC riduce il carico di meno dell'1%. Questo può significare che il BTC per sua natura riduce il carico e quindi il compito dell'IPC è meno significativo rispetto al caso di pala rigida.

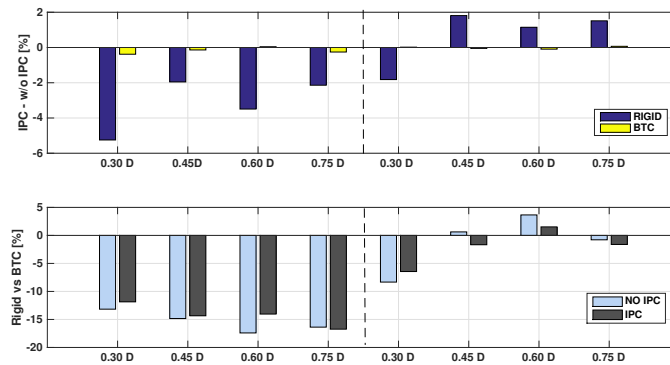


Figura 6.31: Variazioni percentuali sulla spinta media

In Fig. 6.32 è mostrato l'andamento del carico di *Fore - Aft* della torre. Anche in questo caso è possibile esprimere gli stessi commenti del caso precedente circa l'efficacia del BTC e dell'IPC nel ridurre i carichi. C'è da sottolineare che, come nel caso dei DEL del *Fore-Aft*, esiste un *problema* con la regione III per la pala BTC. In questa situazione, il carico aumenta in modo inspiegabile e addirittura l'IPC sembra non alleviare i carichi in nessuno dei due modelli rigido

## 6.5. CARICHI MEDI IN BASE TORRE

e aeroelastico. Questa problematica è da indagare in lavori futuri.

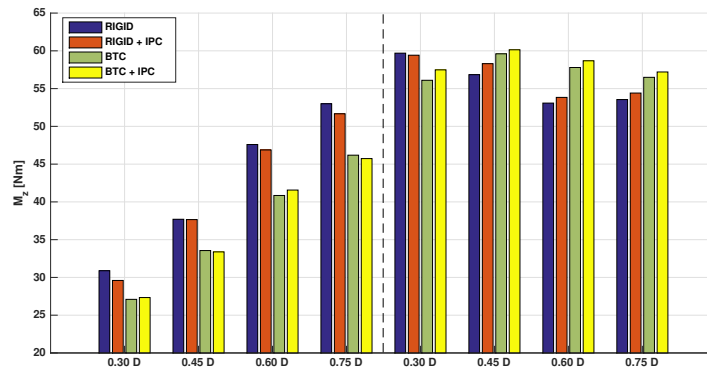


Figura 6.32: Momento di *Fore - Aft* modello rigido e aerolastico con e senza IPC

In Fig.6.33 abbiamo le variazioni in percentuale tra la pala rigida e la pala aeroelastica BTC (plot in basso) e le variazioni in percentuale della pala rigida e aeroelastica BTC con attivazione o meno dell'IPC. In regione II si assiste ad una riduzione del carico medio dovuto alla pala aeroelastica rispetto la pala rigida, così come la presenza dell'IPC porta ad una diminuzione del carico.

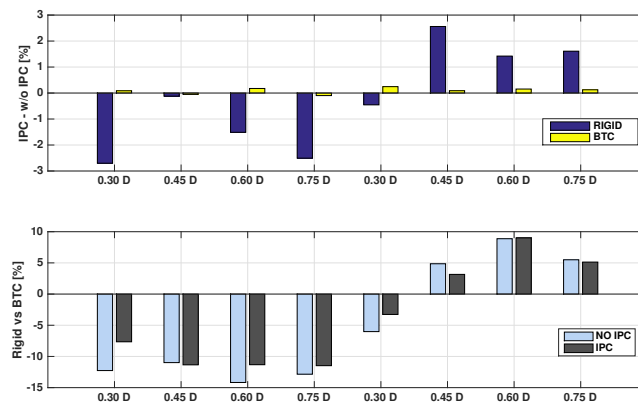


Figura 6.33: Variazioni percentuali sulla momento di *Fore - Aft* medio

In figura 6.35 si mostra il momento medio di *Side - Side*, analizzando l'andamento di questo carico, si apprezzano i benefici del BTC e del BTC + IPC rispetto la pala rigida. Ciò accade sia in regione II che in regione III, con

riduzione del carico medio di oltre il 70% rispetto la pala rigida (Fig. 6.35). Ancora una volta il carico aumenta con lo spostamento fuori-scia del modello.

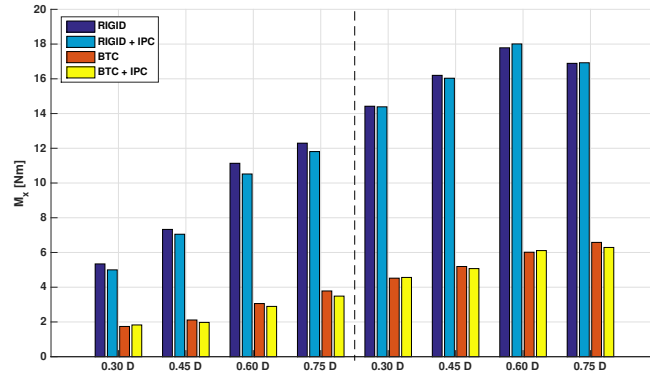


Figura 6.34: Momento di *Side - Side* medio modello rigido e aerolastico con e senza IPC

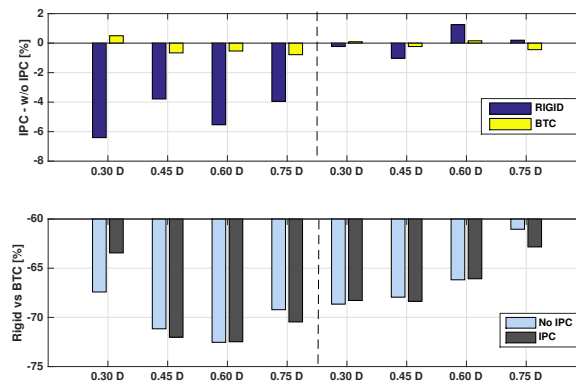


Figura 6.35: Riduzione percentuale dovuta ai sistemi BTC e IPC - scia parziale

Nella figura 6.36 si riportano tutti i carichi medi considerati, per avere una visione globale degli ordini di grandezza in questione. Il momento di *Fore - Aft* è quantitativamente il più importante, ciò è legato alla spinta al mozzo parente della potenza prodotta; il momento di *Side - Side* e la spinta in base torre hanno intensità minore. Ci si aspetta che la potenza prodotta abbia un'andamento simile al momento di *Fore - Aft* in base torre, dato che questo carico è tanto più alto quanto più alta è la spinta sul mozzo, la quale è legata all'estrazione di potenza dell'aerogeneratore dal vento incidente. Nel prossimo paragrafo si

vedrà l'andamento della potenza in funzione delle posizioni in scia e del tipo di modello.

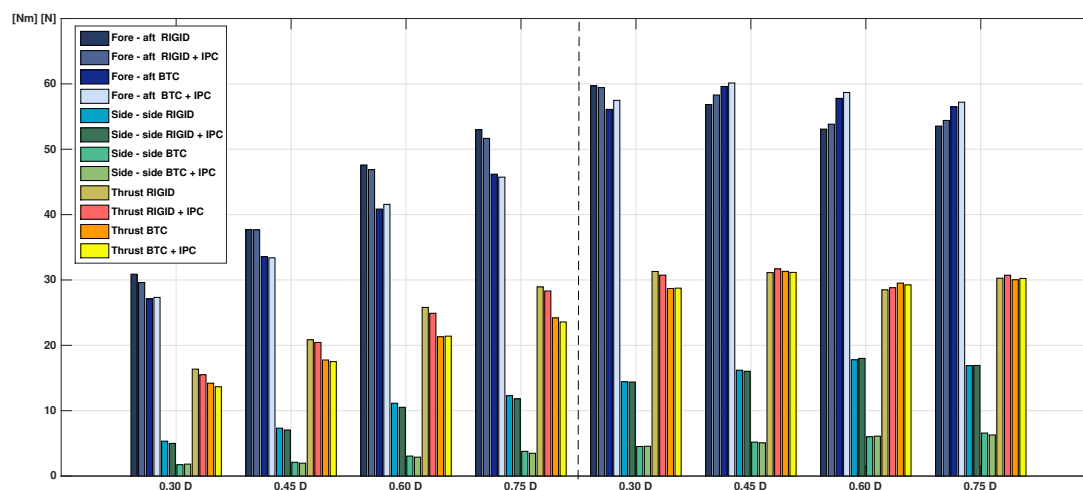


Figura 6.36: Carichi medi a base torre

## 6.6 Potenza prodotta

A questo punto, visti gli andamenti dei carichi medi, soprattutto del momento di *Fore - Aft* e della spinta, è lecito chiedersi quale sia l'andamento della potenza qualitativamente e quantitativamente. La potenza è stata ottenuta, in fase di post-processing, moltiplicando la coppia sul rotore per la sua velocità angolare  $\Omega$ . In Fig.6.37 è mostrato il diagramma della potenza prodotta in funzione della posizione in scia del modello e in funzione del tipo di modello provato. La potenza prodotta varia tra circa 40 W a circa 80 W in regione II, per poi raggiungere il valore di potenza nominale ( $\approx 120W$ ) in regione III.

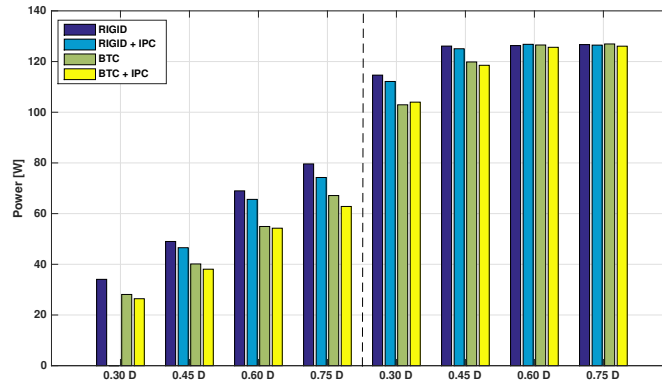


Figura 6.37: Potenza prodotta per i modelli rigido e BTC in funzione della posizione in scia

E' interessante notare qual è l'effetto del BTC sulla produzione di potenza. Il BTC, essendo un sistema passivo di riduzione dei carichi, comporta una potenza prodotta più bassa rispetto alla pala rigida. Pensando all'andamento dei carichi medi, soprattutto del momento di *Fore - Aft*, il BTC riduce questo carico, la sua riduzione comporta una minore estrazione di potenza dal vento. Ciò si vede benissimo in regione II (barre verdi vs barre blu), mentre in regione III le differenze si assottigliano. Quindi, il BTC a fronte di una riduzione del carico sulla macchina, riduce la potenza prodotta dalla macchina stessa.

L'IPC, essendo come il BTC un sistema di riduzione dei carichi, si comporta allo stesso modo; basti notare l'effetto che ha l'IPC sulla pala rigida e sulla pala aeroelastica in termini di potenza prodotta. In entrambi i casi la potenza prodotta diminuisce, in regione II e in regione III.

La potenza prodotta, quindi, diminuisce in presenza di sistemi che riducono i carichi. Se da un lato avere sistemi di riduzione carichi come l'IPC o il BTC consente di avere una pala più leggera e quindi minori materiali impiegati e quindi un costo dell'energia più basso, dall'altro lato la potenza prodotta è più bassa. La soluzione ottima è cercare un giusto compromesso tra quanto si vuole ridurre il carico (ossia quanto materiale usare nella costruzione della pala) e quanta potenza produrre. Il costo dell'energia è un'indicatore globale di questi aspetti.

In Fig.6.38 è mostrato l'andamento della qualità della potenza prodotta (*power quality*). La *power quality* è un'indicatore sulla qualità della potenza prodotta, calcolato come la deviazione standard della potenza. Un valore della deviazione



## 6.6. POTENZA PRODOTTA

---

standard basso rispecchia minori oscillazioni della potenza prodotta quindi, maggiore produzione di potenza nell'anno AEP. A livello globale sembra che il BTC sulla *power quality* presenta un'aumento della deviazione standard rispetto la pala rigida, soprattutto in regione III. Ciò significa che, ancora una volta, il BTC non produce effetti benefici sulla produzione della potenza e sulla qualità della potenza prodotta. Anche sull'IPC si possono fare le medesime considerazioni: la qualità della potenza prodotta è scarsa rispetto al caso senza IPC. Questi aspetti possono far riflettere sull'efficacia in termini di potenza prodotta dei sistemi di alleviazione carichi.

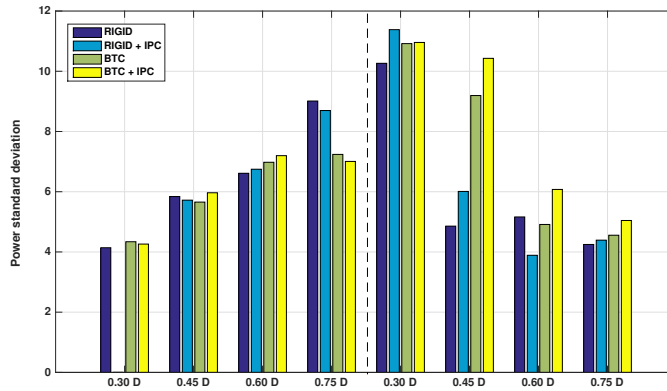


Figura 6.38: *Qualità della potenza prodotta*

Concludendo, sembra che il BTC e l'IPC, almeno secondo questa analisi, non migliorino la produzione di potenza, sia in termini medi, sia in termini di qualità della potenza prodotta. L'IPC e il BTC, riducendo i carichi sul modello, producono di meno e con qualità peggiore rispetto al caso di pala rigida. E' da sottolineare che la potenza è stata calcolata per due valori di vento in condizioni di scia parziale, un'analisi più accurata comporta una valutazione della potenza prodotta lungo tutta la vita operativa della macchina, anche in condizioni di modello isolato. Il modello in scia ha un vento incidente di bassa energia, dato che la percentuale più alta di energia del vento asintotico è legata al modello davanti. Con un'analisi più completa (più venti provati e anche condizioni non in scia), si potrebbe ribaltare la tesi secondo cui il BTC e l'IPC peggiorino la produzione di potenza e la *power quality*.

## 6.7 Validazione numerica in Cp - LAMBDA

Un altro degli obiettivi di questo lavoro è la validazione degli esperimenti in galleria del vento in un ambiente numerico. Il software utilizzato è Cp-LAMBDA, il suo funzionamento è spiegato nel capitolo 4. La validazione consiste nel replicare al meglio le condizioni reali durante le simulazioni. Come spiegato precedentemente, il vento è stato ricavato dalle misure in galleria e processato in modo adeguato nel rispetto dei parametri di scalatura. La configurazione con cui si è deciso di validare il codice numerico è:

**Modello aeroelastico con pale BTC** . In Cp-LAMBDA esiste un modello multicorpo dell'aerogeneratore con pale BTC identificate. La traiettoria di regolazione è la stessa utilizzata dal modello sperimentale, così facendo i valori del passo e della coppia dovrebbero risultare molto simili. La struttura del controllo usato (PID) nelle prove sperimentali è stato copiato nei file del controllo per il codice numerico, in modo tale da avere meno differenze possibili con la realtà

**Regione II** . Si è scelto di validare il codice multicorpo in regione II, un lavoro futuro potrebbe essere una validazione del codice in regione III con controllo IPC attivo.

**Controllo IPC spento** . In regione II il controllo IPC non lavora in modo significativo (essendo il passo fissato al valore di ottimo), motivo per cui nelle simulazioni in regione II si è trascurato

**Modello in scia parziale 0.60 D** . Il vento, per simulare una scia parziale, è stato ottenuto con un modello di Larsen spiegato nel capitolo 2 e ad inizio capitolo 6.

In figura sono mostrati i carichi a fatica DEL sperimentali e numerici. Le barre indicano i valori dei carichi sperimentali, mentre gli stem indicano i valori dei carichi numerici.

## 6.7. VALIDAZIONE NUMERICA IN CP - LAMBDA

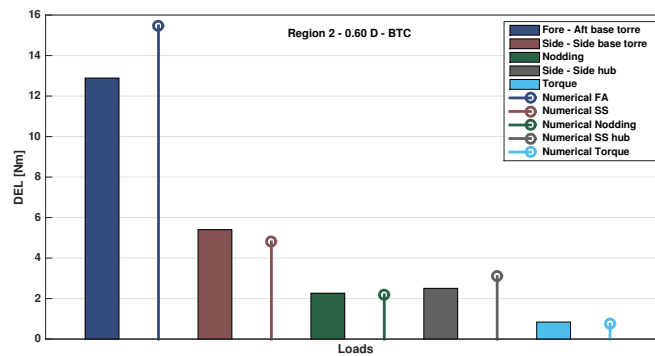


Figura 6.39: Validazione carichi a fatica DEL in 0.60 D

Si ottiene una buona validazione, la differenza tra i DEL numerici e i DEL sperimentali è sotto il 5% per tutti i carichi eccetto il momento di *Fore - Aft*.

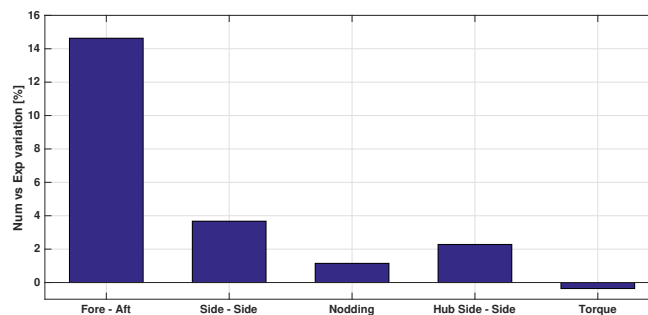


Figura 6.40: Variazione percentuale dei carichi a fatica - *Numerico - Sperimentale*

La potenza invece, presenta una variazione del 10% rispetto allo sperimentale.

	Sperimentale	Numerica	Variazione
POTENZA [W]	≈ 53	≈ 48	≈ 10%

Tabella 6.6: Validazione potenza

Oltre ad un confronto tra i carichi a fatica numerici - sperimentali è interessante verificare i confronti dei carichi medi per una visione più chiara sull'esattezza del codice Cp - LAMBDA. In Fig. 6.41 è rappresentato il carico medio *Side - Side* in varie posizioni: dalla condizione di modello isolato (no wake) alle condizioni di scia parziale. L'aerogeneratore in questo caso è solo aeroelastico, i confronti sono stati fatti con e senza un controllo IPC. Il plot in basso (barre blu e verdi)

indica la variazione percentuale tra i risultati numerici del condice multicorpo e i valori sperimentali.

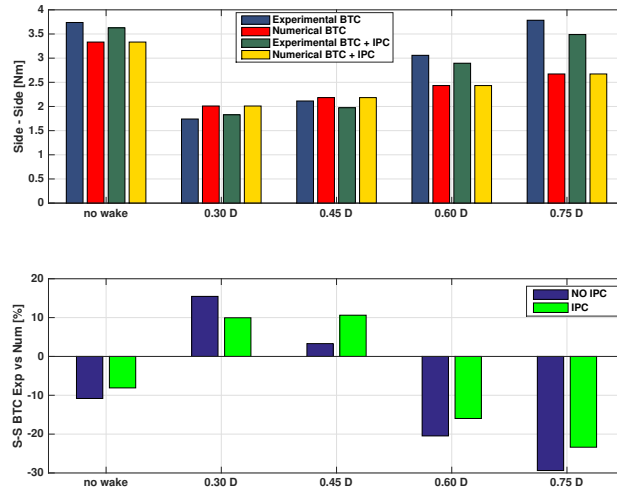


Figura 6.41: Carico medio *Side - Side* - *Numerico - Sperimentale*

In Fig.6.42 è mostrato il *Nodding* medio in varie posizioni del modello in scia con controllo IPC o senza. I risultati sono molto buoni in alcune posizioni ( 0.60 - D 0.75 D), meno bene in altre.

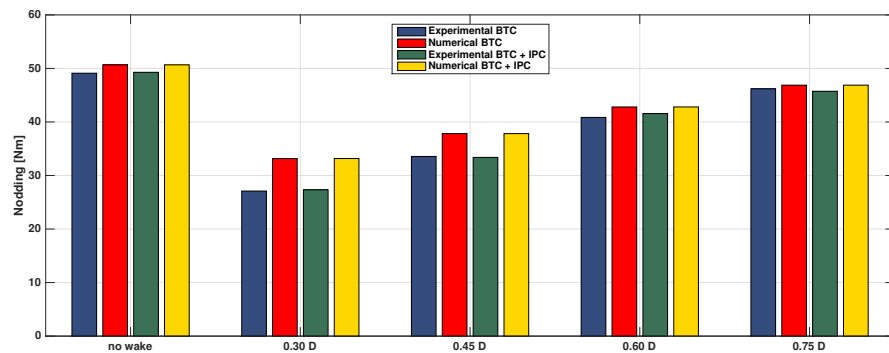


Figura 6.42: Variazione percentuale carico - *Numerico - Sperimentale*

La validazione numerica sul *Nodding* è abbastanza accettabile, tranne quando il modello si trova in una posizione di scia parziale 0.30 D. In questo caso bisognerebbe indagare come mai c'è così tanta differenza tra il numerico e lo

sperimentale (è probabile che il vento in input non rispecchi il vento di galleria come distribuzione e intensità di turbolenza). Negli altri casi la variazione si aggira sotto il 5%. Fig. 6.43

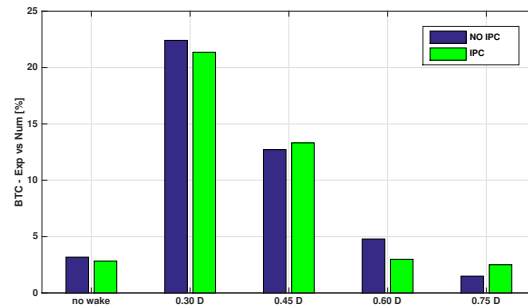


Figura 6.43: Variazione percentuale dei carichi a fatica - *Numerico - Sperimentale*

### 6.7.1 Validazione curve di potenza

In questo paragrafo si valida un'altra importante caratteristica degli aerogeneratori: le curve  $C_p$  - TSR. La validazione numerica di queste curve è stata eseguita per il modello aeroelastico e per il modello rigido. I dati sperimentali sono stati ricavati in tempi precedenti a questo lavoro di tesi. Il compito in questo lavoro è stato di simulare le *performance* aerodinamiche con il codice  $C_p$  - LAMBDA a partire dalle stesse coppie  $\Omega$  - velocità del vento del caso sperimentale.

In Fig. 6.44 si mostrano le curve di potenza - TSR al variare del passo pala (da  $\beta = -5^\circ$  a  $\beta = 7^\circ$ ) per il modello aeroelastico calcolato a partire dalle coppie sperimentali velocità del vento -  $\Omega$ .

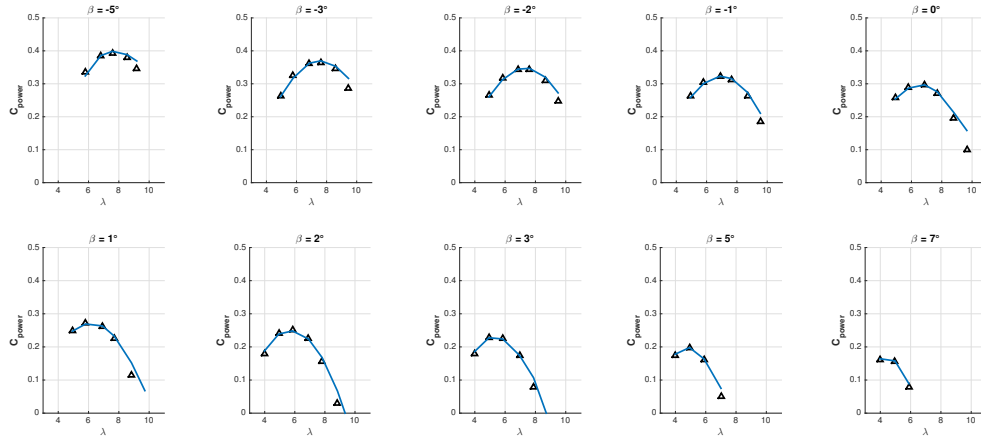
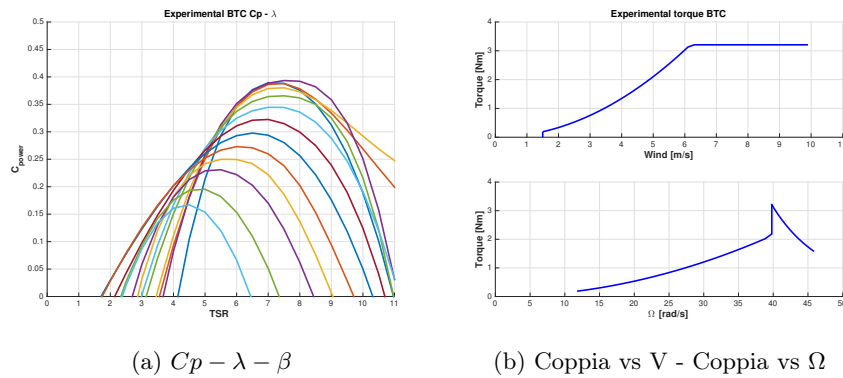


Figura 6.44: Curve  $C_p - \lambda$  al variare del passo  $\beta$  per pala BTC



(a)  $C_p - \lambda - \beta$

(b) Coppia vs V - Coppia vs  $\Omega$

Figura 6.45

Le *performance* aerodinamiche sperimentali trovano ottima corrispondenza con le *performance* calcolata da  $C_p - \text{LAMBDA}$ . Questo significa che le simulazioni dinamiche partono da ottime condizioni di riferimento, in ottica validazione numerica-sperimentale per pala aeroelastica BTC. In Fig. 6.45a è mostrato il classico diagramma  $C_p - \lambda - \beta$  numerico sulla base dei dati sperimentali. In Fig.6.45b, la traiettoria di regolazione mostra l'andamento Coppia - velocità del vento e coppia - velocità angolare  $\Omega$  per il modello aerolastico basato sui dati sperimentali ottenuti precedentemente.

Anche per il modello rigido  $C_p - \text{LAMBDA}$  riproduce curve di potenza molto vicine ai dati sperimentali. Questo lo si può notare in figura 6.46

## 6.7. VALIDAZIONE NUMERICA IN CP - LAMBDA

---

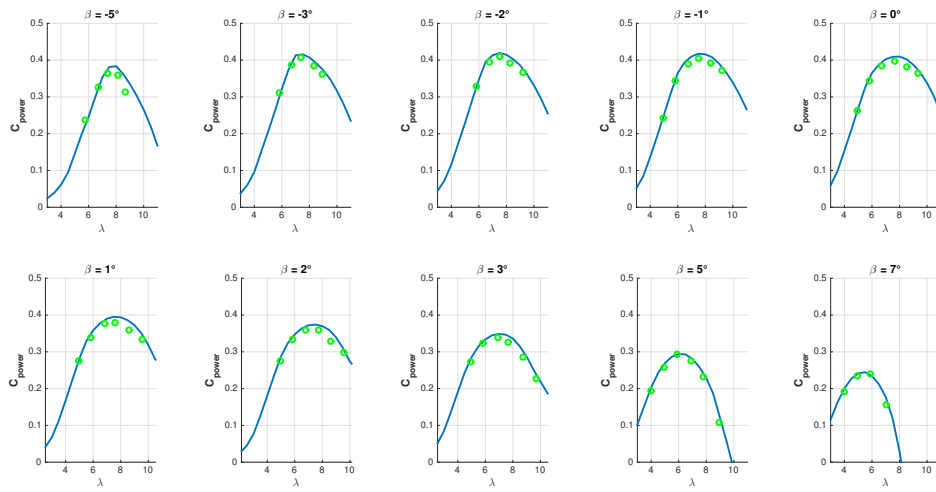


Figura 6.46: Curve  $C_p - \lambda$  al variare del passo  $\beta$  per pala rigida

## Capitolo 7

# Conclusioni

Alla luce dei risultati ottenuti, il sistema passivo per la riduzione dei carichi BTC riesce ed essere complessivamente efficace. L'analisi dei DEL mostra una netta riduzione dei carichi a fatica per la pala aeroelastica con BTC rispetto la pala rigida. Ciò accade soprattutto in regione III. L'aggiunta del sistema IPC aiuta ancor di più la riduzione del carico, ciò lo si è visto nell'analisi spettrale e nell'analisi dei valori di picco delle armoniche più importanti alla frequenza 1P. La taratura dei guadagni dell'IPC ha mostrato, con un'analisi sui picchi in frequenza, che esiste una coppia di guadagni Kp-KI migliore di quella usata durante le prove in galleria.

Lo svantaggio dei modelli con pale BTC è la minor produzione di potenza, legata ad un peggioramento della *power quality*, rispetto al caso con pala rigida. I carichi medi essendo più bassi, comportano una minore efficienza nella produzione di potenza. Pensando alla spinta all'hub, essendo più bassa l'estrazione di potenza dal vento è minore.

Il vantaggio dei modelli con pale aeroelastiche BTC è di avere un'usura più bassa degli attuatori di passo, ciò è stato verificato con l'indicatore ADC. Questo significa che l'implementazione di un controllo IPC per la riduzione del carico sulla pala in regione III è consigliabile in presenza di pala aeroelastica BTC, la quale, per sua natura aiuta anch'essa la riduzione del carico. Ecco spiegato come l'ADC, leggesi stress degli attuatori, è più basso nel caso di BTC + IPC rispetto al modello con pale rigide con IPC attivo.

Tuttavia, l'inconveniente per la pala aeroelastica è, come detto precedentemente, una produzione di potenza minore quindi bisogna trovare un giusto compromesso tra quanto si vuole ridurre il carico (BTC o BTC + IPC, avendo un'usura più



---

bassa degli attuatori) e la potenza che si vuole produrre (sia qualitativamente che quantitativamente).

## Acronimi

<b>TSR</b>	Tip Speed Ratio
<b>BTC</b>	Bend Twist Coupling
<b>AOA</b>	Angle Of Attack
<b>MW</b>	Mega Watt
<b>AEP</b>	Annual Energy Production
<b>GVPM</b>	Galleria del Vento Politecnico di Milano
<b>ABL</b>	Atmospheric Boundary Layer
<b>TI</b>	Turbulence Intensity
<b>CTA</b>	Constant Temperature Anemometers
<b>OHR</b>	Over-Heat Ratio
<b>FBG</b>	Fibre Bragg Grating
<b>HAWT</b>	Horizontal Axis Wind Turbine
<b>IPC</b>	Individual Pitch Control
<b>ADC</b>	Actuator Duty Cicle
<b>PI</b>	Proportional Integrative
<b>DEL</b>	Damage Equivalent Load
<b>DLC</b>	Design Load Cases
<b>PID</b>	Proportional Integral Derivative

## *ACRONIMI*

---

<b>LQR</b>	Linear Quadratic Regulator
<b>MIMO</b>	Multiple Input Multiple Output
<b>HHC</b>	Higher Harmonic Control
<b>FSF</b>	Full State Feedback
<b>OF</b>	Output Feedback
<b>PSD</b>	Power Spectral Density
<b>PS</b>	Pressure Side
<b>SS</b>	Suction Side
<b>GFRP</b>	Glass-Fiber Reinforced Plastic
<b>CFRP</b>	Carbon-Fiber Reinforced Plastic
<b>PVC</b>	PolyVinyl Chloride
<b>PVI</b>	PolyVinyl IsoButyl Ether
<b>POLIMI</b>	Politecnico di Milano

## Nomenclatura

$\lambda$	Tip Speed Ratio
$C_T$	Coefficiente di spinta (thrust)
$\rho$	Densità aria
$\mu$	Viscosità dinamica aria
$\Omega$	Velocità angolare del rotore
$A$	Area del rotore
$R$	Raggio del rotore
$D$	Diametro del rotore
$D_{\text{eff}}$	Diametro effettivo (Larsen)
$L$	Lunghezza della pala
$H$	Altezza Hub
$P_n$	Potenza nominale
$I_a$	Intensità di turbolenza ambientale
$U_\infty$	Modulo della velocità asintotica
$g$	Accelerazione di gravità
$a$	Velocità del suono
$Cl_{,\alpha}$	Pendenza della curva di portanza
$I$	Inerzia a flappeggio della pala
$Re$	Numero di Reynolds
$Ma$	Numero di Mach
$Fr$	Numero di Froude
$Lo$	Numero di Lock
$t$	istante di tempo generico
$(\cdot)_M$	Quantità riferita al modello scalato
$(\cdot)_P$	Quantità riferita al modello <i>full scale</i>
$R_w$	Raggio del rotore in scia (Larsen)
$\Delta U$	Deficit di velocità assiale



## Bibliografia

- [1] Brøndsted, P., Lilholt, H. and Lystrup, "Composite materials for wind power turbine blades", *Annual Review of Materials Research*, 2005, pp. 505-538.
- [2] G.Sala, L. Di Landro, A. Airoidi, P. Bettini, "Materiali compositi: Legge costitutiva ortotropica", *Tecnologie e Materiali Aerospaziali*, Cap. 32.
- [3] G.Sala, L. Di Landro, A. Airoidi, P. Bettini, "Materiali compositi: Rigidezza e resistenza dei laminati", *Tecnologie e Materiali Aerospaziali*, Cap. 33.
- [4] Lobitz, D. W., Veers, P. S. and Migliore, P. G., "Enhanced performance of HAWTs using adaptive blades", in *Proceedings of the Wind Energy 96, ASME Wind Energy Symposium*, Jan. 29 - Feb. 2, 1996, Houston.
- [5] Lobitz, D. W., "Aeroelastic stability predictions for a MW-sized blade", *Wind Energy*, 2004, 7(3):211-224.
- [6] Kosmatka, J. B., "General behavior and shear center location of prismatic anisotropic beams via power series", *International Journal of Solids and Structures*, 1994, 31(3):417-439.
- [7] Hodges, D. H., "Nonlinear Composite Beam Theory", *American Institute of Aeronautics and Astronautics*, 2006.
- [8] C.L. Bottasso, F. Campagnolo, A. Croce, C. Tibaldi, "Optimization-Based Study of Bend-Twist Coupled Rotor Blades for Passive and Integrated Passive/Active Load Alleviation", *Scientific Report DIA-SR 11-02*, 5 December 2011
- [9] Lobitz, D. W. and Laino, D. J., "Load Mitigation with Twist-Coupled HAWAT Blades" Proc. '99 *ASME Wind Energy Symposium*, Reno, Jan. 11-14, 1999.

- [10] Lobitz, D., Veers, P., and Laino, D., "Performances of Twist-Coupled Blades on Variable Speed Rotors," AIAA 2000-0062, *ASME Wind Energy Symposium*, Reno, January, 2000.
- [11] Ong, C. and Tsai, S., "Design, Manufacture and Testing of a Bend-Twist D-spar," *Stanford University*, SAND 99-1324, 1999.
- [12] Griffin, D. A., "Evaluation of Design Concepts for Adaptive Wind Turbine Blades," *Sandia Report*, August 2002.
- [13] De Goeij, W., van Tooren, M., and Beukers, A., "Implementation of Bending-Torsion Coupling in the Design of a Wind- turbine Rotor-Blade," *Applied Energy*, 1999.
- [14] Berry, D., "Design of 9-Meters Carbon-Fiberglass Prototype Blades: CX-100 and TX-100," SAND2007-0201 *Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM* , September 2007.
- [15] Ashwill, T. D., "Passive Load Control for Large Wind Turbines," *AIAA*, April 2010.
- [16] Zayas, J. R., Jones, P. L., and Holman, A., "CX-100 and TX-100 Blade Field Tests," *Sandia Report*, SAND 2005-7454, DEcember 2005.
- [17] Berry, D., "TX-100 Manufacturing Final Project Report," *Sandia Report*, SAND 2007-6066, November 2007.
- [18] Capellaro, M. and Kuhn, M., "Boundaries of Bend Twist Coupling," *The Science of Making Torque from Wind*, June 2010.
- [19] Anonymous. "The Wind Tunnel of Politecnico di Milano". URL <http://www.windtunnel.polimi.it>.
- [20] C.L.Bottasso, F. Campagnolo, V. Petrović., "Wind tunnel testing of scale wind turbine models: Beyond aerodynamics", *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 127, 11-28, 2014.
- [21] Vermeer, L.J., Sorensen, J.N., Crespo, A. "Wind turbine wake aerodynamics" *Progress in Aerospace Sciences*,pp. 467-510, 2003.
- [22] Adaramola, M.S., Krogstad, P-A."Experimental Investigation of Wake Effects on Wind Turbine Performance", *Renewable Energy*, 2011.

- [23] Manwell, J.F., McGowan, J., Rogers, T. "Wind Energy Explained: Theory, Design and Application" *The Atrium, Southern Gate, Chichester, West Sussex, England John Wiley Sons Ltd*, 2002.
- [24] Gomez-Elvira, R. et al. "Anisotropy of turbulence in wind turbine wakes" *Journal of Wind Eng. and Ind. Aerodynamics, Elsevier Ltd.*, No. 93, pp. 797814, 2005.
- [25] J.W.M. Dekker and J.T.G. Pierik, "European Wind turbine standards II"
- [26] Bossanyi, E., "Individual blade pitch control for load reduction" *Wind Energy*, 6:119–128,a 2003.
- [27] Bossanyi, E. "Further load reduction with Individual pitch control" *Wind Energy*, 8:481–485. 2005.
- [28] van Engelen, T. and E. Van der Hooft, "Individual pitch control inventory", Report ECN-C-03- 138, ECN. 2003.
- [29] C.L. Bottasso, A. Croce, "Cp-Lambda: User's Manual", *Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale, Politecnico di Milano*, 2006-2011.
- [30] Matlab<sup>®</sup>, *The Math Works Inc.*, 3 Apple Hill Drive, Natick, MA 01760-2098, USA.
- [31] TurbSim<sup>®</sup>"User's Guide" Version 1.06.00, *NREL*, September 2012.



*BIBLIOGRAFIA*

---

## Ringraziamenti

Vorrei iniziare i ringraziamenti rivolgendomi al professor Croce, al quale va il mio attestato di stima, per avermi dato la possibilità di svolgere questo entusiasmante e soddisfacente lavoro di tesi.

Vorrei rivolgere un caloroso grazie a Pierluigi Montinari, il quale mi ha sempre sostenuto in questo lavoro di tesi, aiutandomi a raggiungere questi risultati.

Ringrazio la mia famiglia che mi ha sempre supportato anche nei momenti più difficili.

Infine, ma non per ultimi, ringrazio tutti coloro che sono venuti qui ad assistere alla mia laurea.