

POLITECNICO DI MILANO

Facoltà di Ingegneria dell'Informazione

Corso di Laurea Specialistica

in Ingegneria dell'Automazione



Allestimento, modellistica e controllo per un'imbarcazione a vela autonoma

Relatore: Prof. Sergio M. SAVARESI

Correlatori: Ing. Ivo BONIOLO

Ing. Stefano CORBETTA

Tesi di Laurea di:

Dario FRESTA Matricola n. 739740

Anno Accademico 2010-2011

Indice

Capitolo 1: Introduzione	- 1 -
1.1 Obiettivi della tesi.....	- 2 -
1.2 Struttura della tesi	- 3 -
1.3 Principali contributi innovativi.....	- 6 -
Capitolo 2: Stato dell'arte	- 9 -
Capitolo 3: Allestimento dell'imbarcazione	- 17 -
3.1 Il modello in scala di Azzurra.....	- 18 -
3.2 Layout e connessioni	- 19 -
3.2.1 Layout di attuazione	- 20 -
3.2.2 Layout dei sensori.....	- 21 -
3.2.3 Layout elettronico.....	- 23 -
3.2.4 L'alimentazione	- 26 -
3.3 Gli attuatori.....	- 29 -
3.3.1 Il servocomando.....	- 31 -
3.3.2 Il verricello.....	- 32 -

3.4 I sensori	- 33 -
3.4.1 I GPS	- 34 -
3.4.2 La IMU	- 37 -
3.4.3 Il sensore di vento.....	- 39 -
3.5 Le ECU Microchip	- 44 -
3.6 La comunicazione Bluetooth.....	- 45 -
3.7 Interfaccia di comando	- 48 -
3.7.1 Le funzioni di comando.....	- 50 -
3.7.2 L'interfaccia HID	- 51 -
3.7.3 Le funzioni di visualizzazione e log.....	- 52 -
Capitolo 4: Modellistica	- 55 -
4.1 Il sistema.....	- 56 -
4.2 Il modello fisico.....	- 57 -
4.2.1 Il mondo dell'aria	- 60 -
4.2.2 Il mondo dell'acqua.....	- 65 -
4.2.3 Le equazioni del modello fisico.....	- 74 -
4.2.4 Problemi d'implementazione.....	- 79 -
4.3 Il modello semplificato	- 80 -
4.3.1 Stato dell'arte della modellistica	- 80 -
4.3.2 Un nuovo modello semplificato	- 85 -
4.4 Modello della strumentazione	- 88 -
4.4.1 Modello delle misure	- 88 -

4.4.2 Dinamica dei sensori.....	- 91 -
Capitolo 5: Identificazione e validazione.....	- 93 -
5.1 Prove per l'identificazione.....	- 94 -
5.2 Analisi preliminare dei dati sperimentali.....	- 95 -
5.2.1 I GPS.....	- 95 -
5.2.2 La IMU	- 98 -
5.2.3 Il sensore di vento.....	- 98 -
5.3 Stima di assetto.....	- 101 -
5.4 Identificazione del modello di letteratura.....	- 103 -
5.5 Identificazione del nuovo modello semplificato.....	- 106 -
5.5.1 La dinamica di avanzamento	- 106 -
5.5.2 La dinamica d'imbardata	- 120 -
5.5.3 La dinamica di rollio.....	- 128 -
5.6 Comparazione tra i due modelli.....	- 132 -
Capitolo 6: Controllo.....	- 135 -
6.1 Schema generale di controllo.....	- 136 -
6.2 Regolatore di rotta	- 136 -
6.2.1 Suddivisione del percorso in tratte	- 139 -
6.2.2 Definizione della rotta all'interno di una tratta.....	- 141 -
6.2.3 Raccordo tra ogni tratta	- 149 -
6.3 Regolatore d'imbardata	- 150 -

Indice

6.4 Regolatore delle vele	- 153 -
6.5 Risultati di simulazione	- 156 -
Capitolo 7: Test sperimentali	- 163 -
7.1 Implementazione dei regolatori	- 164 -
7.2 Risultati sperimentali	- 166 -
7.2.1 Il regolatore d'imbardata	- 167 -
7.2.2 Il regolatore delle vele	- 169 -
Capitolo 8: Conclusioni e sviluppi futuri.....	- 171 -
Bibliografia	- 175-

Capitolo 1

Introduzione

Essenza dell'uomo è la sua capacità di auto-determinarsi, trasformando la natura che lo circonda per produrre un sostanziale miglioramento delle dinamiche di vita del singolo e della comunità. La tecnica, *ars suprema* che concretizza massimamente questa peculiarità dello *Homo Sapiens Sapiens*, ha trovato applicazione nei più svariati ambiti, tra i quali quello dei mezzi di trasporto, primissimo fondamento per la trasmissione dell'informazione, linfa vitale della società.

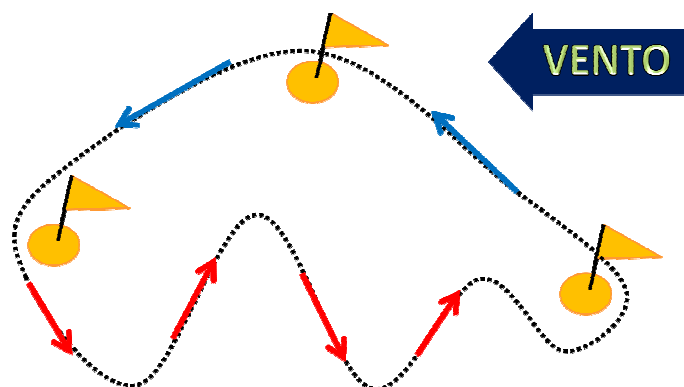
L'evoluzione dei mezzi di trasporto è andata di pari passo con l'evoluzione della tecnologia, entrata in modo quasi prepotente nella mobilità, per produrre innovazione adatta al rinnovamento del mercato.

Frontiera piuttosto recente dello sviluppo tecnologico, è il campo dell'automazione. Quest'ultimo ha prodotto ottimi strumenti di ausilio per il trasporto aereo e su rotaia, fornendo dei sistemi di autopilota, oltre agli innumerevoli sistemi di controllo e di assistenza che garantiscono sicurezza

a aiutano la gestione del traffico. Per il restante campo del trasporto, su ruote e acqua, il contributo dell'automatica è concentrato a fornire un ausilio alla guida e un controllo delle dinamiche del veicolo finalizzato a renderlo il più sicuro e stabile possibile. Tuttavia non sono mai stati progettati sistemi di autopilota completi, soprattutto a causa delle problematiche di sicurezza che un loro uso comporterebbe. Negli ultimi anni tuttavia, si sta finalmente assistendo allo sviluppo di nuovi sistemi di controllo integrali. Il presente lavoro si muove in questa direzione limitatamente al trasporto su barca a vela.

1.1 Obiettivi della tesi

Il presente lavoro di tesi ha come obiettivo principale quello di realizzare un sistema di controllo capace di rendere una barca a vela completamente autonoma, ossia capace di effettuare un percorso a tappe senza alcun ausilio esterno. Per semplicità si può pensare a un percorso delimitato da boe, come i tracciati delle regate.



1.1 Percorso delimitato da boe con in evidenza una possibile rotta

Il raggiungimento della completa autonomia di una barca a vela necessita la risoluzione di tre distinti sottoproblemi: la scelta della rotta ottimale in

funzione del vento, il mantenimento di tale rotta e infine il raggiungimento delle prestazioni in termini di velocità. La soluzione a questi tre problemi trova realizzazione in tre separati regolatori. Se si pensa alle regate di Coppa America, ciascuno membro dell'equipaggio ha un ben preciso ruolo e, con particolare riferimento agli obiettivi sopracitati, esiste una figura separata per ciascuno di essi: il tattico per la scelta del percorso ottimale, il timoniere dedicato alla regolazione del timone, al fine di seguire al meglio la rotta stabilita dal tattico; infine esistono più figure dedicate alle regolazioni delle vele e che hanno l'obiettivo di ottenere le migliori prestazioni in termini di velocità. Nella bravura e nel sincronismo dell'equipaggio sta la formula vincente per disputare un'ottima gara. Così come i membri dell'equipaggio, anche le singole parti del controllo lavorano separatamente, ciascuno con un ben preciso obiettivo, ma con l'intento comune di raggiungere la meta nel minor tempo possibile.

1.2 Struttura della tesi

La progettazione e realizzazione di un sistema di controllo per una barca autonoma passa dapprima per lo studio della fisica che governa il comportamento di un'imbarcazione, finalizzato alla scrittura di un modello matematico utile alla realizzazione di un simulatore e alla progettazione dei controllori. Segue la realizzazione di un apparato sperimentale composto da un modello di barca a vela opportunamente sensorizzato e attuato e da una centralina dedicata all'acquisizione dei dati e su cui implementare il controllo. I dati raccolti grazie a tale apparato vengono utilizzati per l'identificazione dei parametri del modello matematico. Si passa poi per la progettazione e la validazione in simulazione di un sistema di controllo composto da tre blocchi separati, ciascuno dedicato alla risoluzione di uno dei tre sottoproblemi di controllo sopracitati. Infine si giunge all'implementazione di tali controllori nel sistema reale.

Di seguito viene riportata in dettaglio la ripartizione dei vari argomenti nei capitoli della presente trattazione:

- **CAPITOLO 2: Stato dell'arte**

In questo capitolo sono presentate alcune fra le soluzioni di controllo presenti in letteratura, che affrontano in particolar modo la risoluzione del sottoproblema di mantenimento della rotta e del raggiungimento delle prestazioni in termini di velocità. Si tratta di schemi di controllo basati su tecniche di controllo lineare, non lineare e logiche fuzzy.

- **CAPITOLO 3: Allestimento**

In questo capitolo viene fornita una descrizione completa dell'intero apparato sperimentale. Tale apparato è composto da un modello in scala di barca a vela sul quale sono stati montati due sensori GPS, una piattaforma inerziale e un sensore di vento. Le parti mobili del modello, quali il timone e le vele, sono state dotate di attuatori capaci di governarne i movimenti. A completamento di tale apparato vi sono i moduli di comunicazione Bluetooth utilizzati per lo scambio di informazioni tra la barca e il PC e un'interfaccia utente dotata di funzionalità di comando, visualizzazione e log dei dati.

- **CAPITOLO 4: Modellistica**

Questa sezione è dedicata allo studio del sistema barca a vela di cui viene ricavato dapprima un modello fisico, complesso e di difficile implementazione e identificazione. Successivamente sulla base di tale modello ne viene costruito uno semplificato che si propone di colmare le lacune del modello semplificato ampiamente utilizzato in letteratura.

Infine, a chiusura di tale capitolo, viene fatta una modellistica delle misure e della strumentazione di cui è dotato l'apparato sperimentale.

- **CAPITOLO 5: Identificazione**

In seguito a test sperimentali è stata effettuata un'analisi preliminare dei dati raccolti a cui segue la fase di identificazione della dinamica dei sensori e dei parametri del modello semplificato. Qui, per ciascuna dinamica presa in considerazione nel modello semplificato, vengono ipotizzati diversi modelli tra i quali viene scelto quello che più si avvicina ai dati reali. Al fine di poter confrontare il modello proposto in questa trattazione con quello di letteratura viene eseguita anche l'identificazione dei parametri di tale modello. Infine, in chiusura di capitolo, da un confronto tra i due modelli, si evidenziano i pregi e i contributi innovativi del modello proposto in questo lavoro di tesi.

- **CAPITOLO 6: Controllo**

Qui viene affrontato il problema della progettazione di un sistema di controllo completo per una barca autonoma. I tre sottoproblemi di controllo vengono affrontati separatamente. Si giunge alla formulazione di una logica in anello chiuso per la definizione della rotta ottima necessaria a compiere un percorso definito da un insieme di passaggi obbligati. Per il problema relativo al mantenimento della rotta viene proposto un semplice controllo proporzionale che passa dapprima per una linearizzazione dell'ingresso del sistema. Tale regolatore integra inoltre la compensazione dei disturbi dovuti allo sbandamento. Segue, quindi, la progettazione di un sistema di controllo in anello aperto per la regolazione delle vele al fine di ottenere le prestazioni ottime in termini di velocità. Infine, vengono proposti i risultati di simulazione di tali controllori, ottenuti grazie a un simulatore completo,

costruito a partire dal modello semplificato ricavato nel Capitolo 5 e che integra la dinamica dei sensori e degli attuatori.

- **CAPITOLO 7: Test sperimentali**

Questo capitolo tratta inizialmente l'implementazione, sull'unità di calcolo di cui è dotato l'apparato sperimentale, del controllo progettato e testato in simulazione nel Capitolo 6. Seguono, quindi, alcuni risultati sperimentali dei primi test effettuati sul campo. In particolar modo sono riportati i risultati relativi al controllo d'imbardata e al controllo delle vele.

- **CAPITOLO 8: Conclusioni e sviluppi futuri**

Nell'ultimo capitolo vengono tratte le conclusioni sul lavoro svolto, che, grazie alla ricca modellistica sviluppata e alla completezza del controllo realizzato può essere sicuramente un punto di partenza per nuovi studi riguardanti lo sviluppo di sistemi di controllo completi per barche a vela, sempre più performanti e robusti.

1.3 Principali contributi innovativi

Tale progetto di tesi ha portato alla scrittura di un modello semplificato della barca a vela adatto a descrivere le sue dinamiche più rilevanti e alla realizzazione di un sistema di controllo capace di rendere una barca completamente autonoma.

Nel dettaglio i maggiori contributi innovativi di tale lavoro, per quanto riguarda la formulazione di un nuovo modello rispetto a quello di letteratura, sono di seguito elencati:

- Presenta una migliore descrizione della dinamica di avanzamento, grazie all'uso di un modello non lineare degli attriti;

- Introduce la dinamica di rollio, fondamentale non trascurabile per imbarcazioni a dislocamento leggero, per le quali influenza fortemente le altre dinamiche;
- Considera un modello più complesso per le forze generate sulle vele.

Per quanto riguarda il controllo, i maggiori contributi apportati da questo lavoro sono i seguenti:

- È completo, ossia comprende un regolatore dedicato alla determinazione della rotta ottima, rendendo così autonoma a tutti gli effetti una barca a vela.
- È in grado, con un semplice regolatore proporzionale, di mantenere la rotta, grazie alla linearizzazione della dinamica d'imbarcata e alla compensazione del rollio.

Capitolo 2

Stato dell'arte

Governare una barca a vela in mezzo al mare e guidarla verso un preciso obiettivo non è un'operazione banale. Un buon velista deve saper trovare la rotta giusta che gli permetta di sfruttare al meglio il vento, per poi regolare di conseguenza le vele in modo da ottenere le migliori performance e il timone per mantenere la suddetta rotta. Si tratta di operazioni che richiedono parecchia esperienza e abilità. L'evoluzione della tecnologia ha permesso di fornire sempre più aiuti allo skipper, a partire da una strumentazione sempre più ricca e precisa, fino ad arrivare ai sistemi di autopilota. Gli strumenti di bordo permettono di conoscere in tempo reale i dati di navigazione di maggior interesse utili per prendere decisioni riguardo alle manovre da effettuare per raggiungere la propria destinazione. I sistemi di autopilota, invece, allo stato attuale sono in grado di mantenere la rotta impostata dall'utente o mantenere un angolo al vento desiderato, mediante la regolazione automatica del timone. In questo modo lo skipper è esente dal

dover governare il timone e si deve limitare a decidere la rotta da seguire in base alle condizioni di vento oltre che a regolare la vela per raggiungere le migliori prestazioni.

In commercio sono disponibili diversi sistemi di autopilota dotati di attuatori pneumatici e di una centralina che a partire dalle misure fornite dai sensori, la bussola per l'heading e sensore di vento per la direzione del vento, comanda l'attuatore per mantenere l'heading o l'angolo al vento al valore impostato dall'utente. Sistemi di questo tipo sono per esempio il *Tillerpilot* della Simarad o lo *Smartpilot* della Raymarine (Figura 2.1). Esistono in aggiunta software di ausilio alla navigazione che forniscono all'utente suggerimenti sulla rotta migliore da seguire. Non sono presenti, invece, sistemi completi, capaci di governare in modo completamente autonomo un'imbarcazione, dalla scelta della rotta, alla regolazione del timone fino alla regolazione delle vele.



Figura 2.1 Sistema di autopilota Smartpilot della Raymarine

In letteratura il controllo completo di una barca autonoma è un problema che fin'ora non è stato ampiamente approfondito. Esistono diversi studi sulla realizzazione di sistemi di controllo dell'heading, basati su tecniche Fuzzy [2], [3] o semplici controllori PI [1]; in altri lavori viene anche affrontato il problema della regolazione delle vele al fine di raggiungere delle buone performance, sempre con logiche Fuzzy, o grazie a tecniche di controllo non lineare [4]. Infine, il problema della scelta della rotta ottima non è quasi mai affrontato. Di seguito vengono brevemente illustrati alcuni fra gli schemi di controllo presenti in letteratura.

- *Controllo fuzzy*

La tecnica di controllo maggiormente utilizzata è sicuramente quella Fuzzy. L'uso di regole d'inferenza semplici, basate sull'esperienza e le tecniche di navigazione degli skipper, permette di controllare un'imbarcazione nonostante non se ne conosca bene il modello matematico. Un approccio fuzzy al problema, quindi, rende il controllo semplice da implementare e adatto a svariati tipi di imbarcazioni. L'approccio generalmente utilizzato per l'implementazione di tali logiche per il controllo di una barca a vela è quello di separare i due problemi di regolazione dell'heading e di raggiungimento della velocità massima nonostante le due dinamiche associate siano accoppiate. I due ingressi controllabili del sistema, l'angolo del timone e quello di apertura della vela, vengono utilizzati come variabili di controllo rispettivamente per il regolatore di heading e quello di velocità. Sono qui riportate due possibili soluzioni di controllo realizzate secondo questo schema.

La prima soluzione di controllo è rappresentata dallo schema a blocchi di Figura 2.2.

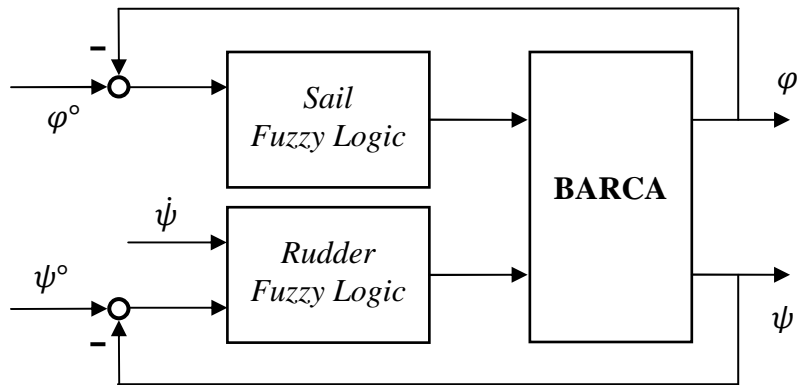


Figura 2.2 Schema fuzzy per il controllo di timone e vele

La logica di controllo del timone ha come ingressi l'errore d'inseguimento dell'heading e la velocità d'imbardata. A partire da questi due ingressi viene generata l'uscita, che è la variazione dell'angolo del timone, sulla base di regola d'inferenza della forma (2.1):

$$\text{se } (\psi^o - \psi) \in X \text{ e } \dot{\psi} \in Y \rightarrow \dot{\delta}_r \in Z \quad (2.1)$$

Dove ψ e ψ^o sono rispettivamente l'heading e il riferimento di heading, mentre X, Y, Z sono rispettivamente i possibili valori assunti dall'errore d'inseguimento, lo yawrate e la variazione di angolo del timone.

La logica di controllo delle vele, invece, si pone come obiettivo quello di mantenere lo sbandamento della barca in una regione di ottimo a seconda delle condizioni di vento. Lo sbandamento ottimo è definito a partire dalle seguenti considerazioni:

- Maggiore è la velocità del vento e maggiore sarà lo sbandamento desiderato
- Più ci si allontana dalla condizione di vento contrario e minore sarà lo sbandamento desiderato.

Formalmente è data la seguente definizione (2.2), in funzione della direzione e dell'intensità del vento apparente:

$$\varphi^{\circ} = \max\left(0, (\varphi_{max} - k|\alpha|) \frac{\min(v, v_{max})}{v_{max}}\right) \quad (2.2)$$

Dove φ_{max} è il massimo valore di sbandamento ammesso, v_{max} è la velocità che corrisponde a φ_{max} e infine k è un guadagno opportuno.

Le regole d'inferenza che legano l'ingresso "errore di sbandamento" all'uscita "variazione angolo di apertura della vela" sono della forma (2.3):

$$se \quad (\varphi^{\circ} - \varphi) \in W \quad \rightarrow \quad \delta_s \in J \quad (2.3)$$

Dove W e J sono i possibili valori assunti dall'errore d'inseguimento e dalla variazione dell'angolo del timone.

La seconda soluzione di controllo è rappresentata in Figura 2.3:

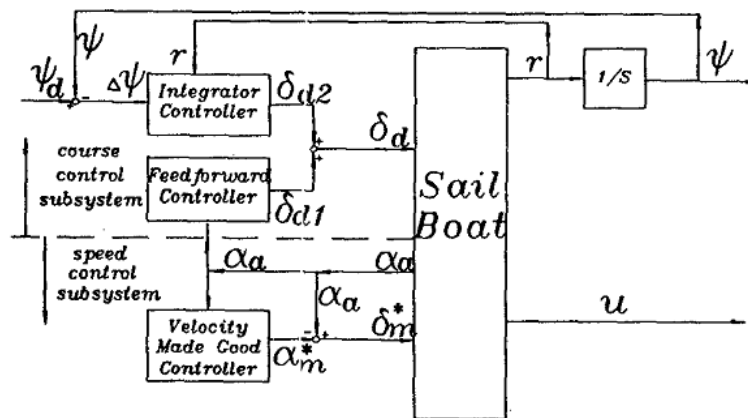


Figura 2.3 Controllo fuzzy di timone e vele, con compensazione dello sbandamento

A differenza della soluzione precedente, in questo caso, le logiche di controllo fuzzy sono costruite a partire da considerazioni fisiche sulla dinamica dell'imbarcazione a vela. Il regolatore del timone è formato da una logica fuzzy per l'inseguimento dell'heading e una per la compensazione feedforward dei disturbi sulla dinamica d'imbarcata dovuti alla forza sulla

vela. La regolazione della vela, è affidata a una logica fuzzy che ha come obiettivo la massimizzazione della velocità. Tale logica è realizzata a partire da considerazioni sulla polare della vela che permettono di determinare l'angolo di apertura della vela a partire dall'angolo del vento apparente.

- **Controllo lineare**

Tecniche di controllo lineare, quali i comuni regolatori PID, possono essere utilizzate per realizzare un regolatore d'imbardata. In letteratura, per esempio, è presente la realizzazione di un controllore PI progettato a partire da una dinamica d'imbardata semplificata. Per tale dinamica viene ipotizzato un modello del secondo ordine (2.4), con in ingresso il momento torcente generato dalla forza sul timone. Il modello per tale forza viene considerato proporzionale all'angolo della barra del timone $\delta(t)$ e alla velocità di avanzamento della barca $v_g(t)$.

$$\alpha\ddot{\omega} + \beta\dot{\omega} + \gamma\omega = k_{rv}\delta(t)v_g(t) \quad (2.4)$$

Ove α , β , γ e k_{rv} sono parametri del sistema.

Il sistema di controllo in anello chiuso è costituito da un regolatore PI che ha come ingresso l'errore d'inseguimento dell'heading e in uscita l'angolo del timone moltiplicato per la velocità. L'angolo del timone è quindi ottenuto dividendo per la velocità l'uscita del controllore PI. Lo schema a blocchi del sistema regolato è rappresentato in Figura 2.4.

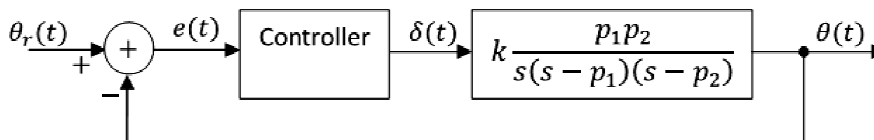


Figura 2.4 Schema di controllo PI per il controllo di heading

La funzione di trasferimento del sistema contiene un polo nell'origine in quanto si considera come uscita del sistema l'heading che è l'integrale della velocità angolare ω . Per questo motivo il regolatore PI avrà uno zero a frequenza molto bassa per poter garantire un margine di fase adeguato.

- **Controllo non lineare**

Esistono, realizzati in simulazione, sistemi di controllo non lineare che a partire da un riferimento di direzione e velocità determinano l'angolo del timone e l'apertura della vela necessari a mantenere quello stato. Dapprima l'angolo di apertura della vela è ottenuto con un algoritmo ricorsivo che consiste nel bisezionare il range iniziale per la regolazione della vela e valutare in quale delle due parti esiste una soluzione dell'equazione che descrive la polare della vela. Successivamente, mediante feedback linearization si determina l'angolo del timone che garantisce la direzione desiderata (Figura 2.5). Tale controllo è realizzato a partire dalla descrizione delle dinamiche di avanzamento e di imbardata di una barca a vela mediante un modello non lineare. Il modello utilizzato per questo scopo, tuttavia è un modello semplificato [4], [5], di conseguenza la feedback linearization progettata a partire da esso, può risultare inadeguata per un sistema reale, da cui consegue una difficile implementazione di tale tipo di controllo in un sistema a propulsione velica reale.

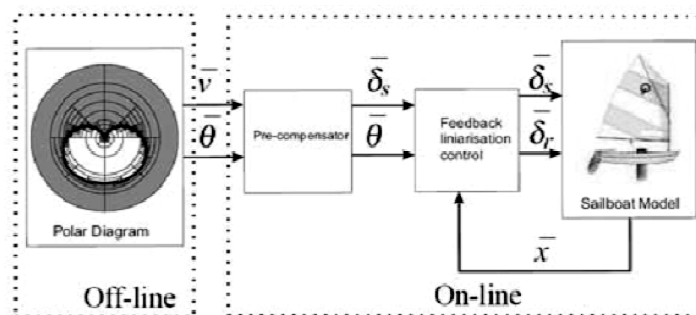


Figura 2.5 Schema di controllo non lineare con feedback linearization

Capitolo 3

Allestimento dell'imbarcazione

In questo capitolo verrà presentato l'intero apparato sperimentale che è stato realizzato ed utilizzato per questo progetto.

In primo luogo verrà descritto l'apparato nel suo insieme, il layout elettrico e quello fisico, mettendo in evidenza come avviene la comunicazione tra i vari dispositivi. Successivamente verranno descritte le singole parti che lo compongono, dagli attuatori ai sensori fino all'elettronica di condizionamento e controllo con cenni riguardo a come è stato necessario programmare le unità di controllo per gestire l'acquisizione delle misure e la comunicazione tra i vari componenti del sistema. Infine verrà descritta l'interfaccia di comunicazione e controllo che è stata implementata lato PC per poter acquisire i dati e per poter comandare la barca come avviene con i comuni modelli radiocomandati.

3.1 Il modello in scala

Per la realizzazione di questo progetto è stato scelto un modello di barca a vela in scala 1:10 (Figura 3.1) . L'imbarcazione a cui si ispira tale modello è Azzurra, protagonista della prima partecipazione italiana alla Coppa America nel lontano 1983, avventura che si concluse con un egregio terzo posto.



Figura 3.1 Foto del modello in scala di Azzurra

Il modello in scala presenta uno scafo costruito in vetroresina, lungo 1,7m e largo 32cm. L'albero, di forma tubolare e costruito in alluminio, è lungo 2,3m. La barca è attrezzata con randa e fiocco, per una superficie velica totale di 1,2m². Il peso totale del modello è pari a 18Kg di cui buona parte concentrata nella deriva.

Una barca con tali caratteristiche viene detta a dislocamento leggero, per il basso peso in rapporto alla lunghezza.

Lunghezza scafo	1,7m
Dislocamento (peso)	18Kg
Lunghezza albero	2,3m
Superficie velica	1,2m ²

Tabella 3.1

Il modello, originariamente costruito per essere radiocomandato ed utilizzato in competizioni della classe modellistica A, è dotato degli azionamenti necessari alla mobilitazione delle vele e del timone. Di tali azionamenti si parlerà nel paragrafo dedicato agli azionamenti.

3.2 Layout e connessioni

L'apparato sperimentale è costituito da una parte di attuazione, una sensoristica e una di condizionamento e controllo dei segnali che si occupa anche della comunicazione. Nel complesso sono stati utilizzati i seguenti componenti:

- ✓ Attuatore per il timone: servocomando (1x)
- ✓ Attuatore per le vele: verricello (2x)
- ✓ GPS (2x)
- ✓ IMU (1x)
- ✓ Sensore di vento (1x)
- ✓ ECU (3x)
- ✓ Modulo Bluetooth (2x)
- ✓ Batteria Li-Po (2x)

In questo paragrafo viene illustrato come i vari componenti dell'apparato sperimentale prendano posto all'interno del modello di Azzurra e come essi siano stati interfacciati tra di loro.

3.2.1 Layout di attuazione

Il compartimento di attuazione consta di due verricelli e un servocomando. Il servocomando è posto a poppa lungo l'asse dello scafo, ad una distanza di circa 20cm dal timone ed è collegato a quest'ultimo secondo lo schema di Figura 3.2.

Ad un angolo di inclinazione della barra del timone corrisponde un ugual angolo di rotazione dell'asse del servo rispetto alla sua posizione centrale. È quindi sufficiente calcolare in proporzioni la corrispondente durata dell'impulso per determinare il segnale di comando da applicare.

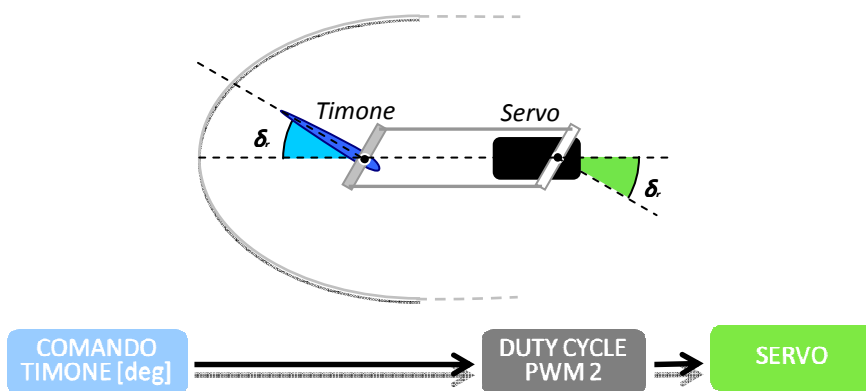


Figura 3.2 Schema di collegamento del timone

Lo schema di connessione è più complesso, invece, per l'attuazione delle vele. Nonostante la possibilità di governare separatamente l'apertura di randa e fiocco, per questo progetto si è deciso di limitare ad un solo grado di libertà la regolazione delle vele vincolando entrambe al medesimo angolo di apertura. Inoltre, in un primo momento, si è deciso di utilizzare un solo

verricello per entrambe le vele. Per tale motivo lo schema di collegamento tra il verricello e le vele è stato modificato come raffigurato nel seguente schema (Figura 3.3):

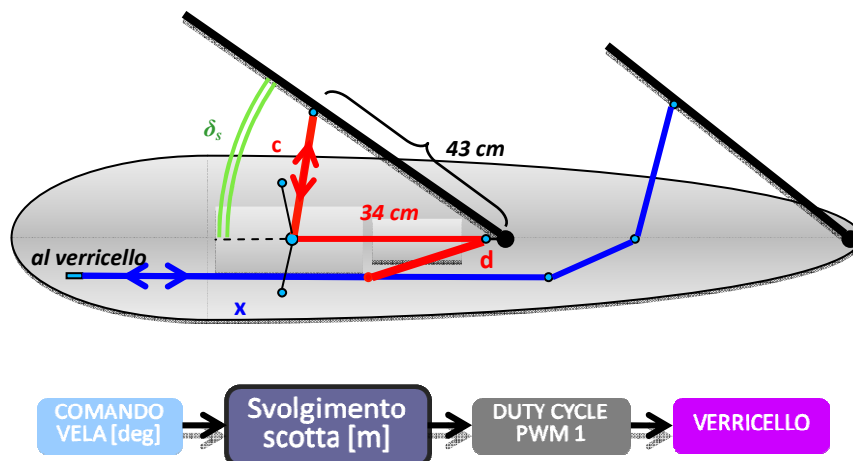


Figura 3.3 Schema di collegamento tra il verricello e le vele

Dato un angolo di apertura delle vele, mediante semplici calcoli geometrici si determina la lunghezza di scotta svolta. Nota la lunghezza massima e minima di scotta svolta e le relative durate dell'impulso di comando, con una semplice proporzione si determina la durata corrispondente all'angolo dato.

3.2.2 Layout dei sensori

La disposizione dei sensori all'interno della barca è importante, perché da essa dipende il modello delle misure e la loro bontà.

La piattaforma inerziale è stata posta circa nel baricentro del modello, in modo tale da avere una misura delle grandezze di accelerazione riferite proprio al baricentro.

I due GPS sono stati posti uno a prua e l'altro a poppa; ciò determina due modelli differenti per le misure. Oltre alla posizione, infatti, anche il modulo e la direzione della velocità saranno differenti, in maniera più evidente in fase di virata. Le ridotte dimensioni del modello, tuttavia, non permettono di sfruttare appieno le maggiori informazioni fornite dai due sensori dato che l'accuratezza in posizione è paragonabile alle dimensioni della barca. Un'accurata analisi delle acquisizioni sperimentali permetterà di valutare l'utilità di tale configurazione.

Il posizionamento del sensore di vento, invece, è risultato più problematico. Tipicamente nelle barche a vela tale sensore può essere posto in cima all'albero o a prua. In entrambi i casi, in un modello in scala di dimensioni e peso ridotto, sorgono delle problematiche: il sensore posto in cima all'albero riduce la stabilità dell'imbarcazione mentre la posizione di prua può essere soggetta a disturbi nella misura vista la vicinanza alle vele. Dal momento che ciò che si desidera misurare è il flusso indisturbato che investe le vele e tenendo conto che, grazie al ridotto peso del sensore scelto, la riduzione di stabilità risulta accettabile, si è deciso di posizionare il sensore in cima all'albero.

Nella Figura 3.4 è presente uno schema che mette in evidenza la posizione di tutti i sensori.



Figura 3.4 Posizionamento dei sensori

3.2.3 Layout elettronico

Sulla base delle interfacce di comunicazione dei sensori e degli attuatori è stata progettata l'elettronica di acquisizione e condizionamento dei segnali.

Nelle seguenti tabelle (Tabella 3.2 e Tabella 3.3) sono riassunte le caratteristiche elettriche d'interesse per la scelta del layout elettronico.

Dispositivo	Interfaccia	Alimentazione
Verricello	PWM	5V + 7,2V
Servocomando	PWM	5V
GPS (x2)	UART RS-232 (x2)	5V
IMU	CAN	11,1V
Wind Sensor	UART RS-422	11,1V
Bluetooth	UART 0-3,3V	3,3V
Batterie (2x)	Analog IN (x2)	-

Tabella 3.2

ECU MiniTorpedo-EVO	
Alimentazione	11,1V
Tensioni in uscita	3,3V 5V
Interfacce	UART RS-232 e UART 0-3,3V
	CAN
Input	6x ANALOG IN
Output	4x PWM

Tabella 3.3

È evidente che risulta necessario l'uso di due ECU per la presenza di tre sensori con interfaccia seriale UART più un modulo BT. In Figura 3.5 è presente una foto dell'elettronica di acquisizione e condizionamento contenente le due ECU.

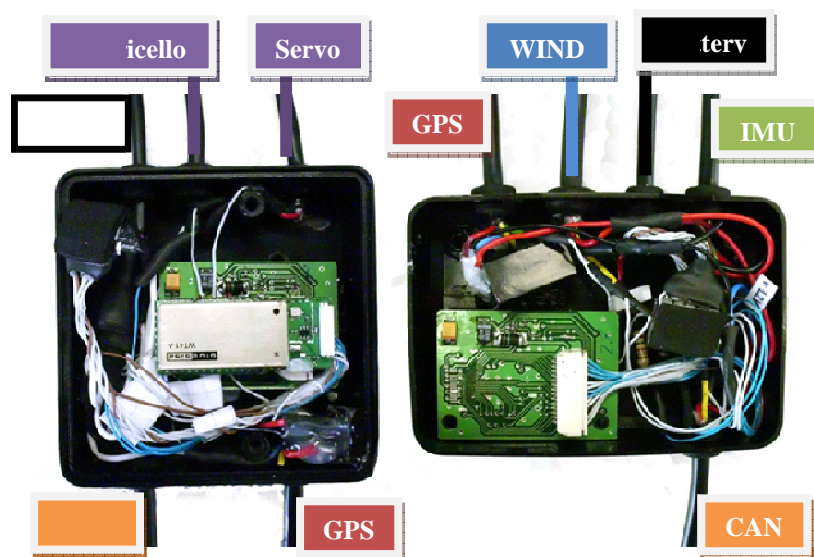


Figura 3.5 Le due ECU

Nella Figura 3.6 è invece è rappresentato lo schema di connessioni dell'intero sistema elettronico.

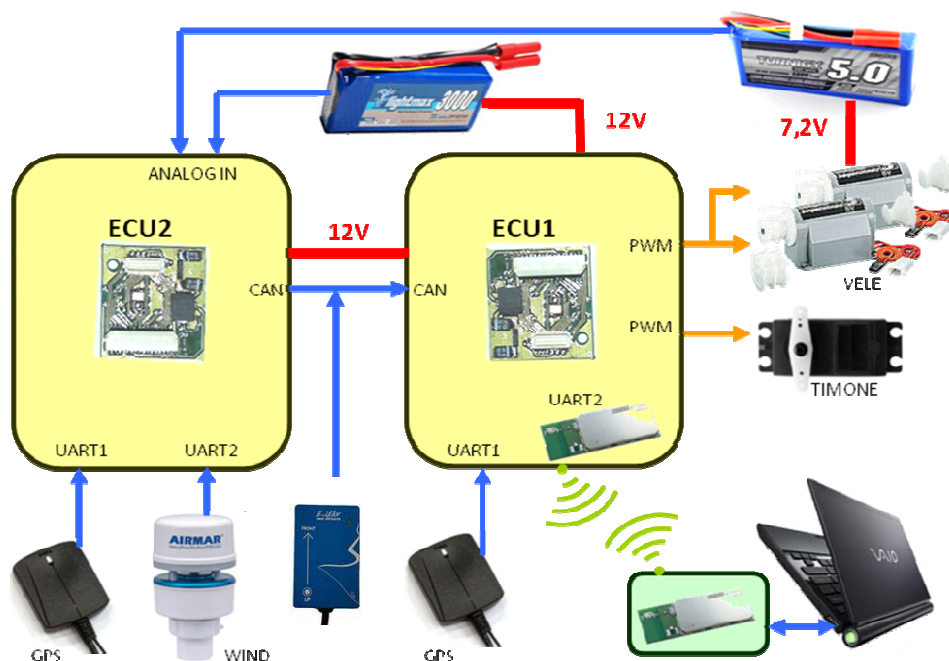


Figura 3.6 Schema di connessione dell'apparato sperimentale completo

Una delle due ECU è dedicata esclusivamente all'acquisizione dei sensori, compresa la tensione delle batterie per il loro monitoraggio, tramite gli ingressi analogici. L'altra raccoglie tutti i dati provenienti dai sensori tramite interfaccia CAN e si occuperà dell'attuazione, la comunicazione BT e la parte di controllo. L'unico sensore collegato a tale ECU, che d'ora in poi verrà chiamata ECU1, è uno dei due GPS. L'altra ECU dedicata esclusivamente ai sensori sarà chiamata ECU2.

3.2.4 L'alimentazione

La scelta del comparto di alimentazione è stata basata non solo sulle esigenze dei singoli componenti, ma anche sulla necessità di non aumentare eccessivamente il peso del modello di Azzurra. L'uso di batterie al litio è quindi una scelta obbligata, vista la loro elevata densità di carica che permette di ottenere una buona autonomia a fronte di un peso contenuto.

Di seguito (Tabella 3.4) sono riassunte le richieste di alimentazione di tutti i componenti:

Dispositivo	Alimentazione	Assorbimento
Verricello	Primaria: 4,8 – 6V Ausiliaria: 4 – 9V	0 – 2A
Servocomando	4,8 – 6V	150mA
GPS	4 – 6V	34mA
IMU	7 – 16V	-
Wind Sensor	12V	150mA
MiniTorpedo-EVO	7 – 16V	-
Bluetooth	3 – 3,6V	300mA

Tabella 3.4

Le batterie al litio sono costituite da celle aventi tensione nominale di 3,7V. Sono inoltre disponibili batterie costituite da 2, 3 (o più celle) messe in serie, che forniscono quindi 7,4V , 11,1V , ecc. nominali.

Tenendo conto che la Mini-EVO fornisce in uscita le tensioni di 3,3V e 5V con assorbimento massimo per canale pari a 1A, per il nostro sistema si prospettano sostanzialmente due soluzioni: una sola batteria da 11,1V con in aggiunta un abbassatore di tensione opportunamente dimensionato per l'alimentazione secondaria del verricello, oppure due batterie separate, una da 11,1V e una da 7,4V dedicata all'alimentazione ausiliaria del verricello.

La prima soluzione richiede l'uso di una batteria da 11,1V ad elevata capacità per garantire una buona autonomia, oltre a rendere necessaria la progettazione di un abbassatore di tensione ad hoc. La seconda soluzione ha come unico contro la necessità di utilizzare due batterie differenti. Visti i costi contenuti delle batterie da modellismo si è optato per la seconda soluzione:

- una batteria da 11,1V capace di alimentare le Mini-EVO, la IMU e il Wind Sensor;
- una batteria da 7,4V dedicata all'alimentazione ausiliaria del verricello;
- le tensioni di uscita della Mini-EVO da 3,3V e 5V per Bluetooth, GPS, servo e alimentazione primaria del verricello.

Sono state scelte delle batterie Li-Po della capacità di 3Ah e 5Ah rispettivamente per gli 11,1V e i 7,4V in modo da garantire circa 5 ore di autonomia (Figura 3.7). Il sistema, infatti assorbe complessivamente una media di circa 600mA sul canale degli 11,1V, mentre per quanto riguarda i 7,4V si è ipotizzato un assorbimento medio di 1A anche se in realtà non è facile stabilire quale possa essere il reale assorbimento che varia a seconda delle condizioni di utilizzo del verricello.



Figura 3.7 Batterie da 7,4V e 11,1V

La ricarica di tali batterie viene effettuata mediante un caricatore multiuso (Figura 3.8) dotato di funzione BMS capace di caricare batterie fino a 5 celle mantenendo bilanciata la carica tra le varie celle.

Dal momento che tali batterie non sono dotate di PCB per la protezione da Over-Discharging, è necessario monitorare la tensione di batteria per tenere sotto controllo lo stato di carica. Non vi è il rischio, invece, di Over-Drain, in quanto la massima corrente che può essere assorbita dal sistema è ben al di sotto del limite di queste batterie.



Figura 3.8 Caricatore con funzione di bilanciamento delle celle

3.3 Gli attuatori

In fase di navigazione le regolazioni che vengono effettuate al fine di seguire la rotta desiderata e di ottenere le migliori prestazioni sono molteplici: dal posizionamento del timone, alla regolazione delle scotte, fino all'uso del peso dell'equipaggio stesso per ridurre lo sbandamento nelle fasi di bolina. Tale ricchezza di regolazioni possibili si traduce in un'elevata complessità del compartimento di attuazione, motivo per cui si è scelto di ridurre drasticamente il numero di parametri regolabili, attuando esclusivamente il posizionamento di vele e timone. Tale scelta coincide con quella usualmente utilizzata nei modelli RC e non limita in nessun modo la manovrabilità dell'imbarcazione.

Le regolazioni avvengono mediante attuatori da modellismo, in particolare modo il timone è mosso da un servocomando, mentre le vele sono regolate grazie all'uso di un verricello.

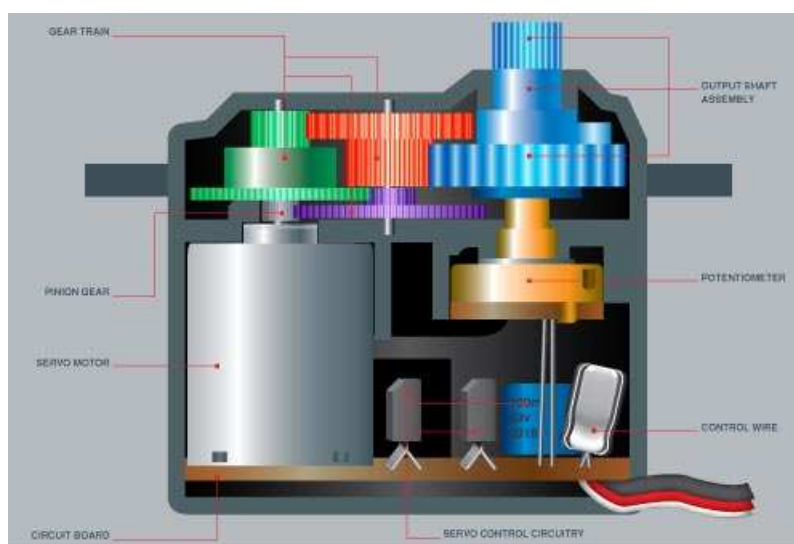


Figura 3.9 Struttura interna di un servocomando

Si tratta in entrambi i casi di attuatori costituiti da un motorino a corrente continua con relativo riduttore a ingranaggi, dal circuito elettronico di

controllo e da un potenziometro per la misura e il controllo della posizione angolare (Figura 3.9).

Caratteristiche che determinano le prestazioni di questi attuatori sono la coppia torcente generata a 4.8 o 6V, espressa in Kg*cm e la velocità di rotazione.

Il segnale utilizzato per comandarli è costituito da una serie di impulsi positivi di ampiezza pari a 5V, di durata variabile compresa tra circa 1ms e 2ms. A seconda della durata dell'impulso il perno ruota in una posizione ben precisa. Per quanto riguarda i servocomandi gli impulsi devono essere inviati periodicamente per poter mantenere la posizione desiderata e tra un impulso e l'altro non deve esserci una pausa inferiore a 10ms, altrimenti il circuito interno dell'attuatore può perdere la propria temporizzazione. Tra un impulso e l'altro possono passare anche diverse decine di ms, però più gli impulsi sono distanti tra loro e meno forza il motorino riesce ad applicare (si generano vibrazioni alla frequenza degli impulsi e il controllo diventa lento, "cedevole" e poco preciso). Anche se sono accettabili valori fino a 40ms sarebbe preferibile stare più vicini ai 20ms (frequenza di impulsi di 50Hz). Un segnale come quello appena descritto può essere generato mediante l'uscita PWM di un microcontrollore (Figura 3.10).

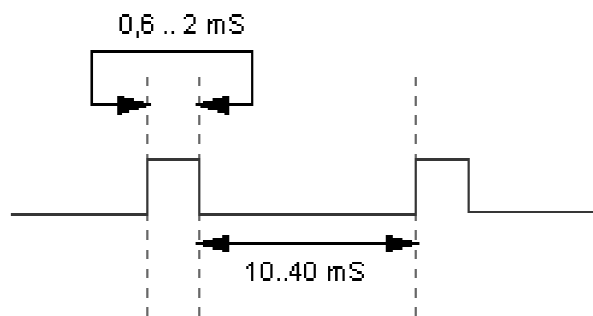


Figura 3.10 Forma del segnale di comando

3.3.1 Il servocomando

I servocomandi per modellismo (o semplicemente servo) sono dei piccoli attuatori come quelli appena descritti che vengono usati, grazie alla rotazione di organi meccanici, per muovere fisicamente le parti mobili del modello. Solitamente sono alimentati a 5V ma in alcuni casi possono funzionare anche a 6 o 7V. Vengono comandati in posizione, in un range tipicamente di $\pm 90^\circ$.

Sull'asse di rotazione del servo è montata una piccola squadretta di plastica che è collegata tramite delle astine di acciaio ad un'altra squadretta, a sua volta situata sulla parte da muovere. In questo modo si trasmette il movimento fino alla parte interessata.

Per la mobilitazione del timone del modello in scala di Azzurra viene utilizzato un servo della HITEC (mod. HS402XA) (Figura 3.11). I servo di tale casa costruttrice richiedono un segnale di controllo con picco di 3-5V e durata dell'impulso che va da un minimo di 0,9ms corrispondente alla posizione angolare di -90° a un massimo di 2,1ms per la posizione di $+90^\circ$. La tensione di alimentazione è compresa tra 4,8 e 6V. Le caratteristiche tecniche dell'HITEC HS402XA sono riassunte nella Tabella 3.5.

Alimentazione	4.8 – 6V
	100mA
Impulso di controllo	0.9ms (-90°)
	2.1ms ($+90^\circ$)

Tabella 3.5



Figura 3.11 Servocomando HITEC HS402XA

3.3.2 Il verricello

I verricelli sono un particolare tipo di servocomando che possono effettuare più giri (parametro in genere regolabile da 3½ fino a 8½ giri) e vengono utilizzati nel modellismo navale per avvolgere e svolgere le sartie collegate alle vele, in maniera simile a come avviene sulle barche a vela reali.



Figura 3.12 Verricello Graupner 3771

Vengono anch'essi comandati con una sequenza di impulsi di lunghezza variabile a seconda dell'angolo di avvolgimento desiderato, tuttavia a differenza dei servo mantengono la posizione anche se l'impulso corrispondente a tale posizione non viene inviato continuamente. Anche in questo caso il segnale di controllo può essere generato in PWM. I verricelli

si differenziano dai servo anche per l'alimentazione: essi, infatti, dovendo esercitare una coppia maggiore, necessitano di un'alimentazione ausiliaria che può essere compresa tra 4 e 9V. La scelta di una doppia alimentazione è dovuta al fatto che in genere in campo modellistico l'alimentazione primaria è fornita dalla ricevente radio che è in grado di erogare una potenza limitata. Sul modello in scala di Azzurra sono montati due verricelli, uno per vela; si tratta del modello Graupner 3771 (Figura 3.12) che presenta le specifiche riportate in Tabella 3.6.

Alimentazione primaria	4.8 – 6V
	trascurabile (solo controllo)
Alimentazione secondaria	4 – 9V
	1A (circa)
Impulso di controllo	0.8ms (0 giri)
	2.2ms (8½ giri)

Tabella 3.6

La presenza di due verricelli permette di governare separatamente le due vele e consente, quindi, una maggiore ricchezza di configurazioni possibili. Una doppia attuazione, inoltre, consente di ottenere migliori prestazioni in termini di velocità nell'esecuzione delle regolazioni soprattutto in condizioni di forte vento, quando, cioè, la pressione dell'aria sulle vele genera una forza di trazione elevata.

3.4 I sensori

Lo skipper si avvale di numerosi strumenti di navigazione oltre che della sua esperienza; infatti per sapere quali manovre e regolazioni effettuare per seguire la rotta voluta e per ottenere il massimo dalla propria imbarcazione,

è necessario conoscere le condizioni di vento e mare in cui si sta navigando oltre all'assetto della barca. Nella maggior parte dei casi è sufficiente affidarsi alla lettura diretta delle strumentazioni analogiche quali per esempio la bussola o l'anemometro; in altri casi, invece, ci si affida a calcoli e misurazioni effettuate sulle carte nautiche o sulle polari della barca. I parametri di navigazione di possibile interesse e le grandezze necessarie a individuare l'assetto e le condizioni di navigazione di un'imbarcazione sono di fatto molteplici, tuttavia non è certo facile determinare tutte le grandezze in gioco.

Per misurare e calcolare buona parte di esse si è scelto di strumentare il modello di barca a vela con i seguenti sensori: due GPS, una piattaforma inerziale (IMU) e un sensore di vento. I GPS forniscono la misura di posizione, direzione rispetto al Nord (Heading) e velocità (Speed Over Ground); la piattaforma inerziale, composta da una terna accelerometrica e una terna giroscopica, fornisce le misure di accelerazione e velocità angolare lungo tre assi ortonormali; il sensore di vento, infine, misura la direzione e l'intensità del vento apparente. Nei seguenti paragrafi verranno descritti in modo approfondito i diversi sensori utilizzati, con le loro caratteristiche e il loro funzionamento.

3.4.1 I GPS

Il sensore GPS (Global Positioning System) fa parte ormai della dotazione standard di molte imbarcazioni a vela. Esso, infatti, fornendo le indicazioni di posizione, velocità e direzione della barca semplifica notevolmente il lavoro dello skipper che in ogni istante di tempo può conoscere la rotta che la sua imbarcazione sta seguendo per decidere così quali regolazioni effettuare per mantenere la rotta desiderata.

Il funzionamento del GPS è relativamente semplice [8]. Si basa, di fatto, sul metodo della triangolazione, un sistema utilizzato per secoli dai navigatori;

il sistema ricevente dell'utente riceve impulsi dai satelliti della costellazione GPS (una flotta di 24 satelliti in orbita circolare intorno alla Terra a circa 20.200 km di altezza) e, attraverso un sistema di equazioni, desume la propria posizione triangolando i segnali. Ogni satellite della costellazione genera un segnale contenente tre informazioni: il proprio identificativo, la posizione sull'orbita in cui si trova e un segnale temporale la cui precisione è garantita dall'orologio atomico montato a bordo. Grazie a queste informazioni il dispositivo a terra è in grado di determinare la sua distanza dal satellite, con un'accuratezza che dipende dalla precisione degli orologi. La ricezione dei segnali di tre distinti satelliti fornisce un'indicazione abbastanza precisa della posizione, ma non assolutamente precisa, a causa dell'accuratezza non sufficientemente elevata dell'orologio del dispositivo a terra. Per questo motivo occorre ricevere l'impulso da un quarto satellite per ottenere la maggiore precisione possibile.



Figura 3.13 GPS LOCOSYS LS2303X

In questo progetto sono state utilizzate due antenne GPS della LOCOSYS, modello LS2303X (Figura 3.13), i cui dati tecnici di maggior interesse sono riportati nella Tabella 3.7.

GPS Chip	MediaTek MT3329
Frequenza aggiornamento	10Hz
Accuratezza	2.5m (differential mode)
Alimentazione	4 – 6V
	34mA
Interfaccia	RS-232 @ 115200bps
	NMEA 0183 3.01

Tabella 3.7

L'interfaccia di comunicazione segue lo standard NMEA 0183. Si tratta quindi di un'interfaccia elettrica seriale asincrona che può essere di tipo RS-232 o RS-422. I GPS in questione presentano un collegamento RS-232 ossia single-ended. Il baud-rate è impostato a un valore fuori standard, pari a 115200bps, per permettere l'invio di tutte le informazioni alla frequenza di 10Hz. Le informazioni che i dispositivi forniscono vengono trasmesse sul canale seriale sotto forma di sentenze costruite con caratteri ASCII. Tali sentenze hanno una ben precisa struttura, definita dallo standard NMEA 0183:

$$\$XXYYY,<1>,<2>,\dots,<N>*Checksum<CR><LF>$$

Dove XX indica il tipo di dispositivo (GP = GPS), YYY indica il tipo di sentenza (es. GGA), i campi successivi, separati da virgole sono le informazioni fornite dallo strumento, infine, segue il Checksum preceduto da '*'. Ecco un esempio di sentenza:

\$GPGGA,134428.998,4536.8049,N,00857.6372,E,1,09,0.8,211.3,M,48.0,M,,0000*5B

Fra tutte le sentenze fornite dal GPS, quelle di nostro interesse sono due: GGA (Global Positioning System Fixed Data) e RMC (Recommended

Minimum Specific GNSS Data). In particolar modo dalla sentenza GGA vengono estratte le informazioni relative al fix (Position Fix Indicator) e al numero di satelliti utilizzati (Satellites Used). La sentenza RMC, invece fornisce le informazioni relative alla posizione (Latitude, Longitude), la velocità (Speed Over Ground), l'orientamento del vettore velocità (Course Over Ground o Heading) e l'orario (UTC Time).

Date le ridotte dimensioni dell'imbarcazione e la necessità di conoscere accuratamente la sua posizione e orientazione, il modello è stato dotato di due antenne GPS poste lungo l'asse longitudinale della barca. L'uso delle informazioni fornite dalle due antenne verrà discusso nei successivi capitoli.

3.4.2 La IMU

La piattaforma inerziale, invece, non fa parte delle dotazioni standard di una imbarcazione a vela, tuttavia nell'apparato sperimentale realizzato per il presente lavoro di tesi la sua presenza risulta fondamentale per poter stimare l'assetto di navigazione della barca.

Per questo progetto è stata utilizzata la piattaforma inerziale e-Lean (Figura 3.14) realizzata dalla ditta e-Shock, che fornisce le misure inerziali (accelerometriche e giroscopiche) su interfaccia CAN. Le informazioni sono suddivise su due pacchetti aventi la seguente struttura:

- Pacchetto ACCELEROMETRI (id. 0x225):
 - *Bit 0 (MSB) e 1 (LSB):* a_x
 - *Bit 2 (MSB) e 3 (LSB):* a_y
 - *Bit 4 (MSB) e 5 (LSB):* a_z

- Pacchetto GIROSCOPI (id. 0x226):
 - *Bit 0 (MSB) e 1 (LSB):* ω_x
 - *Bit 2 (MSB) e 3 (LSB):* ω_y
 - *Bit 4 (MSB) e 5 (LSB):* ω_z

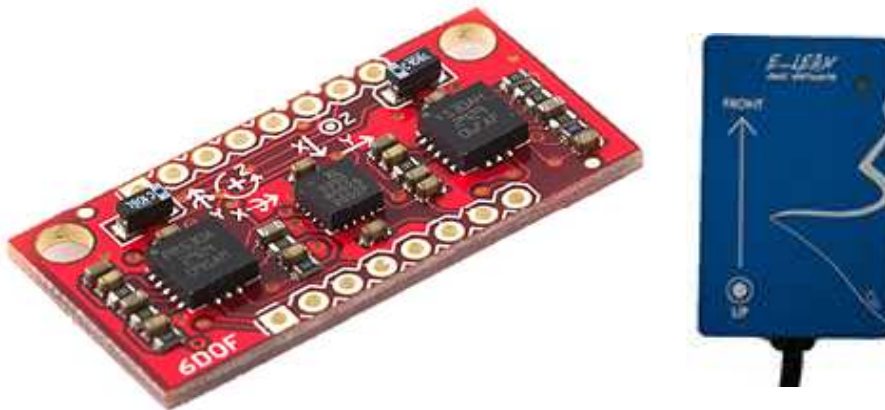


Figura 3.14 Piattaforma inerziale a 6 gradi di libertà

Le caratteristiche tecniche d'interesse di tale piattaforma inerziale sono riassunte nella Tabella 3.8.

Frequenza aggiornamento	100Hz
Alimentazione	12V
Interfaccia	CAN

Tabella 3.8

La piattaforma inerziale e-Lean è dotata di un accelerometro MEMS a tre assi (Analog Devices ADXL335), un sensore MEMS giroscopico per la misura di Pitch-rate e Roll-rate (ST LPR530AL) e un secondo sensore MEMS giroscopico per la misura dello Yaw-rate (ST LY530ALH). Le caratteristiche tecniche d'interesse di questi tre sensori MEMS sono elencate nella Tabella 3.9.

I range di operatività di tali sensori ricoprono ampiamente tutte le condizioni di assetto nelle quali potrebbe trovarsi la barca.

	ADXL335		LY530ALH & LPR530AL
Sensibilità	330mV/g		333mV/(°/s)
Range	± 3.6g		± 300°/s
Noise Density	X,Y	$150 \mu g / \sqrt{Hz}$	$0.035^\circ / s / \sqrt{Hz}$
	Z	$300 \mu g / \sqrt{Hz}$	
Detecting Rates	1600Hz max		140Hz

Tabella 3.9

3.4.3 Il sensore di vento

La scelta del sensore di vento è stata critica, vista la necessità di trovare un sensore leggero e compatto ma al tempo stesso sufficientemente accurato. Sono state prese in considerazione due tipologie di sensori: quelli tradizionali con anemometro a coppe e banderuola e quelli ultrasonici.

Gli anemometri a coppe con banderuola sono quelli normalmente usati in campo nautico o nelle stazioni meteorologiche, costituiti da una parte rotante dotata di appendici a forma di coppe per la misura dell'intensità che prende il nome di anemometro e un'altra parte rotante dotata di un'appendice detta banderuola che permette di misurare la direzione del vento. La velocità del vento viene determinata indirettamente misurando la velocità di rotazione dell'anemometro mediante un sensore a effetto Hall. La misura della direzione, invece, è ottenuta grazie a un potenziometro posto sull'asse della banderuola.

I sensori di vento ultrasonici [9], invece, sono più sofisticati e possono raggiungere livelli di precisione e accuratezza molto elevati. Vengono preferiti ai sensori tradizionali per la loro compattezza e per la mancanza di parti mobili. Presentano inoltre una bassa soglia e alcuni modelli consentono la misura su tre assi. Essi misurano il vento sulla base del tempo di volo di

onde ultrasoniche tra coppie di trasduttori. A rotazione ciascun trasduttore emette un impulso e gli altri lo ricevono; interpolando i dati relativi agli sfasamenti delle onde sonore tra i vari trasduttori il sensore determina la direzione e l'intensità del vento. Uno svantaggio di tali strumenti a ultrasuoni è dato dalla distorsione del flusso d'aria dovuta alla sua struttura, pensata per sostenere i trasduttori, che richiede una correzione della misura soprattutto in condizioni di rollio e beccheggio.

Per effettuare la scelta di un sensore appropriato agli scopi del progetto, sono stati messi a confronto diversi modelli di sensori delle due tipologie appena descritte. La scelta finale è ricaduta su un sensore a ultrasuoni, il modello PB150 dell'AIRMAR (Figura 3.15), di cui sono riportate le principali caratteristiche tecniche nella Tabella 3.10.



Figura 3.15 Sensore di vento AIRMAR PB150

Frequenza aggiornamento	1 – 10Hz	
Dimensioni	13cm x 7cm	
Peso	285g	
Risoluzione	Speed	0.1 knots
	Direction	0.1°
Accuratezza	Speed	1 knot + 10%
	Direction	5°
Alimentazione	12V	
	150mA	
Interfaccia	RS-422 @ 4800 – 38400bps	
	NMEA 0183	

Tabella 3.10

Le sue ridotte dimensioni e il basso peso lo rendono adatto al nostro progetto, dovendo essere montato su di una un'imbarcazione in scala. In aggiunta a tali caratteristiche, l'elevata risoluzione e la bassa soglia di vento rilevabile lo hanno reso il miglior candidato. Vi è, tuttavia, da sottolineare che, per ottenere tali caratteristiche in dimensioni e peso, è necessario rinunciare a una buona accuratezza: il difetto maggiore di tale strumento, infatti, è la bassa accuratezza, soprattutto relativamente alla direzione del vento. Un altro difetto, come già accennato precedentemente, è legato alla struttura stessa del sensore che disturba il flusso d'aria distorcendo la misura soprattutto in presenza di rollio e beccheggio; la presenza della piattaforma inerziale all'interno del sensore stesso garantisce una buona compensazione di tale disturbo

Il modello scelto, è dotato inoltre di un'antenna GPS e di un magnetometro che arricchiscono notevolmente il numero di informazioni che il sensore può fornire.

L'interfaccia di comunicazione segue lo standard NMEA 0183. Si tratta di un'interfaccia elettrica seriale asincrona conforme alle norme EIA RS-422, ovvero un sistema di trasmissione e ricezione dati differenziale. È stato quindi necessario progettare un semplice convertitore per permettere la programmazione del sensore tramite PC mediante l'uso di un convertitore USB - RS-232. Tale convertitore prende in ingresso il segnale TTL (da -6V a +6V) della RS-232 e grazie all'uso di due porte C-MOS fornisce in uscita un segnale differenziale (Figura 3.16 e Tabella 3.11).

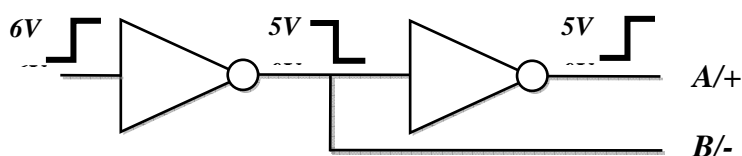


Figura 3.16 Schema a blocchi del convertitore RS-232 - RS-422

RS-232	RS-422 output B/-	RS-422 output A/+
+6V	0V	5V
-6V	5V	0V

Tabella 3.11

Il protocollo di trasmissioni dati è quello NMEA, già descritto nel paragrafo relativo al GPS. Per le impostazioni di fabbrica il sensore invia un determinato numero di sentenze alla frequenza di 1 o 2Hz, con un Baud Rate di 4800bps pari a quello definito dallo standard. È stato necessario riprogrammare il sensore per inviare alla frequenza di 10Hz solo le sentenze d'interesse. In fase di programmazione per ciascuna sentenza è possibile decidere se inviarla e a quale frequenza. È inoltre possibile modificare il Baud Rate da 4800bps al valore fuori standard di 38400bps, tuttavia tale modifica non può essere salvata e quindi andrebbe effettuata a ogni accensione. Vista la complessità di operazioni che la variazione di Baud

Rate comporta, si è reso necessario fare una selezione delle sentenze da inviare per non superare la banda di 4800bps.

Le sentenze di possibile interesse sono quelle relative alle misure di direzione e intensità del vento apparente, le misure fornite dal magnetometro, la stima di rollio e beccheggio e le sentenze relative al sensore GPS interno. Di seguito la Tabella 3.12 contiene l'elenco di tali sentenze e la loro massima lunghezza.

Sentenza	Descrizione	Lung Max
\$HCHDT	<i>Heading relative to True North</i>	19
\$WIMWV	<i>Wind Speed and Angle, in relation to the vessel's centerline (relative)</i>	28
\$GPRMC	<i>Recommended Minimum Specific GNSS Data</i>	74
\$YXXDR	<i>Transducer Measurements: vessel attitude (pitch and roll)</i>	43

Tabella 3.12

Considerando che ogni carattere corrisponde a circa 10bps, il numero massimo di caratteri inviabili al secondo è pari a 480. Si è scelto quindi di inviare alla frequenza di 10Hz le sentenze **MWV** (28 caratteri) e **HDT** (19 caratteri), per un totale di 470 caratteri al secondo.

In fase di programmazione è stato necessario inviare al sensore la seguente successione di comandi:

<i>\$PAMTC,EN,ALL,0</i>	disabilita tutte le sentenze
<i>\$PAMTC,EN,MWVR,1,1</i>	abilita la sentenza MWV(relative) @ 10Hz
<i>\$PAMTC,EN,HDT,1,1</i>	abilita la sentenza HDT @ 10Hz
<i>\$PAMTC,EN,S</i>	salva le impostazioni correnti in EEPROM

3.5 Le ECU Microchip

Sono delle unità di calcolo dalle dimensioni ridotte prodotte da e-Shock e equipaggiate con un micro-controllore dSP, un'interfaccia CAN e alcune interfacce seriali quali UART, SPI e I²C. Nello specifico il micro-controllore montato è il dsPIC33FJMC804 di Microchip che dispone di ingressi/uscite analogici e digitali programmabili e 4 uscite PWM indipendenti.

Tali ECU, denominate MiniTorpedo-EVO (Figura 3.17), presentano due connettori di cui quello più grande, denominato esterno, è dedicato alla comunicazione input-output e alla sezione di alimentazione; il connettore più piccolo, denominato interno, consente di connettere unità aggiuntive alla ECU come per esempio, nel nostro caso, il modulo Bluetooth. Alcuni dei pin del dSP sono programmabili di modo che sia possibile configurare a seconda delle esigenze i collegamenti presenti sui connettori interno ed esterno.

Il dSP, inoltre, mette a disposizione tre timer di cui due a 16bit e uno a 32bit, che si basano sul clock del sistema il quale può essere ridotto in frequenza mediante un prescaler.



Figura 3.17 ECU MiniTorpedo

Nella Tabella 3.13 sono riportate le caratteristiche tecniche di maggior interesse della MiniTorpedo-EVO:

Analog Inputs (0-5V)	6 Inputs Resolution: 12 bit (High Impedance, anti-alias@80Hz)
Digital Inputs (0-5V)	4 Inputs Frequency Max: 15kHz
PWM Outputs (0-3.3V)	4 Outputs (independent) Carrier PWM: 20kHz Resolution: 1000 points
Power Supply	ECU Supply: 12V
	Regulated Voltage Output: 5V , 3.3V
Communication	UART (RS232) , UART (0-3.3V) , CAN , SPI , I2C

Tabella 3.13

3.6 La comunicazione Bluetooth

Al fine di instaurare una comunicazione tra barca e utente, per permettere a quest'ultimo di comandarla a distanza e per ricevere su PC i dati forniti dai sensori, è stato necessario dotare il sistema di un'interfaccia di comunicazione wireless. Nello specifico si è scelta l'interfaccia di comunicazione Bluetooth, uno standard diffusissimo, pensato per lo scambio di informazioni a corto raggio e basso costo tra dispositivi anche

non eterogenei. Il Bluetooth utilizza una tecnologia a radiofrequenza con segnale a spettro espanso, con frequenze che si collocano in una banda attorno ai 2,4GHz. L'uso di frequenze così elevate fa del Bluetooth un'interfaccia di comunicazione a corto raggio. Vengono definite tre classi di dispositivi Bluetooth a seconda della distanza massima a cui possono comunicare con dispositivi della medesima classe:

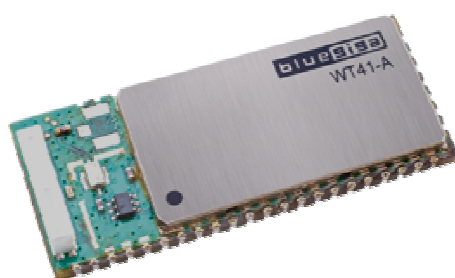
- classe I: circa 100m
- classe II: circa 10m
- classe III: circa 1m

Mediante l'uso di dispositivi costosi e di antenne adeguate, è possibile raggiungere anche distanze superiori, nell'ordine di alcuni Km.

Per i nostri scopi è necessario l'uso di un dispositivo di classe I, in grado di coprire un raggio anche superiore al centinaio di metri. È stato scelto pertanto il WT41-A della Bluegiga Technologies (Figura 3.18), modulo Bluetooth 2.1 di classe I che vanta un range di funzionamento con un dispositivo analogo pari a 1000m. Le principali caratteristiche di tale modulo sono riportate in Tabella 3.14.

L'uso di tale modulo Bluetooth in accoppiata con le tradizionali antenne Bluetooth integrate nei PC portatili non garantirebbe un'adeguata portata. Pertanto si è resa necessaria la realizzazione di un dispositivo dotato di un altro modulo WT41-A che facesse da ponte tra la barca e il PC. Tale dispositivo verrà d'ora in poi denominato Specchio BT. Lo Specchio BT si interfaccia con il PC tramite seriale RS-232 e la gestione dello scambio di dati è affidata a una ECU MiniTorpedo-EVO opportunamente progettata. Lo Specchio BT è quindi un dispositivo composto da un'unità di calcolo ECU e un modulo BT e presenta un'uscita seriale alla quale collegare un PC.

Range	1000m
TX Power	20dBm
RX Sensitivity	-90dBm
Alimentazione	3 – 3,6V
Interfaccia	UART (0-3,3V)

Tabella 3.14*Figura 3.18 Modulo Bluetooth Bluegiga WT41-A*

Il modulo WT41-A può essere connesso ad un dispositivo esterno tramite diversi tipi di interfaccia fisica, tra i quali l'interfaccia UART e l'USB. Nel nostro caso si utilizza l'interfaccia UART e per far ciò il modulo BT è stato montato su una scheda per permettesse di collegarlo alla ECU MiniTorpedo-EVO tramite il connettore interno.

Il modulo WT41-A è dotato di un firmware, l'iWRAP3.0, che implementa l'intero stack Bluetooth e svariati profili di applicazione. L'iWRAP, permette all'utente di accedere facilmente alle funzioni del Bluetooth con semplici comandi ASCII inviati al modulo tramite interfaccia seriale UART. L'iWRAP ha due modalità di funzionamento: Command mode e Data mode. In Command mode i caratteri inviati al modulo BT vengono interpretati come comandi, con la possibilità di modificare le sue impostazioni o eseguire operazioni per gestire la comunicazione con altri dispositivi; tale modalità è quella di default in assenza di connessioni. In

Data mode, invece, l'utente può ricevere e trasmettere dati in modo trasparente attraverso il collegamento Bluetooth, sotto forma di caratteri ASCII, quando risulta aperta la connessione con un altro dispositivo. Il passaggio da Command a Data mode avviene nel momento in cui viene stabilita una connessione, accade viceversa quando la connessione termina. Se esiste una connessione attiva è possibile passare da una modalità all'altra in qualsiasi momento tramite una sequenza di escape ben precisa. Un esempio della configurazione del dispositivo e di come avviene il processo di connessione è rappresentato nel seguente schema (Figura 3.19):

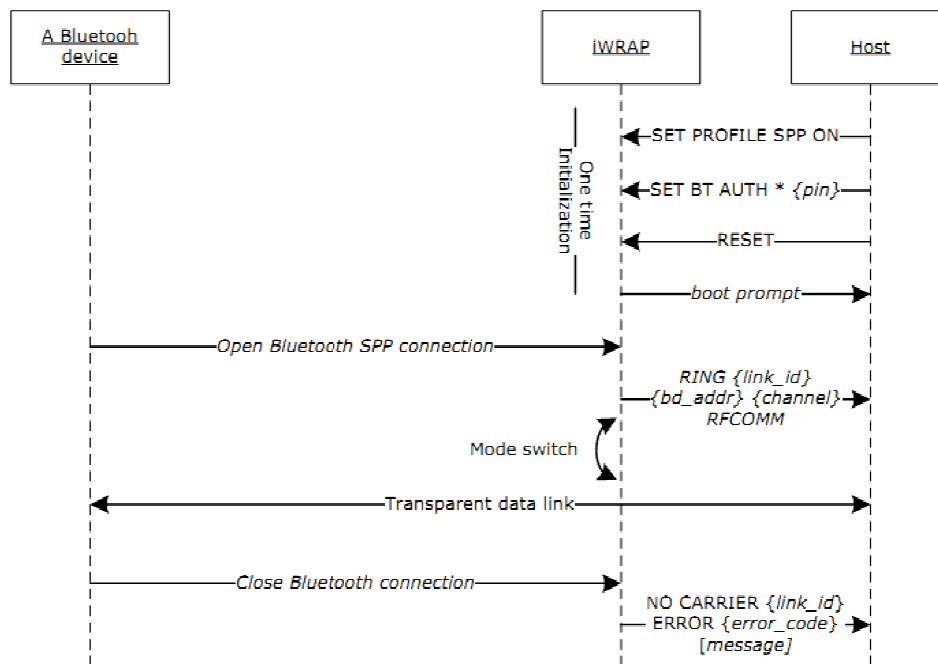


Figura 3.19 Esempio di configurazione e connessione di un dispositivo SPP slave mode

3.7 L'interfaccia di comando

Al fine di interagire con la barca si è resa necessaria la creazione di un'interfaccia utente (Figura 3.20) che permetta sia di comandare timone e vele, sia di visualizzare e salvare in tempo reale i dati acquisiti dai sensori.

Tale interfaccia è stata realizzata in linguaggio C# con l'ambiente di sviluppo WindowsForm di Visual Studio.

La comunicazione con la barca viene instaurata mediante l'apertura di una porta COM, associata al dispositivo BT del PC nel caso in cui vi sia una comunicazione diretta barca-PC, altrimenti associata alla porta USB alla quale è collegato l'adattatore Seriale-USB, nel caso in cui si faccia uso dello specchio BT. In entrambi i casi è necessario indicare nell'interfaccia il numero della porta COM utilizzata.



Figura 3.20 L'interfaccia di comando

3.7.1 Le funzioni di comando

Per quanto riguarda le funzioni di comando sono state implementate diverse modalità: *Manuale*, *Vele-Automatica*, *Semi-Automatica* e *Automatica*.

A prescindere dalla modalità l'interfaccia utente invia alla barca alla frequenza di 10Hz una sentenza così strutturata:

$$\$X,<1>,<2>, \dots , <N>*\r\n$$

dove X è una lettera che individua la modalità, <i> sono invece i comandi o parametri relativi a tale modalità. Nella modalità *Manuale* è possibile governare vele e timone, come avviene normalmente con un radiocomando, la stringa inviata sarà quindi:

$$\$M,ComandoVela,ComandoTimone*\r\n$$

Nella modalità *Vele-Automatica* è possibile governare soltanto il timone, mentre le vele vengono automaticamente regolate dal regolatore delle vele implementato sul microcontrollore della barca. La sentenza inviata ha la seguente forma:

$$\$V,ComandoTimone*\r\n$$

Nella modalità *Semi-Automatica*, invece, si può impostare l'Heading desiderato, mentre è l'algoritmo di controllo presente sulla barca a regolare timone e vele. In questa modalità è possibile altresì modificare i parametri del regolatore d'imbardata. La stringa inviata contiene quindi il riferimento di Heading e i parametri:

$$\$S,RifHeading,<Parametri>*\r\n$$

Infine la modalità *Automatica* richiede che l'utente fornisca le coordinate GPS dei passaggi obbligati (waypoint) delimitanti un percorso che si desidera far eseguire alla barca. È inoltre possibile modificare alcuni

parametri dei regolatori implementati sulla barca. La stringa inviata ha quindi tale struttura:

$$\$A,<N>, Long1,Lat1,Long2,Lat2,\dots, LongN,LatN,<Parametri>*\r\n$$

I comandi per la regolazione manuale di vele e timone, invece, possono essere regolati mediante i cursori presenti nell'interfaccia oppure grazie all'uso di una periferica HID (Human Interface Device) come per esempio un joystick. L'interfaccia è stata programmata per poter utilizzare in particolar modo il joystick della Playstation (Figura 3.21) attraverso un opportuno adattatore.



Figura 3.21 Controller della Playstation e l'apposito adattatore

3.7.2 L'interfaccia HID

Le periferiche HID (Human Interface Device) sono dispositivi come tastiere, mouse, controller per videogiochi, ecc... In generale si tratta di dispositivi dotati di più funzionalità che scambiano continuamente

informazioni con il PC. Nel caso in esame la periferica HID è un joystick dotato di pulsanti e joystick, che fornisce con una frequenza di refresh di 1KHz le informazioni relative allo stato dei suoi pulsanti ed eventualmente riceve informazioni dal PC che possono essere usate per dare un feedback all'utente (per esempio la vibrazione del joystick).

Il funzionamento della comunicazione tra le periferiche HID e il PC è relativamente semplice. Tali periferiche comunicano con il PC attraverso i cosiddetti HID report che sono formati da blocchi di 64bytes. Ogni millisecondo un report viene inviato dal PC alla periferica e vice versa. Per poter interagire con tali periferiche è quindi necessario accedere a tali report, attraverso la conoscenza del vendor e product ID della periferica.

3.7.3 Le funzioni di visualizzazione e log

Alle funzioni di comando l'interfaccia realizzata affianca funzioni di visualizzazione sia numerica che grafica e di salvataggio dei dati ricevuti via Bluetooth.

La visualizzazione dei dati avviene per ogni tipo di sensore in formato numerico, in particolar modo vengono visualizzati in tempo reale i seguenti dati:

- Orario UTC, latitudine, longitudine, velocità, heading e numero di satelliti utilizzati, per ogni GPS;
- Terne di misure accelerometriche e giroscopiche della IMU;
- TWA e TWS fornite dal sensore di vento;
- Compass heading fornito dal magnetometro presente nel sensore di vento;
- Misure di tensione delle due batterie per il loro monitoraggio.

È presente inoltre un radar per la visualizzazione del percorso effettuato dalla barca, costruito sulla base delle misure di longitudine e latitudine. Per non rendere illeggibile il grafico la traiettoria viene visualizzata con un “effetto scia”.

Per quanto riguarda, infine, la funzione di datalogger è possibile salvare in formato *.csv i dati ricevuti spuntando la casella “log”. Vi è inoltre un pulsante denominato “split” che consente di suddividere in tempo reale in più parti il file di log, per consentire un più semplice utilizzo dei dati raccolti nelle fasi di analisi. I file di log inoltre vengono salvati in cartelle differenti, una per ciascuna sessione di connessione.

Capitolo 4

Modellistica

In questo capitolo verrà sviluppato un modello fisico dell'imbarcazione a vela e verrà proposto un nuovo modello semplificato di tale sistema che verrà utilizzato per la simulazione e l'implementazione del controllo.

Dapprima verranno descritte tutte le forze e le grandezze che entrano in gioco nel determinare il comportamento del sistema da modellizzare. Successivamente con il metodo degli equilibri dinamici verrà ricavato un modello delle dinamiche di maggior interesse. Quindi, data la difficoltà nell'implementare tale modello, a partire esso verrà ricavato un modello semplificato che presenta aspetti innovativi di maggior complessità rispetto al modello semplificato noto dalla letteratura.

Infine, con riferimento all'apparato sperimentale allestito per questo progetto di tesi, verrà fornito un modello della strumentazione e delle misure ricavate dai sensori.

4.1 Il sistema

La barca a vela è un sistema complesso, il cui comportamento è frutto dell'interazione di forze di tipo fluidodinamico generate in due mezzi differenti: l'aria e l'acqua.

Prima di cominciare la modellizzazione fisica del sistema, viene fornita una sua descrizione esterna e vengono fatte delle ipotesi semplificative preliminari.

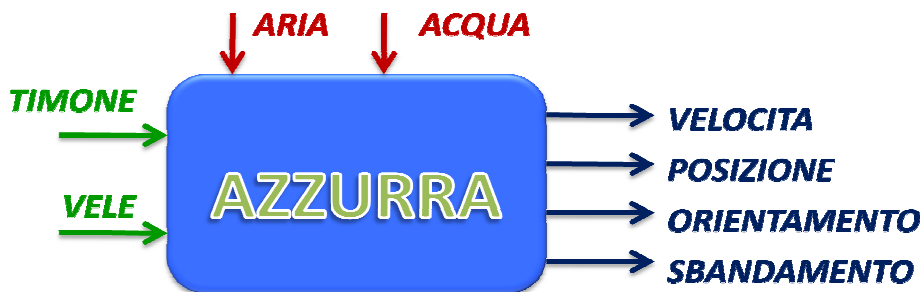


Figura 4.1 Descrizione esterna del sistema "Azzurra"

In prima analisi si individuano quali sono gli ingressi e quali le uscite d'interesse (Figura 4.1).

Per quanto riguarda le variabili esogene del sistema si può distinguere tra variabili controllabili e non controllabili. Le regolazioni che si possono effettuare per governare la barca rientrano nella categoria delle variabili controllabili, nello specifico la configurazione di attuazione utilizzata consente di regolare l'apertura delle vele e l'angolo d'inclinazione della barra del timone. I fattori esogeni non controllabili sono, invece, i due mezzi fluidi in cui è immersa la barca: l'acqua e l'aria. Grazie alla strumentazione montata sul modello è possibile misurare due grandezze relative al fattore aria ossia l'intensità e la direzione del vento, mentre del fattore acqua non è disponibile alcuna misura. Si considera, quindi, il fattore esogeno aria come misurabile, mentre il fattore esogeno acqua viene considerato non

misurabile e quindi gli effetti di onde, turbolenze e altri effetti secondari verranno trascurati in fase di modellizzazione del sistema. Inoltre si considererà il vento (la sua direzione e intensità) uniforme nello spazio e variabile nel tempo.

Per quanto riguarda le uscite, vengono considerate tali le variabili di assetto di maggior interesse quali la posizione, la velocità, il suo orientamento rispetto al Nord (Heading) e lo sbandamento (rollio) che sono possibilmente le variabili utili ai fini del controllo.

Al fine di semplificare il modello fisico, inoltre, si considera una barca a singola vela trascurando di fatto l'effetto Venturi. D'ora in poi, quindi si parlerà di regolazione e di forze agenti su di una sola vela anche se il modello reale presenta due vele, entrambe controllate.

4.2 Il modello fisico

Il moto di una barca a vela è frutto dell'interazione delle forze idrodinamiche, in acqua, e quelle aerodinamiche, in aria. È dall'analisi di queste forze che può scaturire la scrittura di un modello. Per far ciò, si prendono dapprima in esame, in modo separato, i due mondi, quello dell'aria e quello dell'acqua. Nel primo bisogna considerare la forza aerodinamica che si genera dall'interazione aria-vela, nel secondo bisogna considerare la forza idrodinamica che agisce sullo scafo e quella agente sul timone. Per questa trattazione sono d'interesse due fra le possibili scomposizioni di tali forze: la prima lungo la direzione del flusso indisturbato del fluido e quella ad essa perpendicolare, la seconda lungo la direzione di avanzamento della barca e quella ad essa perpendicolare. Successivamente a partire dal modello delle forze in gioco verranno scritte le equazioni dinamiche che descrivono il comportamento dell'intero sistema.

Capitolo 4

Prima di cominciare la trattazione, però, viene fornito un elenco della simbologia utilizzata nel capitolo:

$\beta = \alpha + \delta_s + \lambda =$ angolo vento apparente (AWA)

$\alpha =$ angolo d'attacco

$\lambda =$ angolo di scarroccio

$\delta_s =$ angolo apertura vela

$\delta_r =$ angolo barra timone

$\varphi =$ angolo di sbandamento

$\Psi =$ angolo d'imbardata

$\theta =$ angolo vento rispetto al Nord

$NWA = \theta - \pi =$ angolo provenienza vento rispetto al Nord

$\gamma =$ angolo vento reale (TWA)

$V_a =$ velocità vento apparente (AWS)

$V_r =$ velocità vento reale (TWS)

$V_s =$ velocità di avanzamento

$F_s =$ forza totale sulle vele

$F_R =$ forza di avanzamento sulle vele

$F_H =$ forza di sbandamento sulle vele

$F_h =$ forza totale sullo scafo

$L_h =$ portanza sullo scafo

$D_h =$ resistenza sullo scafo

$F_r =$ forza portante sul timone

MR = momento raddrizzante

$c_L =$ coefficiente di portanza (lift)

$c_D =$ coefficiente di resistenza (drag)

$c_T = \sqrt{c_L^2 + c_D^2}$ coefficiente totale

CE = centro velico

CLR = centro di resistenza dello scafo

r = distanza longitudinale timone - CLR

d = distanza longitudinale CE – CLR

h = distanza verticale CE – CLR

ρ = densità

S = superficie

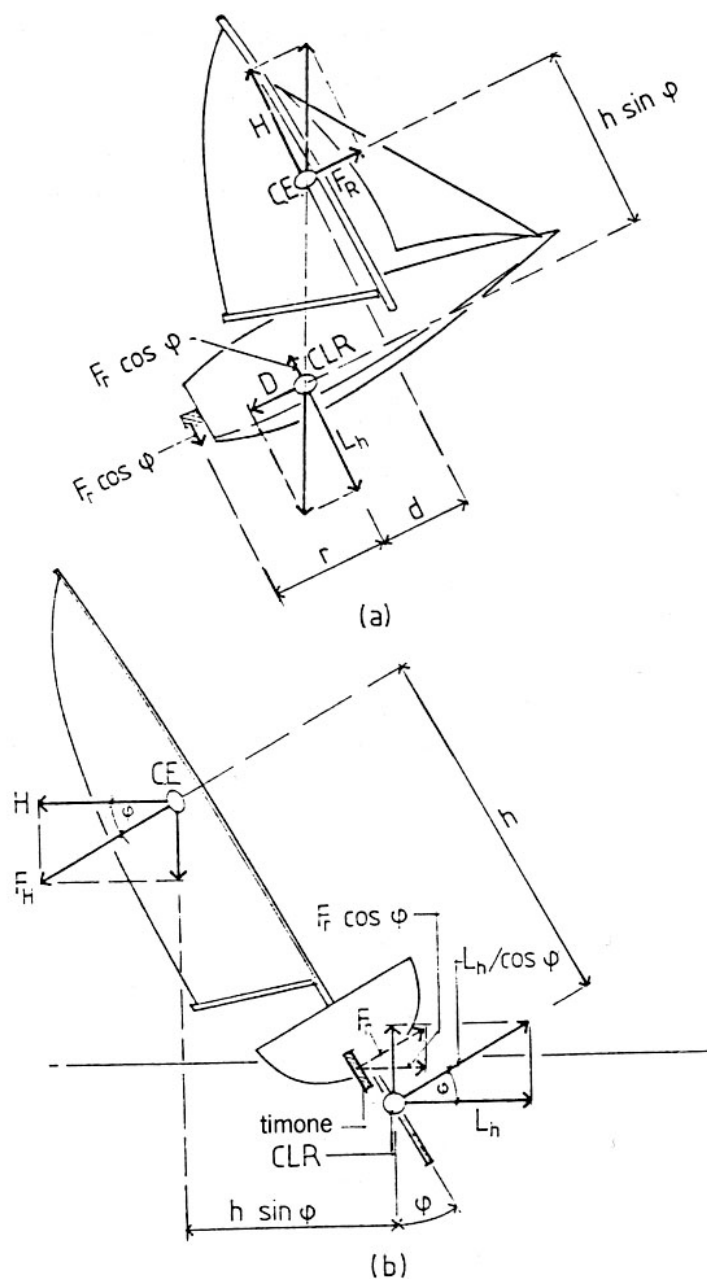


Figura 4.2 Rappresentazione delle grandezze d'interesse nel piano xy (a) e yz (b)

4.2.1 Il mondo dell'aria

Osservando il mondo dell'aria si vede che essa interagisce con la vela e parte dello scafo. Si trascura inizialmente la presenza dello scafo e si analizza ciò che accade sulla vela (Figura 4.3).

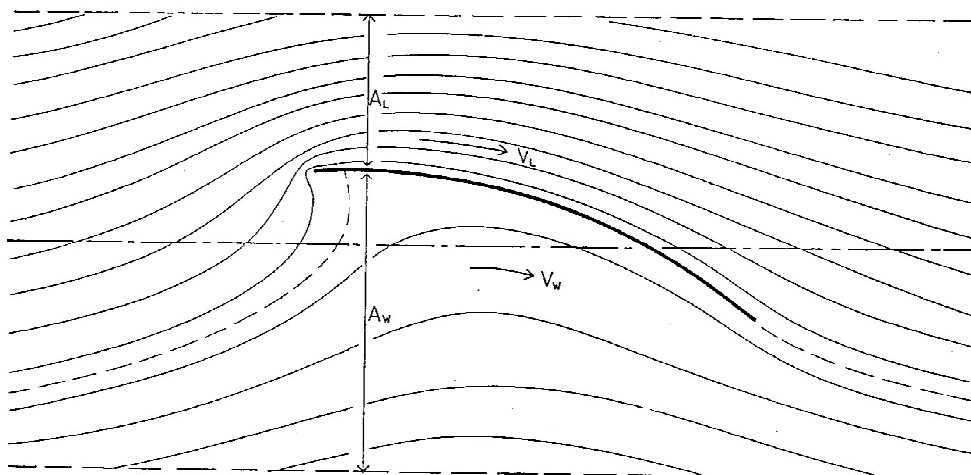


Figura 4.3 Linee di flusso attorno a una vela in condizioni tali da non avere separazione

Sulla vela si genera una forza aerodinamica la cui componente lungo la direzione indisturbata del fluido è detta resistenza, quella lungo la direzione ad essa perpendicolare è detta portanza. La forza di resistenza, come dice il nome stesso, è dovuta alla resistenza che incontra la vela per attrito con l'aria e ha quindi verso contrario a quello della velocità della vela rispetto all'aria. La forza di portanza, invece, scaturisce dalla differenza di pressione che si genera tra il lato sottovento e quello sopravvento. Le due forze sono proporzionali al fattore $1/2 \rho_{aria} S_{vela} V_a^2$ che è pari all'energia cinetica del fluido aria per unità di volume. Ciascuna delle due forze è legata all'angolo di attacco, ossia l'angolo formato dalla direzione della vena indisturbata con l'asse del profilo velico, secondo una funzione il cui andamento dipende dalla forma del profilo stesso. Tale funzione è detta coefficiente di resistenza per la forza di resistenza (c_R) e coefficiente di portanza (c_L) per la

forza di portanza. In definitiva l'espressione delle forze di portanza e resistenza è data dalle seguenti formule:

$$L_s = \frac{1}{2} \rho_{aria} S_{vela} c_L^s(\alpha) V_a^2 \quad (4.1)$$

$$D_s = \frac{1}{2} \rho_{aria} S_{vela} c_D^s(\alpha) V_a^2 \quad (4.2)$$

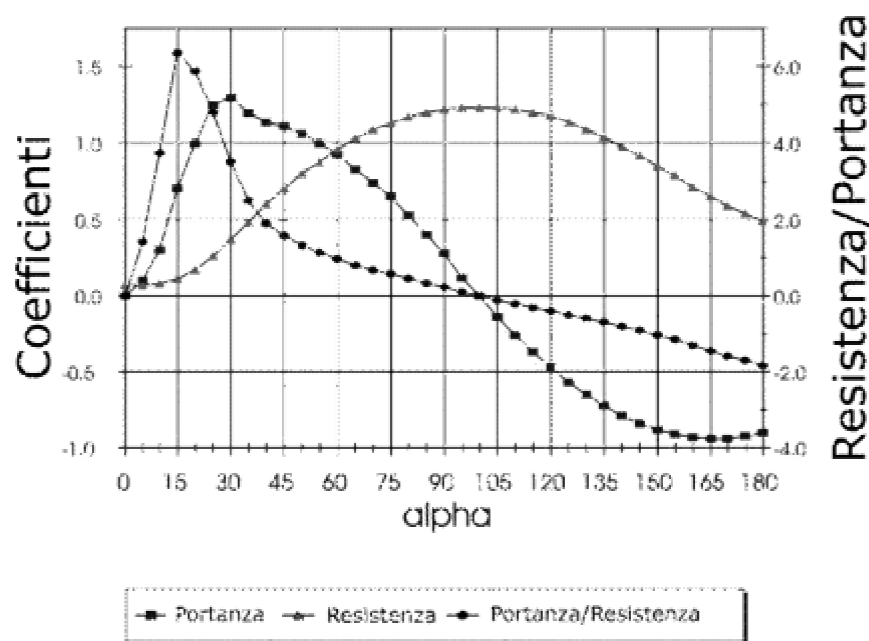


Figura 4.4 Coefficienti di portanza c_L e resistenza c_D

Il punto di applicazione di tali forze non è necessariamente il baricentro, ma varia anch'esso in funzione dell'angolo di attacco. In campo aeronautico si preferisce considerare le forze applicate al baricentro, col l'aggiunta di un momento che dipende dall'angolo di attacco secondo un coefficiente analogo ai coefficienti di portanza e resistenza. In questa trattazione, invece, si considererà variabile il punto di applicazione. Non è facile tuttavia determinare esattamente la posizione di tale punto detto CE. Un metodo approssimato molto semplice consiste nel determinare il centro geometrico

delle vele che, nell'ipotesi di vele triangolari, coincide con l'intersezione delle mediane (Figura 4.5).

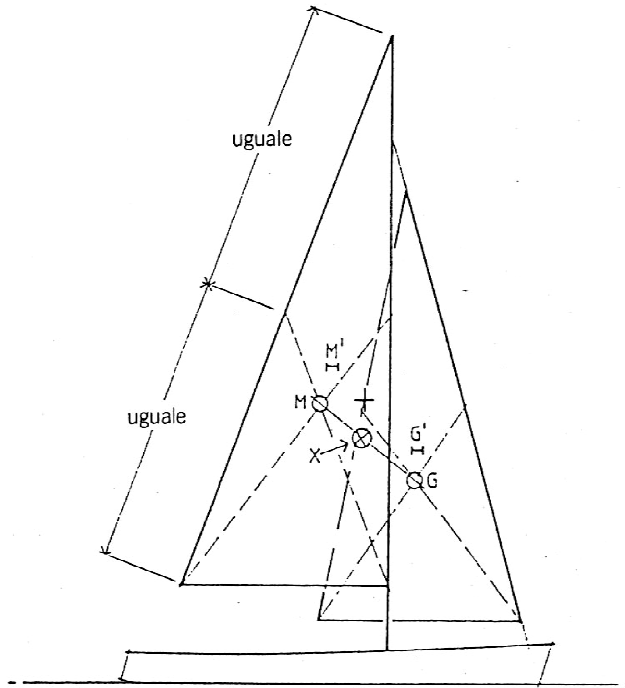


Figura 4.5 Posizione del centro velico CE

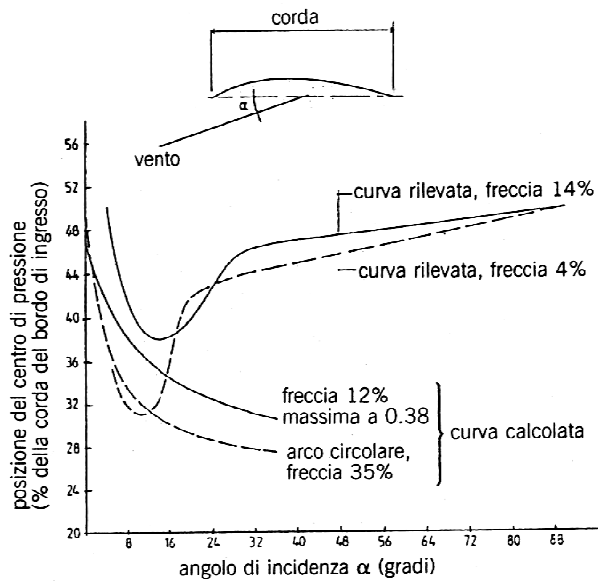


Figura 4.6 Posizione del centro di pressione: valori reali e valori calcolati

Nella Figura 4.6, invece, è rappresentata la posizione orizzontale del centro di pressione espresso in percentuale della corda del bordo di ingresso, relativamente a dati sperimentali e a valori calcolati con un metodo approssimato qui non riportato. La posizione di M' e G' nella Figura 4.5 è ottenuta sulla base di questo grafico. La posizione verticale di M' e G' , invece, corrisponde circa al 40% dell'altezza verticale a partire dalla base.

A partire dai coefficienti di portanza e resistenza è possibile costruire un grafico, detto polare della vela, ponendo sull'ascissa il coefficiente di resistenza e sull'ordinata il coefficiente di portanza. In realtà la polare utilizzata in campo nautico è traslata a destra lungo l'asse di resistenza poiché tiene anche conto della resistenza dovuta all'attrito con l'aria della parte emersa dello scafo. La presenza dello scafo non offre, invece, alcun contributo alla portanza.

Nota, quindi, la polare della vela di una determinata barca (come per esempio quella di Figura 4.7), è possibile determinare intensità e direzione della forza agente sulla vela, a partire dalla misura dell'angolo del vento apparente, quello di apertura della vela e la misura dello scarroccio. Graficamente è necessario dapprima disegnare l'angolo del vento apparente e porre lungo tale direzione l'asse delle ascisse (coefficiente di resistenza) della polare della vela. Successivamente si individua sulla polare il punto corrispondente all'angolo di attacco calcolato a partire dall'angolo del vento apparente β , l'angolo di apertura delle vele δ_s e lo scarroccio λ :

$$\alpha = \beta - \delta_s - \lambda \quad (4.3)$$

La congiungente l'origine degli assi con tale punto individua la direzione della forza e il valore del coefficiente totale. Sarà sufficiente moltiplicare tale coefficiente per il fattore $1/2 \rho_{aria} S_{vela} V_a^2$ per ricavare la forza.

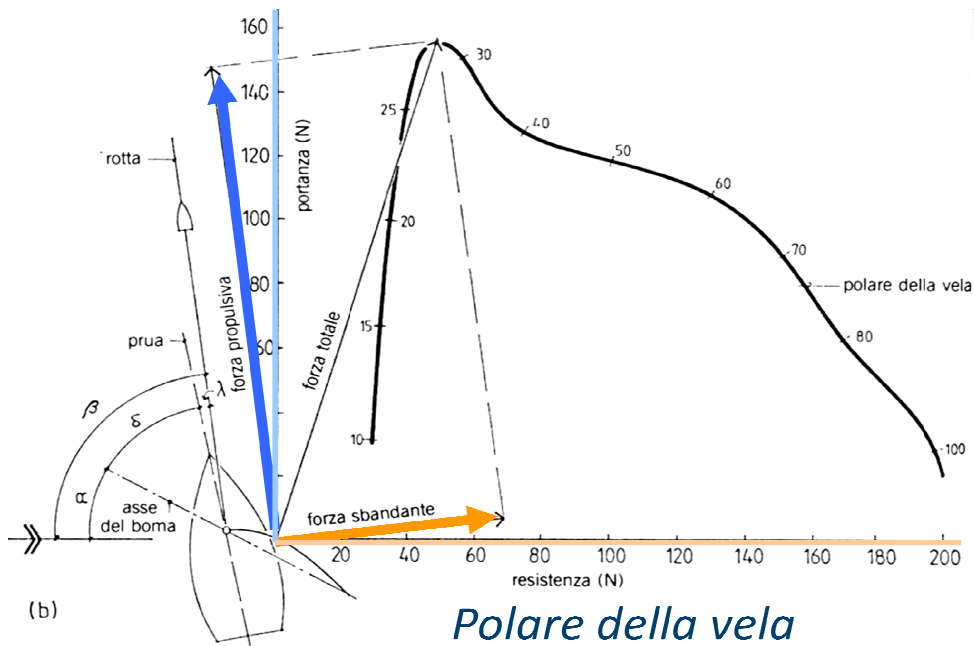


Figura 4.7 Metodo grafico per ricavare la forza agente sulla vela

A questo punto, scomponendo tale forza lungo la direzione di avanzamento della barca e quella ad essa perpendicolare si ottengono rispettivamente la forza propulsiva e quella di sbandamento.

Il procedimento grafico appena descritto si traduce nelle seguenti equazioni:

$$F_R = L_S \sin \beta - D_S \cos \beta \quad (4.4)$$

$$F_H = L_S \cos \beta - D_S \sin \beta \quad (4.5)$$

In tutto questo ragionamento tuttavia non si è tenuto conto dello sbandamento. A causa di quest'ultimo, infatti, l'angolo del vento apparente rispetto all'asse verticale della barca cambia, come rappresentato geometricamente in Figura 4.8, secondo l'equazione (4.6) e di conseguenza cambia anche l'angolo di attacco.

$$\tan \beta = \tan \beta^i / \cos \varphi \quad (4.6)$$

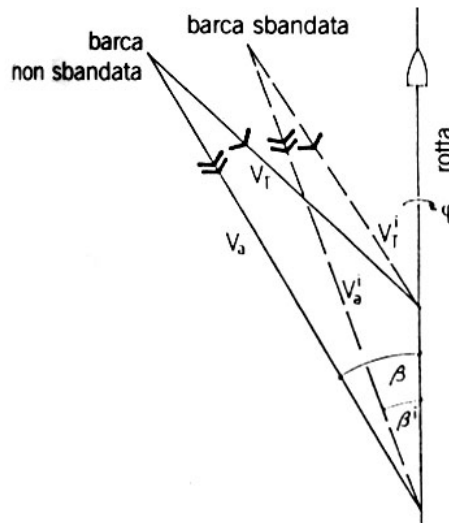


Figura 4.8 Effetto geometrico dello sbandamento sull'angolo del vento apparente

Ne deriva pertanto una diminuzione della forza propulsiva che può essere approssimata [6] secondo la formula (4.7):

$$F_R^i(\varphi) = F_R \cos\varphi \quad (4.7)$$

4.2.2 Il mondo dell'acqua

Nel mondo dell'acqua gli elementi di cui tener conto sono lo scafo e il timone. A sua volta lo scafo presenta un'appendice a forma di pinna detta deriva sulla quale agiscono, come già visto per la vela, una forza di resistenza e una di portanza:

$$L_d = \frac{1}{2} \rho_{acqua} S_{deriva} c_L^d(\lambda) V_s^2 \quad (4.8)$$

$$D_d = \frac{1}{2} \rho_{acqua} S_{deriva} c_D^d(\lambda) V_s^2 \quad (4.9)$$

Rispetto al caso della vela, oltre a cambiare il mezzo fluido nel quale la deriva si muove, cambiano anche le funzioni che determinano i coefficienti

di portanza e resistenza in dipendenza dall'angolo di incidenza, che in questo caso è lo scarroccio.

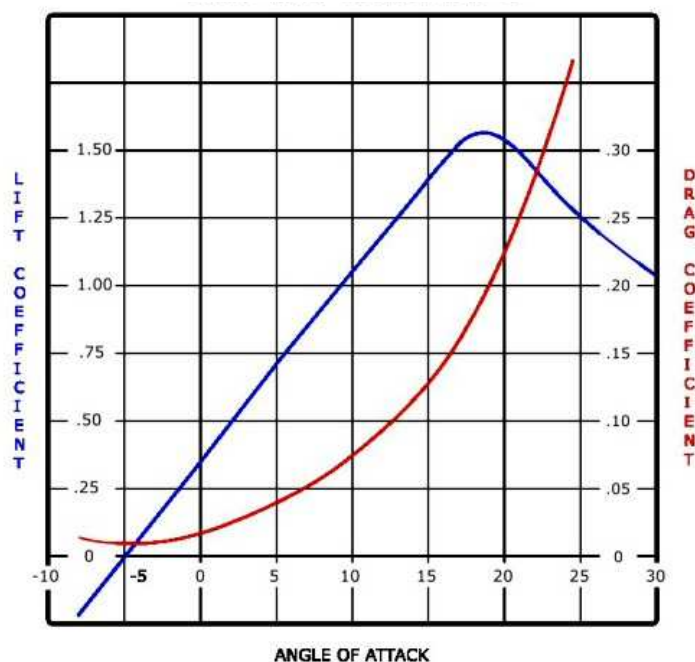


Figura 4.9 Coefficienti c_L e c_D per un profilo aerodinamico di forma simile alla deriva

Qui si evince l'importanza di questo angolo. È infatti grazie allo scarroccio che la barca riesce a navigare in presenza di sbandamento. La forza portante sulla deriva, infatti equilibra la forza sbandante sulle vele, evitando che la barca avanzi eccessivamente in direzione laterale.

Si noti inoltre che, se da una parte la vela lavora in un campo molto ampio, compreso in genere tra 0 e 90°, dall'altra la deriva lavora in un range strettissimo, nell'ordine della decina di gradi. Risulta quindi fondamentale una precisa conoscenza dell'angolo di scarroccio. Tuttavia al contrario dell'angolo di attacco considerato per le vele, non è banale ottenere un'equazione per l'angolo di scarroccio. Effettuando una serie di approssimazioni è possibile ricavare un'espressione dell'angolo di scarroccio valida in determinate. Come verrà illustrato più avanti, infatti, il

momento raddrizzante per piccoli angoli di sbandamento può essere considerato proporzionale a $\sin(\varphi)$:

$$MR \propto \sin(\varphi) \quad (4.10)$$

Inoltre com'è evidente dalla Figura 4.9, la portanza dello scafo può essere considerata proporzionale al prodotto dell'angolo di scarroccio per il quadrato della velocità della barca:

$$L_h \propto \lambda V_s^2 \quad (4.11)$$

Considerando infine la barca in condizione di equilibrio dinamico, si può affermare che il momento raddrizzante è uguale alla forza sbandante e la forza sbandante uguale alla portanza dello scafo:

$$MR = F_H = L_h \quad (4.12)$$

Mettendo a sistema le relazioni (4.10), (4.11) e (4.12) si ottiene quindi un'espressione per l'angolo di scarroccio in condizioni di equilibrio e per piccoli angoli di sbandamento:

$$\lambda \cong K \sin \varphi / V_s^2 \quad (4.13)$$

Il resto dello scafo, ossia la sua parte immersa, detta opera viva, offre solo un contributo di resistenza. Tale contributo (4.14), in assenza di scarroccio può essere calcolato come la somma di due contributi indipendenti (Figura 4.10): il primo dovuto alla resistenza di attrito che è proporzionale alla velocità elevata alla potenza 9/5; il secondo dovuto alla resistenza residua o

di onda, che nel caso di barca a dislocamento leggero è proporzionale al cubo della velocità.

$$D_{scafo} = k_1 V^{9/5} + k_2 V^3 \quad (4.14)$$

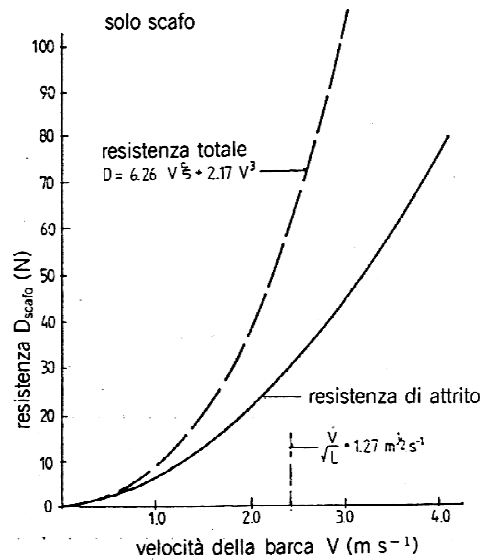


Figura 4.10 Resistenza totale dello scafo

In definitiva, sull'intero scafo (escluso il timone) agisce una forza le cui componenti sono:

- una diretta lungo la direzione di avanzamento della barca detta resistenza che è la somma della resistenza della deriva (4.9) e quella dell'opera morta (4.14);

$$D_h = k_1 V_s^{9/5} + k_2 V_s^3 + \frac{1}{2} \rho_{acqua} S_{acqua} c^d_D(\lambda) V_s^2 \quad (4.15)$$

- l'altra perpendicolare alla prima, detta portanza, dovuta in buona approssimazione alla sola deriva (4.8).

$$L_h = \frac{1}{2} \rho_{acqua} S_{deriva} c^d_L(\lambda) V_s^2 \quad (4.16)$$

Il punto di applicazione di tali forze, detto CLR, cambia, come visto per la vela, a seconda delle condizioni di navigazione. In particolar modo dipende dall'angolo di sbandamento e dallo scarroccio. Si può scrivere un'espressione approssimata (4.17) della posizione del CLR in percentuale della lunghezza al galleggiamento da prua.

$$x' = x'_0 + \mu' \varphi / \lambda \quad (4.17)$$

Dove x_0 è la posizione di CLR a barca non sbandata, λ e φ sono rispettivamente l'angolo di scarroccio e quello di sbandamento e μ' è un coefficiente, in generale negativo, che dipende dal tipo di scafo. Nella Figura 4.11 è rappresentato un esempio dell'andamento di tale funzione ricavato da dati sperimentali.

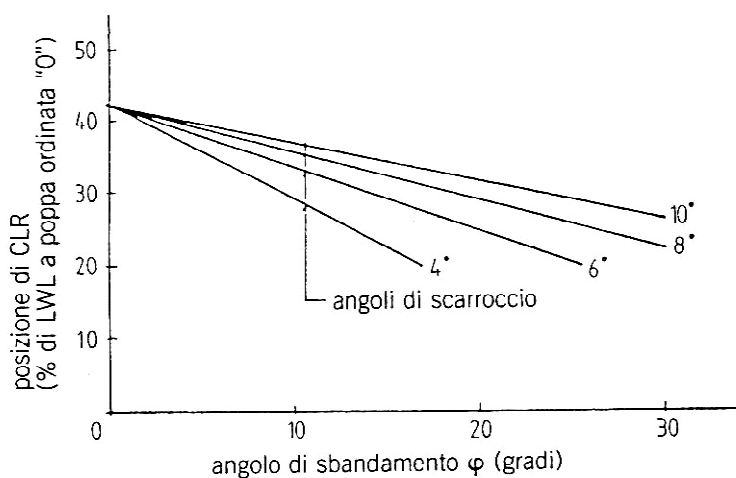


Figura 4.11 Posizione di CLR in % di LWL da prua

Riportando su ascissa e ordinata le due componenti di forza, si ottiene un grafico detto polare dello scafo. Tale grafico, rappresentato in Figura 4.12 è costituito in realtà da un fascio di curve, ciascuna relativa ad una diversa velocità di avanzamento.

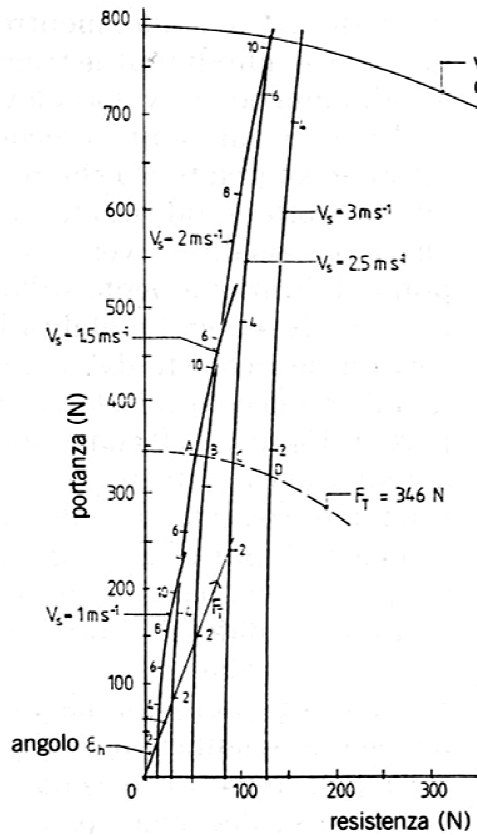


Figura 4.12 Polare dello scafo

Il secondo elemento dell'analisi nel mondo dell'acqua è il timone. Esso ha una forma bilobata simmetrica rispetto all'asse longitudinale. Immerso in un fluido in movimento, si comporta in modo molto simile a un profilo alare, ottenendo il maggior valore di portanza per un angolo di incidenza attorno ai 45°. Come già discusso per vela e deriva le due componenti della forza agente sul timone sono determinate dalle leggi della fluidodinamica:

$$L_r = \frac{1}{2} \rho_{acqua} S_{timone} c^r_L (\delta_r) V_s^2 \quad (4.18)$$

$$D_r = \frac{1}{2} \rho_{acqua} S_{timone} c^r_D (\delta_r) V_s^2 \quad (4.19)$$

I coefficienti c'_L e c'_D sono funzione dell'angolo formato dalla vena indisturbata con l'asse del timone. Tale angolo in assenza della deriva sarebbe dato dalla somma di scarroccio più angolo d'inclinazione della barra del timone. In realtà come si può vedere dalla Figura 4.13 il flusso prima di raggiungere il timone viene parzialmente deviato dalla deriva; si può pertanto approssimare l'angolo di attacco al solo angolo d'inclinazione della barra.

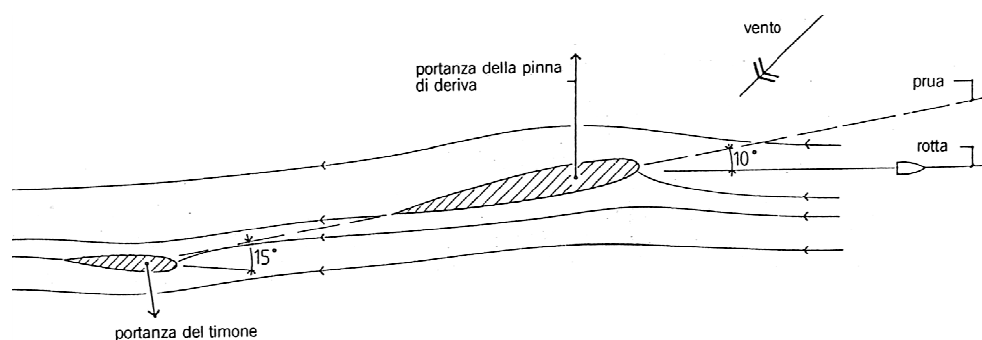
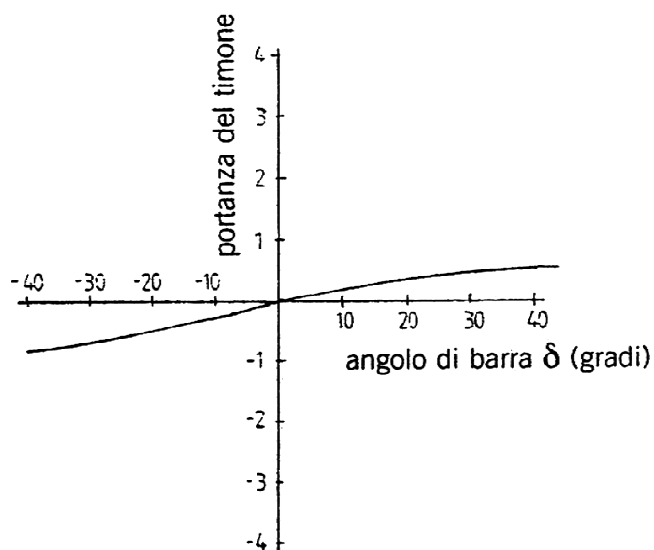


Figura 4.13 Linee di flusso in acqua e interazione tra deriva e timone

Il coefficiente di portanza c'_L ha un andamento simile a quello in figura:



4.14 Coefficiente di portanza di un timone

Oltre alle forze di resistenza e portanza, dovute al moto relativo tra la parte immersa della barca e il fluido, in acqua nasce anche un'altra forza, di tipo statico, detta forza idrostatica (Figura 4.15). Si tratta della cosiddetta spinta di Archimede che determina il galleggiamento dell'imbarcazione. Essa, infatti, bilancia perfettamente la forza peso, ma a differenza di questa non ha come punto di applicazione il baricentro, bensì il centro delle forze di pressione, che corrisponde al centro di carena, che varia al variare dello sbandamento. Si può scrivere in generale:

$$MR = z(\varphi)Mg \quad (4.20)$$

Dove $z(\varphi)$ è la distanza tra il centro di carena B e la verticale passante per il baricentro G, ossia la distanza tra la direzione della forza peso e la direzione della forza idrostatica.

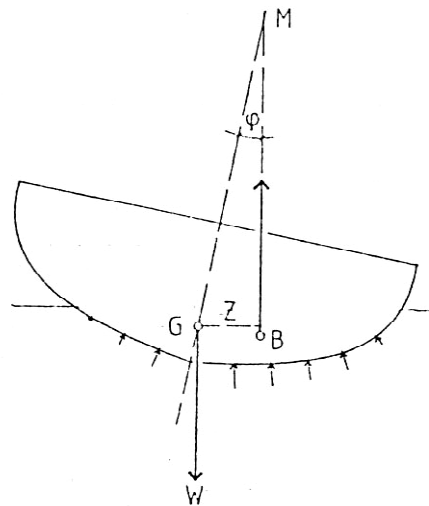


Figura 4.15 Forza peso e forza idrostatica

Il disassamento delle due forze genera un momento torcente che in condizioni di equilibrio bilancia, il momento sbandante dovuto alla forza di sbandamento della vela e alla portanza della deriva. Il prolungamento della

forza di galleggiamento interseca l'asse verticale della barca in un punto detto metacentro M. La distanza tra il metacentro e il centro di carena, detta altezza metacentrica, varia con l'angolo di sbandamento come rappresentato in Figura 4.16.

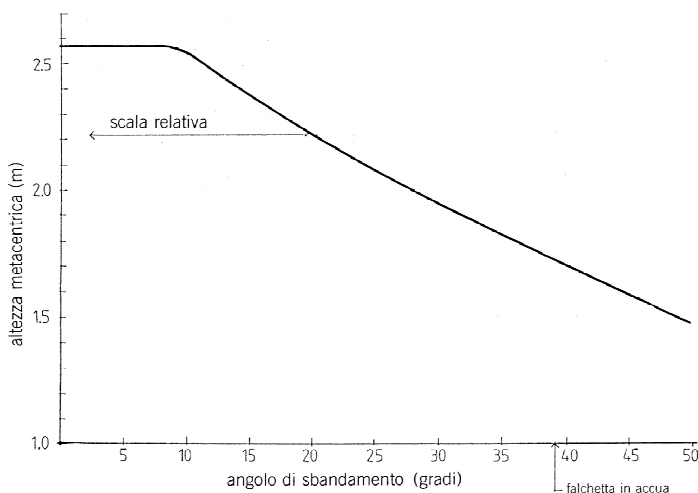


Figura 4.16 Altezza metacentrica in funzione dello sbandamento

La posizione del centro di carena e del metacentro possono essere ottenuti mediante metodi di calcolo qui non riportati. Risulta comunque complesso poter dare un'espressione analitica della funzione $z(\varphi)$, ma per valori sufficientemente piccoli di φ è possibile considerare fisso il metacentro e quindi la funzione $z(\varphi)$ proporzionale alla distanza tra il baricentro e il metacentro \overline{GM} (Figura 4.17):

$$z(\varphi) \cong \overline{GM} \sin(\varphi) \quad (4.21)$$

La validità di tale approssimazione per angoli di sbandamento piccoli è ben visibile dal confronto grafico tra il momento raddrizzante reale misurato e la sua funzione approssimata.

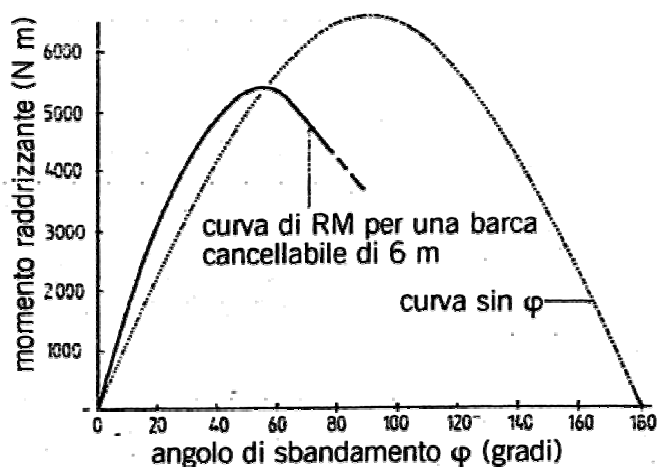


Figura 4.17 Curva del momento raddrizzante in funzione dello sbandamento

4.2.3 Le equazioni del modello fisico

Dopo aver descritto tutte le forze in gioco si può passare alla scrittura delle equazioni dinamiche che descrivono il moto della barca.

La barca è un corpo rigido, che presenta quindi sei gradi di libertà, tre di traslazione e tre di rotazione. Sono stati definiti due sistemi di riferimento cartesiani non inerziali destrorsi, aventi l'origine in corrispondenza del baricentro della barca.

- Il primo chiamato *Body Reference* è orientato secondo gli assi della barca: l'asse x coincide con l'asse principale della barca orientato verso prua, l'asse y giace sul piano della barca ed è orientato verso sinistra; infine l'asse z è orientato verso l'alto.
- Il secondo sistema di riferimento chiamato *Water Reference*, è una terna destrorsa con il piano xy giacente sul piano dell'acqua, l'asse x rivolto a prora e l'asse z rivolto verso l'alto.

In Figura 4.18 sono rappresentati i due sistemi di riferimento ora descritti.

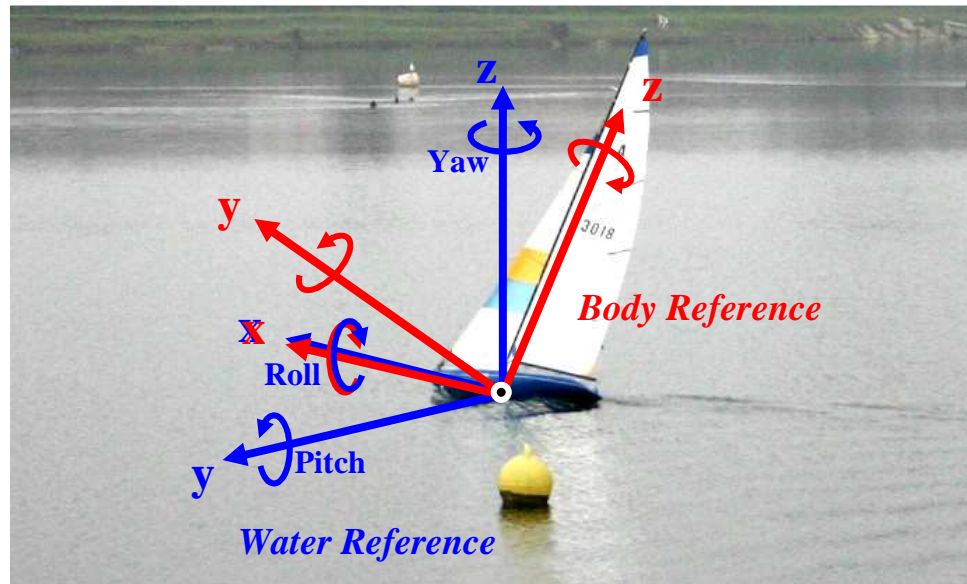


Figura 4.18 Sistemi di riferimento e gradi di libertà

Si considerano quindi i gradi di libertà nel *Water Reference*. Di tutti i sei movimenti possibili, in questa trattazione, ne verranno presi in considerazione quattro, trascurando i moti di beccheggio e sussulto.

Al fine di determinare le varie dinamiche del sistema si utilizza il metodo degli equilibri dinamici.

La dinamica di imbardata viene ottenuta dalla scrittura dell'equilibrio dinamico dei momenti nel piano xy (Figura 4.19). Oltre ai momenti generati dalle forze già analizzate in precedenza viene introdotta una coppia di attrito viscoso, dovuta all'interazione tra l'aria e l'acqua con la barca. Si definisce tale coppia semplicemente come una funzione generica della velocità di rotazione. Dall'equilibrio alla rotazione si ottiene quindi la seguente equazione:

$$\dot{\omega} = 1/J_{\omega} (dF_H \cos\varphi + rF_r \cos\varphi - h \sin\varphi F_R - T_{\omega}(\omega)) \quad (4.22)$$

Dove J_{ω} è il momento d'inerzia della barca rispetto all'asse verticale.

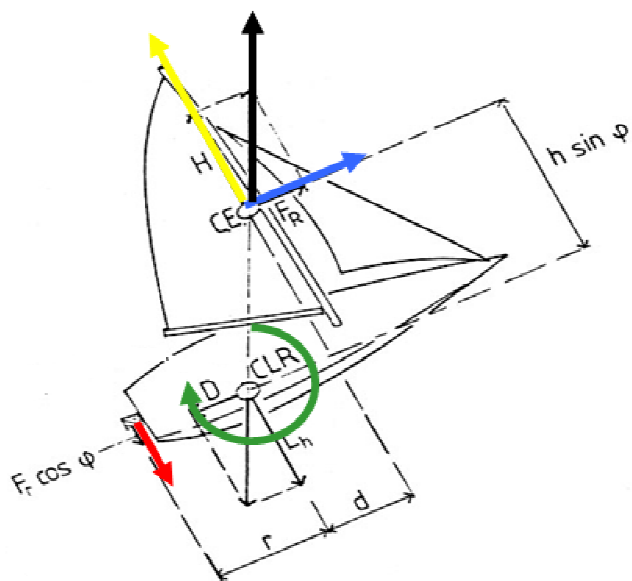


Figura 4.19 Forze e momenti che determinano la dinamica d'imbardata

La dinamica longitudinale si ottiene dall'equilibrio dinamico delle forze lungo l'asse x .

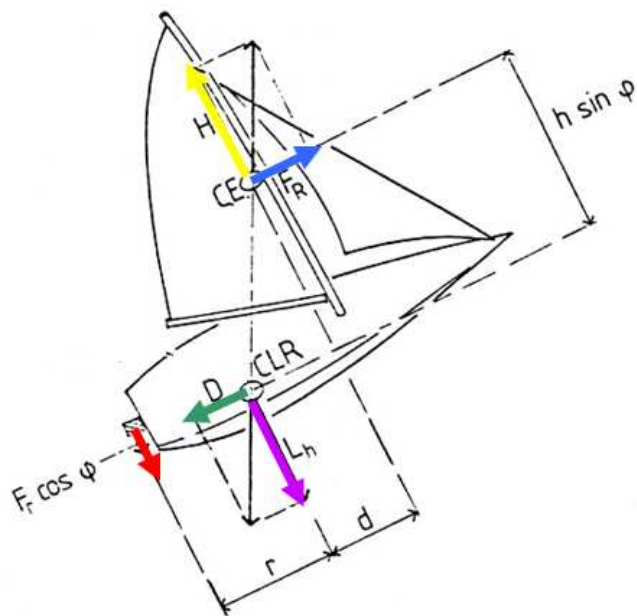


Figura 4.20 Forze coinvolte nella dinamica longitudinale e in quella laterale

In questo caso il termine di attrito dinamico è già presente ed è dato dalla resistenza dello scafo e del timone. Si ottiene pertanto la seguente equazione:

$$\dot{V}_{sx} = 1/M (F_R - D_h - D_r) \quad (4.23)$$

Dove M è la massa dell'imbarcazione.

Analogamente si ottiene la dinamica laterale dall'equilibrio dinamico delle forze lungo y:

$$\dot{V}_{sy} = 1/M (F_H \cos \varphi - L_h \cos \varphi - F_r \cos \varphi) \quad (4.24)$$

Infine la dinamica di rollio è ottenuta dall'equilibrio dinamico dei momenti nel piano yz. Come per la dinamica d'imbardata è stato introdotto un termine di attrito viscoso, funzione della velocità di rollio.

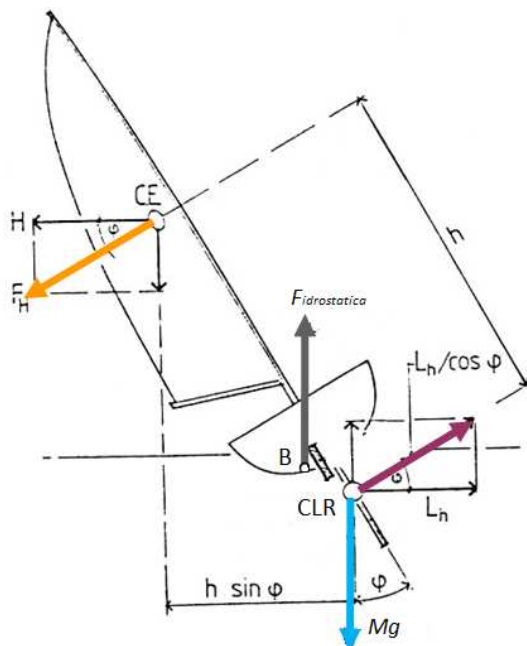


Figura 4.21 Forze che determinano la dinamica di rollio

L'espressione della dinamica di rollio risulta quindi:

$$\ddot{\varphi} = 1/J_{\varphi} (hF_H - MR - T_{\varphi}(\dot{\varphi})) \quad (4.25)$$

Dove J_{φ} è il momento d'inerzia della barca rispetto all'asse longitudinale.

In conclusione il sistema barca, sotto le ipotesi semplificative fatte in questa trattazione, può essere descritto dal sistema di equazioni dinamiche (4.26) formato da (4.22), (4.23), (4.24) e (4.25):

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{\omega} = 1/J_{\omega} (dF_H \cos\varphi - h \sin\varphi F_R + r F_r \cos\varphi - T_{\omega}(\omega)) \\ \dot{V}_{sx} = 1/M (F_R - D_h - D_r) \\ \dot{V}_{sy} = 1/M (F_H \cos\varphi - L_h \cos\varphi - F_r \cos\varphi) \\ \ddot{\varphi} = 1/J_{\varphi} (hF_H - MR - T_{\varphi}(\dot{\varphi})) \end{array} \right. \quad (4.26)$$

Corredato dalle equazioni (4.1), (4.2), (4.3), (4.4), (4.5), (4.13), (4.15), (4.16), (4.18), (4.20) e (4.21) , riportate tutte qui sotto (4.27), che sono necessarie a descrivere le forze in gioco:

$$\begin{aligned} F_R &= L_s \sin\beta - D_s \cos\beta \\ F_H &= L_s \cos\beta - D_s \sin\beta \\ L_s &= 1/2 \rho_{aria} S_{vela} c_L^s(\alpha) V_a^2 \\ D_s &= 1/2 \rho_{aria} S_{vela} c_D^s(\alpha) V_a^2 \\ \alpha &= \beta - \delta_s - \lambda \end{aligned} \quad (4.27)$$

$$\begin{aligned} D_h &= k_1 V_s^{9/5} + k_2 V_s^3 + 1/2 \rho_{acqua} S_{acqua} c_D(\lambda) V_s^2 \\ L_h &= 1/2 \rho_{acqua} S_{deriva} c_L(\lambda) V_s^2 \\ \lambda &\cong K \sin\varphi / V_s^2 \end{aligned}$$

$$F_r = L_r = \frac{1}{2} \rho_{acqua} S_{timone} c_{L,r}^r(\delta_r) V_s^2$$

$$MR = z(\varphi) Mg$$

$$z(\varphi) \cong \overline{GM} \sin(\varphi)$$

4.2.4 Problemi d'implementazione

Il modello ricavato in questo capitolo è un modello non lineare di difficile implementazione data la variabilità e incertezza di molti dei parametri e delle grandezze in gioco.

Il punto di applicazione della forza aerodinamica sulla vela CE e quello di applicazione della forza idrodinamica sullo scafo CLR, per come è stata impostata la modellizzazione, hanno una posizione variabile a seconda delle condizioni di navigazione; dipendendo in particolar modo dall'angolo di rollio, l'angolo di attacco e l'angolo di apertura della vela. Ciò determina una variabilità delle lunghezze d , r ed h (4.28).

$$d = d(\varphi, \alpha, \delta_s)$$

$$r = r(\varphi) \tag{4.28}$$

$$h = h(\varphi, \alpha)$$

In secondo luogo i coefficienti di portanza e resistenza sia della vela che della deriva e del timone sono funzioni non note rispettivamente dell'angolo di attacco, l'angolo di scarroccio e l'angolo di inclinazione della barra del timone.

$$c_{D,L}^s = c_{D,L}^s(\alpha)$$

$$c_{D,L}^d = c_{D,L}^d(\lambda) \tag{4.29}$$

$$c_{L,D}^r = c_{L,D}^r(\delta_r)$$

Tali curve normalmente vengono ricavate sulla base di misure effettuate in galleria del vento o in vasca. Per questo lavoro di tesi non è stato possibile effettuare delle misurazioni di questo tipo e si è preferito lavorare su di un loro modello semplificato o su curve standard.

Vi è infine la difficoltà di identificare il parametro dell'espressione approssimata dell'angolo di scarroccio, in quanto non è possibile effettuare delle misure accurate di tale angolo.

In definitiva, al fine di ricavare un modello dinamico del sistema che fosse identificabile grazie alla strumentazione di cui è stato dotato il modello in scala, si è reso necessaria la costruzione di un modello più semplice rispetto a quello descritto in questa sezione, ma in grado comunque di replicare, con buona approssimazione, le dinamiche d'interesse.

4.3 Il modello semplificato

In questo paragrafo verrà presentato dapprima un modello semplificato di barca a singola vela ampiamente utilizzato in letteratura. Di esso verrà fatta una breve analisi nella quale verranno messi in luce i possibili punti critici. Successivamente verrà proposto un nuovo modello semplificato ricavato a partire dal modello fisico ottenuto in questo capitolo, e nel quale vengono introdotti elementi di maggior complessità rispetto al modello trovato in letteratura.

4.3.1 Stato dell'arte della modellistica

Il modello considerato come riferimento in questa trattazione, è una delle versioni fra quelle presenti e ampiamente utilizzate in letteratura [5]. Si tratta di un modello dinamico deterministico in cui si descrivono essenzialmente la dinamica di avanzamento e quella d'imbardata. La direzione e l'intensità del vento vengono considerate variabili.

Nella Figura 4.22 sono rappresentate le grandezze in gioco.

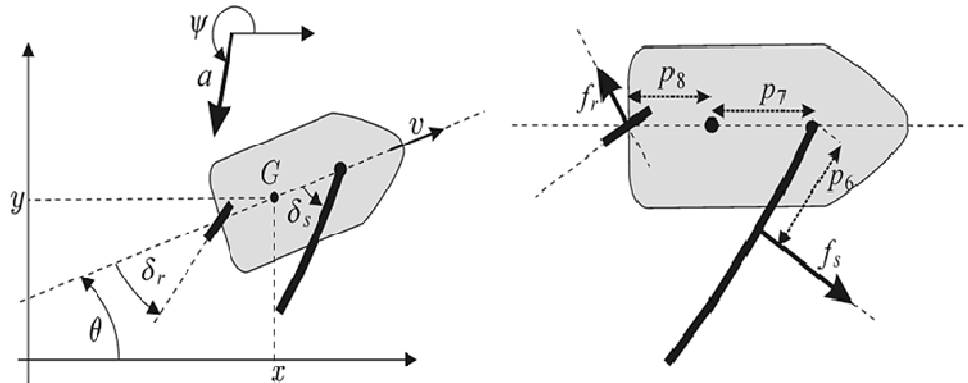


Figura 4.22 Rappresentazione delle grandezze d'interesse nel piano xy

Le variabili x e y sono le coordinate del baricentro G nel piano; θ è l'orientamento o Heading della barca e v la sua velocità diretta lungo il suo asse. δ_r e δ_s sono rispettivamente l'angolo della barra del timone e l'angolo effettivo di apertura della vela. f_r e f_s sono le forze fluidodinamiche che agiscono rispettivamente sul timone e sulla vela. Infine α e ψ sono intensità e direzione assoluta del vento.

La dinamica di avanzamento (4.30) è ridotta alla sola dinamica longitudinale ed è ottenuta dal bilancio delle forze lungo l'asse longitudinale della barca con l'aggiunta di un termine di attrito dinamico lineare.

$$\dot{v} = \frac{f_s \sin \delta_s - f_r \sin u_1 - p_2 v}{p_9} \quad (4.30)$$

La dinamica d'imbardata (4.31) ha la stessa forma di quella considerata fin qui: è ottenuta dal bilancio dei momenti attorno al baricentro e contiene un termine di attrito lineare.

$$\dot{\omega} = \frac{f_s(p_6 - p_7 \cos \delta_s) - p_8 f_r \cos u_1 - p_3 \omega}{p_{10}} \quad (4.31)$$

Per quanto riguarda le forze fluidodinamiche vengono fatte le seguenti ipotesi semplificative:

- La forza è perpendicolare alla superficie dell'appendice fluidodinamica (vela o timone);
- La forza è proporzionale al seno dell'angolo d'incidenza del fluido sulla superficie fluidodinamica;
- La forza è proporzionale alla velocità del fluido.

Per il calcolo della forza sulla vela si considera inoltre l'angolo del vento reale invece di quello apparente, trascurando di fatto la velocità della barca che porterebbe a un angolo di vento apparente diverso da quello reale. Di seguito sono riportate le equazioni utilizzate per la forza sulla vela (4.32) e la forza sul timone (4.33):

$$f_s = p_4 a \sin(\theta - \psi + \delta_s) \quad (4.32)$$

$$f_r = p_5 v \sin u_1 \quad (4.33)$$

Infine, vengono considerate come variabili esogene non controllabili la direzione (ψ) e l'intensità (a) del vento, mentre sono variabili esogene controllabili la posizione angolare del timone (u_1) e l'angolo massimo di apertura della vela (u_2) che è direttamente legato alla lunghezza della scotta svolta. Quest'ultima scelta che risulta la più realistica, in quanto fedele al reale funzionamento di una imbarcazione, implica la necessità di porre dei vincoli sulla posizione angolare della vela (δ_s). Infatti, se l'angolazione del vento è tale da tendere la scotta, la vela manterrà l'angolo massimo dato dalla regolazione effettuata, altrimenti la vela avrà la medesima direzione

del vento e di conseguenza l'angolo di attacco sarà nullo. Questo vincolo è formalizzato nelle seguenti equazioni (4.34):

$$\begin{aligned} \gamma &= \cos(\theta - \psi) + \cos u_2 \\ \delta_s &= \begin{cases} \pi - \theta + \psi & \text{se } \gamma \leq 0 \\ \text{sign}(\sin(\theta - \psi))u_2 & \text{altrimenti} \end{cases} \end{aligned} \quad (4.34)$$

Le equazioni dinamiche (4.35) e (4.36) che descrivono la posizione della barca nel piano sono ottenute scomponendo la velocità lungo le due direzioni ortogonali del piano e aggiungendo un fattore di deriva proporzionale all'intensità del vento scomposta lungo le due direzioni x e y . L'equazione (4.37), invece, dice semplicemente che la derivata dell'orientamento o Heading della barca è la sua velocità angolare.

$$\dot{x} = v \cos\theta + p_1 a \cos\psi \quad (4.35)$$

$$\dot{y} = v \sin\theta + p_1 a \sin\psi \quad (4.36)$$

$$\dot{\theta} = \omega \quad (4.37)$$

Di seguito è riportato il sistema completo in forma di stato (4.38), composto da cinque equazioni dinamiche, due equazioni che descrivono le forze in gioco e altre due equazioni che formalizzano le condizioni al contorno.

Il significato dei parametri p_1, p_2, \dots, p_{10} è esplicitato di seguito:

p_1 = coefficiente di deriva

p_2 = coefficiente di attrito lineare

p_3 = coefficiente di attrito angolare

p_4 = coefficiente di portanza della vela

p_5 = coefficiente di portanza del timone

p_9 = massa della barca

p_{10} = inerzia angolare

Le distanze p_6 , p_7 , p_8 sono rappresentate in Figura 4.22.

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{x} = v \cos\theta + p_1 a \cos\psi \\ \dot{y} = v \sin\theta + p_1 a \sin\psi \\ \dot{\theta} = \omega \\ \dot{v} = \frac{f_s \sin\delta_s - f_r \sin u_1 - p_2 v}{p_9} \\ \dot{\omega} = \frac{f_s (p_6 - p_7 \cos\delta_s) - p_8 f_r \cos u_1 - p_3 \omega}{p_{10}} \\ f_s = p_4 a \sin(\theta - \psi + \delta_s) \\ f_r = p_5 v \sin u_1 \\ \gamma = \cos(\theta - \psi) + \cos u_2 \\ \delta_s = \begin{cases} \pi - \theta + \psi & \text{se } \gamma \leq 0 \\ \text{sign}(\sin(\theta - \psi)) u_2 & \text{altrimenti} \end{cases} \end{array} \right. \quad (4.38)$$

In conclusione tale modello semplificato, rispetto a quello fisico ricavato nella presente trattazione, introduce le seguenti ulteriori ipotesi semplificative:

- Trascura la dinamica laterale e quella di rollio
- Ipotizza un modello lineare degli attriti dinamici
- Semplifica i modelli delle forze fluidodinamiche
- Utilizza l'angolo del vento reale al posto di quello apparente
- Ipotizza fissi i punti di applicazione delle forze fluidodinamiche
- Trascura la presenza dello scarroccio

Nel seguito viene proposto un nuovo modello semplificato nel quale sono presenti aspetti di maggior complessità rispetto al modello trovato in letteratura.

4.3.2 Un nuovo modello semplificato

Il modello semplificato visto nel precedente paragrafo è esente dai problemi di identificazione discussi per il modello fisico ricavato nel presente capitolo in quanto fa delle ipotesi semplificative sulla posizione dei punti di applicazione delle forze e sul loro modello e inoltre trascura la presenza dello scarroccio. Il modello semplificato che verrà proposto nel presente lavoro di tesi è basato su ipotesi semplificative che in parte coincidono con quelle fatte per la stesura del modello trovato in letteratura. In particolare il nuovo modello:

- Trascura la dinamica laterale
- Ipotizza fissi i punti di applicazione delle forze fluidodinamiche
- Trascura la presenza dello scarroccio
- Trascura le asimmetrie dovute allo sbandamento
- Considera un modello semplificato delle forze fluidodinamiche

Quelle appena elencate sono le ipotesi preliminari. Successivamente, nel Paragrafo 5.5 verranno fatte delle ulteriori ipotesi volte all'identificazione e alla scelta del modello più opportuno per ciascuna dinamica. In particolar modo verranno proposti e confrontati più modelli delle forze e delle grandezze variabili presenti nelle equazioni dinamiche.

Di seguito sono riportate le equazioni (4.39) delle tre dinamiche considerate nel nuovo modello semplificato.

$$\begin{aligned}
 \dot{\omega} &= 1/J_{\omega} (rF_r + k_{\omega}V_s \sin\varphi - B_{\omega}\omega) \\
 \dot{V}_s &= 1/M (F_s \sin(\delta_s + 10^{\circ}) - k_2 V_s^2) \\
 \omega_{\varphi}^2 \ddot{\varphi} + 2\xi_{\varphi} \omega_{\varphi} \dot{\varphi} + \varphi &= k_{\varphi} F_s \cos(\delta_s + 10^{\circ})
 \end{aligned}
 \tag{4.39}$$

A completamento del sistema dinamico vi sono le equazioni (4.40) che servono a descrivere la posizione della barca nel piano:

$$\begin{aligned} \dot{x} &= V_s \cos \psi \\ \dot{y} &= V_s \sin \psi \\ \dot{\psi} &= \omega \end{aligned} \quad (4.40)$$

Seguono le equazioni (4.41) delle forze sulla vela e sul timone:

$$\begin{aligned} F_s &= k_s f(\alpha) V_a^2 \\ F_r &= \delta_r V_s \end{aligned} \quad (4.41)$$

Dove $f(\alpha)$ è una funzione dell'angolo d'attacco α che a sua volta è calcolato secondo la formula (4.42) in cui rispetto a (4.3) manca l'angolo di scarroccio.

$$\alpha = \beta - \delta_s^{eff} \quad (4.42)$$

L'angolo β non è l'angolo del vento reale come considerato nel modello di letteratura, bensì l'angolo del vento apparente come nel modello fisico. Il suo valore è ottenuto a partire da semplici calcoli trigonometrici (4.43), dai quali si ottiene anche l'intensità del vento apparente V_a :

$$\begin{aligned} \gamma &= \theta - \psi - \pi \\ Im_\beta &= V_r \sin(\gamma) \\ Re_\beta &= V_r \cos(\gamma) + V_s \\ \beta &= \arctan\left(\frac{Im_\beta}{Re_\beta}\right) \\ V_a &= \sqrt{Im_\beta^2 + Re_\beta^2} \end{aligned} \quad (4.43)$$

Dove γ è l'angolo del vento reale e V_r è l'intensità del vento reale, come rappresentati in Figura 4.23.

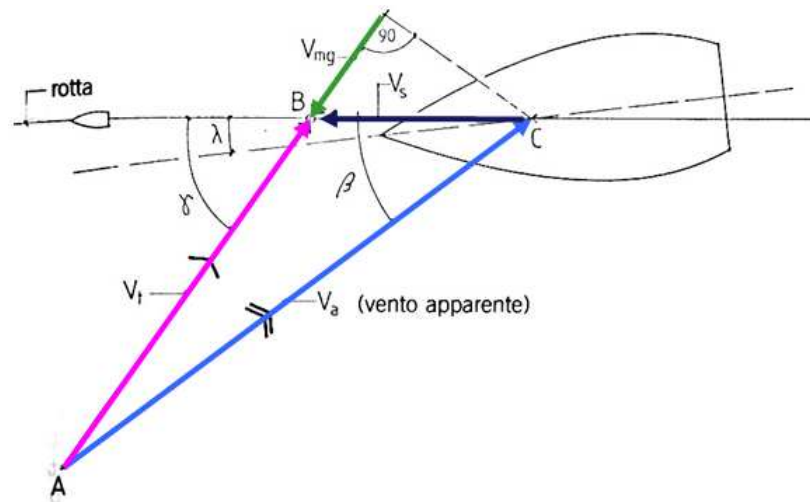


Figura 4.23 Vento reale, vento apparente e V_{mg}

Infine, come nel modello della letteratura, viene formalizzato il vincolo (4.44) che determina l'effettivo angolo di apertura della vela δ_s^{eff} :

$$\gamma = \cos \beta + \cos \delta_s$$

$$\delta_s^{eff} = \begin{cases} \beta & \text{se } \gamma \leq 0 \\ \text{sign}(\beta)\delta_s & \text{altrimenti} \end{cases} \quad (4.44)$$

In conclusione il nuovo modello proposto presenta, rispetto a quello presente in letteratura, i seguenti aspetti innovativi:

- Tiene conto della dinamica di rollio
- Considera un modello non lineare per gli attriti
- Considera un modello più complesso per le forze aerodinamiche
- Considera il vento apparente al posto di quello reale per il calcolo della forza sulla vela

4.4 Modello della strumentazione

In quest'ultima parte del capitolo verranno forniti i modelli delle misure, in relazione alla collocazione dei sensori e con le opportune semplificazioni dettate dalla dinamica dell'imbarcazione. Inoltre verrà fatta un'analisi della dinamica dei sensori.

Per quanto riguarda gli attuatori la loro dinamica verrà trascurata per via degli elevati rapporti di riduzione che vi sono tra l'asse dei motori CC e l'asse esterno di rotazione di ciascun attuatore. Si tiene conto, invece, della saturazione in velocità, caratteristica di ciascun attuatore, che in genere viene fornita dal costruttore. Nel modello di simulazione verrà quindi introdotta tale saturazione.

4.4.1 Modello delle misure

Di seguito vengono brevemente riportati i modelli delle misure per ciascun sensore, con le dovute semplificazioni.

- **GPS**

I GPS montati sulla barca sono due. Verranno quindi forniti due modelli distinti per le misure fornite dai GPS. Come si può vedere in Figura 4.24 le misure di Heading e Speed risentono della velocità angolare della barca, mentre le misure di Longitudine e Latitudine risentono dell'orientamento della barca.

Per il GPS posto a prua sussistono le seguenti relazioni:

$$\begin{cases} V_s^{GPS1} \sin(\psi^{GPS1} - (\psi - \lambda)) = \dot{\psi}r_1 + V_s \sin\lambda \\ V_s^{GPS1} \cos(\psi^{GPS1} - (\psi - \lambda)) = V_s \cos\lambda \end{cases} \quad (4.45)$$

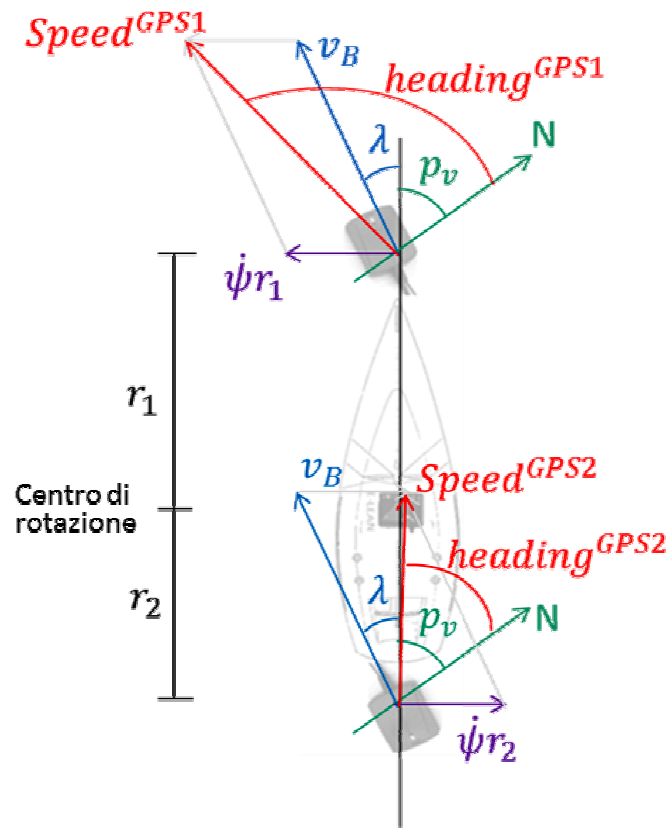


Figura 4.24 Rappresentazione vettoriale delle misure dei GPS

Ipotizzando di poter trascurare l'angolo di scarroccio si ottiene che tali relazioni possono essere riscritte come segue:

$$\begin{cases} V_s^{GPS1} \sin(\psi^{GPS1} - \psi) = \dot{\psi}r_1 \\ V_s^{GPS1} \cos(\psi^{GPS1} - \psi) = V_s \end{cases} \quad (4.46)$$

In modo analogo si giunge alle relazioni semplificate per il GPS2:

$$\begin{cases} V_s^{GPS2} \sin(\psi^{GPS2} - \psi) = -\dot{\psi}r_2 \\ V_s^{GPS2} \cos(\psi^{GPS2} - \psi) = V_s \end{cases} \quad (4.47)$$

- **IMU**

Di seguito viene fornita una descrizione completa delle accelerazioni misurate nel riferimento solidale con la barca, che tiene conto di tutti i principali contributi a cui è soggetta una barca a vela.

$$\begin{bmatrix} a_x \\ a_y \\ a_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos\varphi \operatorname{sen}\vartheta (\dot{V}_z + g) + \cos\vartheta \dot{V}_x + \operatorname{sen}\varphi \operatorname{sen}\vartheta (\dot{\psi} V_x + \dot{V}_y) \\ \operatorname{sen}\varphi (\dot{V}_z + g) + \cos\varphi (\dot{\psi} V_x + \dot{V}_y) \\ \cos\varphi \cos\vartheta (\dot{V}_z + g) + \operatorname{sen}\vartheta \dot{V}_x - \operatorname{sen}\varphi \cos\vartheta (\dot{\psi} V_x + \dot{V}_y) \end{bmatrix} \quad (4.48)$$

Sempre con riferimento alle dinamiche di una barca a vela si può ipotizzare, con buona approssimazione, che l'accelerazione laterale \dot{V}_y , quella verticale \dot{V}_z e il contributo di accelerazione centripeta ωV_x siano trascurabili. Tenendo conto, inoltre, che le oscillazioni di beccheggio sono molto ridotte e prossime allo zero, si possono scrivere le seguenti descrizioni semplificate delle accelerazioni:

$$\begin{bmatrix} a_x \\ a_y \\ a_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -g \vartheta \cos\varphi + \dot{V}_x \\ g \operatorname{sen}\varphi \\ g \cos\varphi \end{bmatrix} \quad (4.49)$$

In cui $\operatorname{sen}\vartheta$ è stato approssimato a ϑ (espresso in radianti) e $\cos\vartheta$ è stato approssimato a 1.

Per quanti riguarda le velocità angolari, di seguito viene fornita una descrizione completa espressa nel riferimento solidale con la barca:

$$\begin{bmatrix} \omega_x \\ \omega_y \\ \omega_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\vartheta \dot{\varphi} - \operatorname{sen}\vartheta \cos\varphi \dot{\psi} \\ \dot{\vartheta} + \operatorname{sen}\varphi \dot{\psi} \\ \operatorname{sen}\vartheta \dot{\varphi} + \cos\varphi \cos\vartheta \dot{\psi} \end{bmatrix} \quad (4.50)$$

Anche in questo caso, ricordando che le oscillazioni di beccheggio sono prossime allo zero, si ottiene la seguente descrizione semplificata:

$$\begin{bmatrix} \omega_x \\ \omega_y \\ \omega_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\vartheta\dot{\phi} \\ \dot{\vartheta} + \sin\varphi\dot{\psi} \\ \cos\varphi\dot{\psi} \end{bmatrix} \quad (4.51)$$

- **Sensore di vento**

Il sensore di vento è montato sull'albero, con l'asse rivolto verso prua. Fornisce, quindi, una misura della direzione del vento apparente rispetto all'asse della barca e non rispetto alla direzione di avanzamento. Il modello della misura di vento, pertanto è il seguente:

$$\begin{aligned} WindDirection &= \beta - \lambda \\ WindSpeed &= V_a \end{aligned} \quad (4.52)$$

Non avendo una misura precisa dell'angolo di scarroccio λ , e ricordando che tale angolo assume al massimo valori attorno alla decina di gradi, si può approssimare a β la misura della direzione del vento:

$$WindDirection \cong \beta \quad (4.53)$$

4.4.2 Dinamica dei sensori

Le misure fornite dal GPS non contengono una dinamica, in quanto sono frutto dell'elaborazione dei dati ricevuti dall'antenna del sensore stesso, ma sono fornite con un ritardo quantificabile nell'ordine dei 50ms dovuto al tempo di elaborazione dei dati.

Le misure fornite dalla piattaforma inerziale (IMU) sono frutto del campionamento di segnali analogici provenienti da sensori MEMS la cui dinamica può essere trascurata. Tali segnali vengono poi filtrati a 7Hz all'interno della piattaforma inerziale prima di essere inviati su bus CAN. Si può considerare quindi trascurabile la dinamica di tale sensore in quanto la sua banda è ben al di sopra delle frequenze tipiche delle dinamiche di navigazione.

Infine, il sensore di vento fornisce misure che sono frutto dell'elaborazione di segnali analogici provenienti da sensori a ultrasuoni la cui dinamica risulta essere non trascurabile. Come si vedrà successivamente nel Capitolo 5, a partire dai dati di alcuni test sperimentali è stata identificata una dinamica del secondo ordine smorzata per le misure di direzione e intensità del vento. Partendo dal modello per le misure di direzione (4.53) e intensità del vento (4.52), si può scrivere il modello complessivo della dinamica del sensore:

$$\begin{aligned} WindDirection &= \frac{e^{-Tas}}{\omega_n^2 s^2 + 2\xi\omega_n s + 1} \beta \\ WindSpeed &= \frac{e^{-Tas}}{\omega_n^2 s^2 + 2\xi\omega_n s + 1} V_a \end{aligned} \tag{4.54}$$

Dove ω_n è la pulsazione naturale del sistema e ξ è il suo smorzamento.

Capitolo 5

Identificazione e validazione

Questo capitolo ha lo scopo di illustrare come siano stati identificati i parametri del modello semplificato proposto in questa trattazione, per poi mostrarne i pregi rispetto al modello di letteratura.

Inizialmente vengono analizzati i dati sperimentali utilizzati per l'identificazione, viene ricavata una stima per le misure di assetto e viene effettuata l'identificazione della dinamica del sensore di vento. Successivamente si passa all'identificazione, prima del modello di letteratura, poi del modello qui proposto. Per ciascuna dinamica del modello proposto vengono fornite diverse possibili soluzioni modellistiche, più o meno semplificate, che vengono tra loro confrontate al fine di scegliere la più adatta a descrivere il sistema. Infine si effettua una comparazione tra i due modelli.

5.1 Prove per l'identificazione

Per la fase di identificazione è stato necessario effettuare delle prove specifiche in modo da mettere in risalto le dinamiche d'interesse. In un sistema come quello in esame, tuttavia, non è facile ottenere i risultati sperati. Infatti, ciò che normalmente si fa per identificare un sistema consiste nell'eccitare il sistema stesso con ingressi standard come l'impulso, lo scalino, la rampa o sinusoidi di frequenza variabile. Nel nostro caso, gli ingressi sono forze che spesso non possono essere manipolate con facilità dall'esterno. Si pensi per esempio alla forza generata dall'interazione tra vele e aria: l'ingresso manipolabile che regola l'apertura della vela non basta a determinare tale forza, ma bisogna tener conto anche della variabilità del vento che invece è un ingresso non manipolabile. Per questo motivo è stato necessario effettuare numerose prove per poi selezionare tra le molteplici acquisizioni sperimentali quelle che più si prestavano all'identificazione di ciascuna dinamica.

Per ciascuna dinamica sono state effettuate comunque delle sessioni di navigazione mirate, nelle quali si è cercato di mantenere delle condizioni di assetto specifiche.

In particolar modo nella dinamica d'imbardata, come si può notare dall'equazione dinamica (4.22) che la descrive, intervengono fondamentalmente due forze, quella agente sul timone e quella sulla vela. La prima può essere manipolata agendo direttamente sull'inclinazione della barra del timone, mentre la seconda come già detto dipende in parte da un ingresso non manipolabile e genera, inoltre, un momento che può essere considerato in buona approssimazione proporzionale all'angolo di sbandamento. In fase di navigazione si è cercato quindi di isolare le azioni delle due forze appena descritte, muovendo dapprima il timone con il vento in poppa, quando cioè il rollio è praticamente nullo e mantenendo, invece, la

barra del timone ferma in fasi di bolina, durante le quali lo sbandamento è presente in modo evidente.

Per la dinamica di avanzamento la forzante è data dalla componente propulsiva della forza sulla vela. Al fine di identificare tale dinamica si è cercato di ottenere dei profili a gradino della suddetta forza, per esempio aprendo bruscamente la vela con il vento in poppa.

Per quanto riguarda la dinamica di rollio, è stato più semplice definire delle prove atte alla sua identificazione. Oltre all'utilizzo delle fasi di navigazione in bolina è stata infatti effettuata una prova a barca ferma che ha consentito di riprodurre un andamento a scalino della forza sbandante. È stato infatti sufficiente inclinare la barca lateralmente per poi lasciarla ritornare alla sua posizione di equilibrio.

5.2 Analisi preliminare dei dati sperimentali

Prima di cominciare la parte di identificazione è necessaria un'analisi dei dati ricavati in fase di test per individuare eventuali problematiche. Successivamente i dati vengono filtrati opportunamente per poter essere utilizzati nella fase di identificazione.

5.2.1 I GPS

In primo luogo viene effettuata un'analisi dei dati forniti dai GPS e registrati in fase di test, privi di alcuna rielaborazione. Nella Figura 5.1 sono riportati i dati di Longitude, Latitude, Speed e Heading relativi ai due GPS, ciascuno individuato dal numero messo in pedice nella legenda. Il GPS₁ collegato alla ECU1 è posto a poppa, il GPS₂, collegato alla ECU2 è posto a prua.

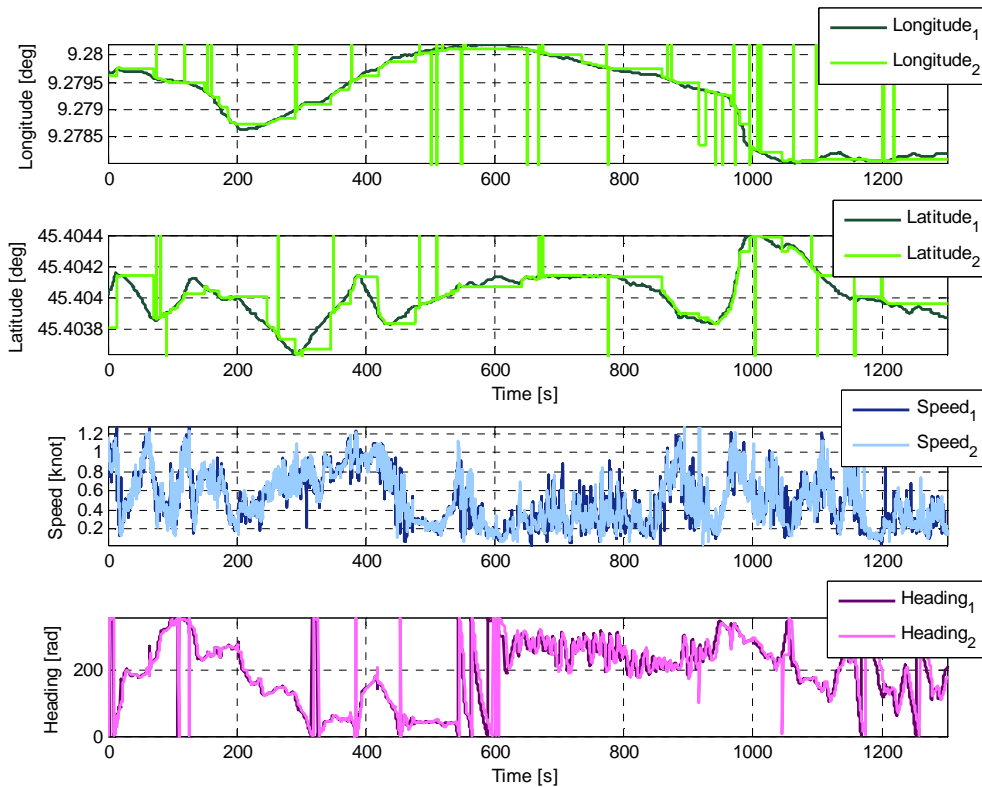


Figura 5.1 Dati forniti dai due GPS durante un tratto di navigazione generico

I dati devono essere depurati di eventuali outlier dovuti per esempio alla mancanza di fix.

Successivamente, un'analisi in frequenza dei dati forniti dal GPS mette in luce che il segnale a più alto contenuto in frequenza è la Speed che risulta anche il più rumoroso. Le informazioni utili relative alla dinamica dell'imbarcazione sono comunque al di sotto degli 0.2Hz (Figura 5.2). Per le fasi successive dell'analisi i dati vengono quindi filtrati con un filtro di Butterworth del secondo ordine ad una frequenza di 0.2Hz in modo da eliminare dai segnali ogni contributo di rumore. Tale filtraggio permette di mantenere inalterate le informazioni d'interesse per la descrizione della dinamica dell'imbarcazione (Figura 5.3).

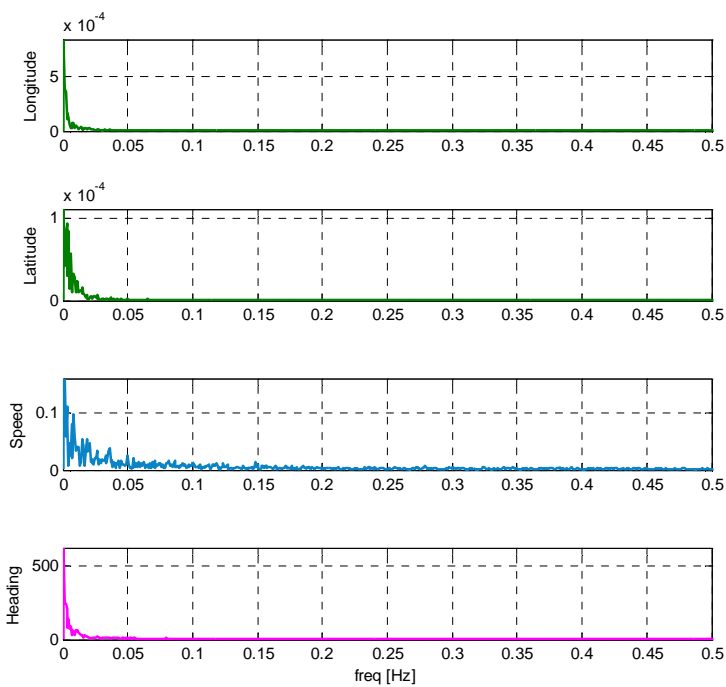


Figura 5.2 FFT dei segnali forniti dal sensore GPS

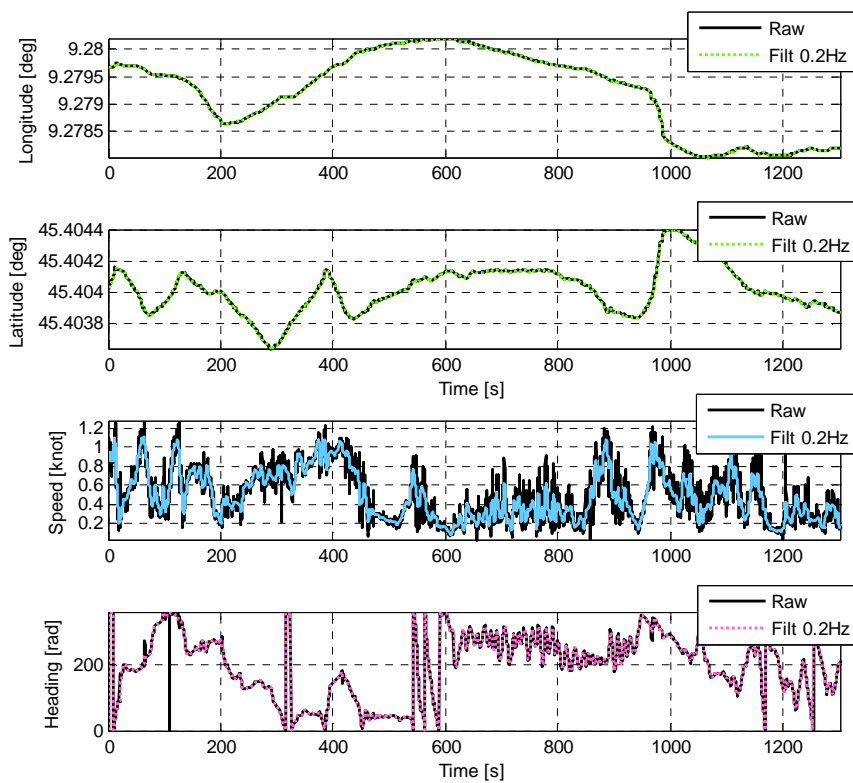


Figura 5.3 Confronto fra dati GPS filtrati e non filtrati

5.2.2 La IMU

I dati forniti su bus CAN dalla IMU a 100Hz vengono prefiltrati sulla ECU1 a 2.5Hz con un filtro anti-alias del secondo ordine per poi essere inviati al PC assieme a tutti gli altri dati a una frequenza di 10Hz tramite Bluetooth.

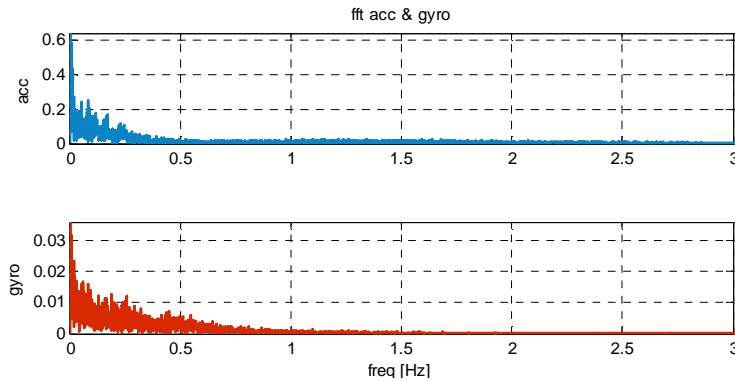


Figura 5.4 FFT dei segnali accelerometrici e giroscopici registrati

L'analisi in frequenza del segnale a 10Hz (Figura 5.4) evidenzia che le dinamiche rilevanti sono al di sotto di 1,5Hz di modo che l'intero set di dati inerziali è stato filtrato con un filtro di Butterworth del secondo ordine ad una frequenza di 1.5Hz. Grazie al sovra campionamento è stata eliminata buona parte del rumore di cui sono affette normalmente le misure fornite da una piattaforma inerziale già sulla ECU1, il filtraggio qui effettuato restituisce un segnale praticamente sovrapposto con i dati raccolti.

5.2.3 Il sensore di vento

Il sensore di vento ultrasonico PB150 dell'Airmar è in grado di fornire numerose informazioni e non solo strettamente legate al vento. Fra queste vi sono l'orientamento rispetto al Nord magnetico fornito dalla bussola interna e il pitch e il roll forniti dalla piattaforma inerziale di cui il sensore è dotato. I dati relativi a queste grandezze verranno utilizzati in una fase successiva

dell'analisi. Per l'analisi preliminare dei dati, invece, si fa solo riferimento ai dati di intensità e direzione rispetto al Nord del vento.

Come fatto per i dati provenienti dal GPS è necessario effettuare prima di tutto l'eliminazione dei dati errati, in quanto non sempre il sensore di vento fornisce dati validi. Successivamente, dall'analisi dello spettro in frequenza dei due segnali si determina la banda nella quale si hanno informazioni utili. Come è evidente dalla Figura 5.5 è possibile filtrare i segnali provenienti dal sensore di vento con un filtro del secondo ordine a 0.2Hz senza attenuare alcuna componente d'interesse.

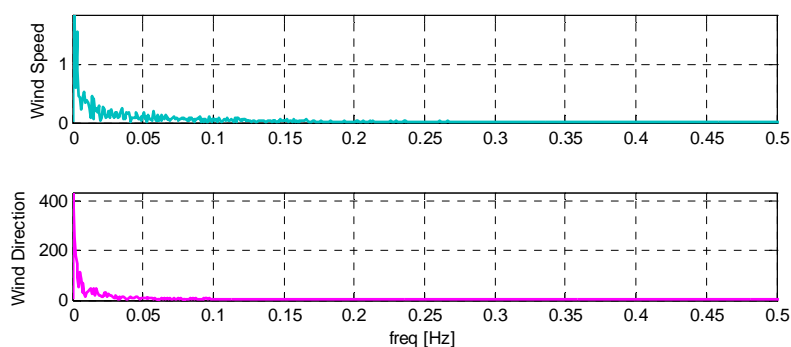


Figura 5.5 FFT dei dati di intensità e direzione del vento

Un esempio del risultato delle operazioni di rielaborazione dei dati appena descritte è rappresentato nella Figura 5.6.

L'analisi dei dati relative alle misure di vento segue con l'identificazione della dinamica del sensore di vento. Al fine di determinare un modello adeguato sono state effettuate prove a gradino sia di intensità sia di direzione. In Figura 5.7 è riportato un tratto di acquisizione relativo a tali prove, con in evidenza i tratti utili per l'identificazione.

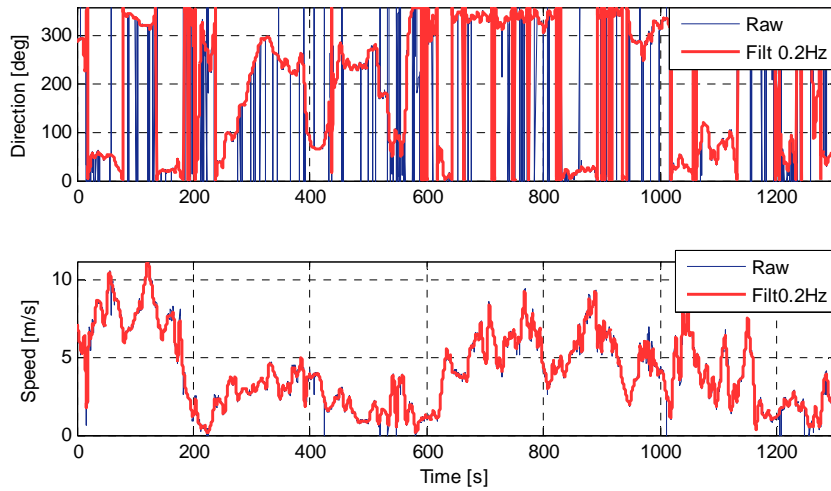


Figura 5.6 Risultato della rielaborazione e del filtraggio dei segnali relativi al vento

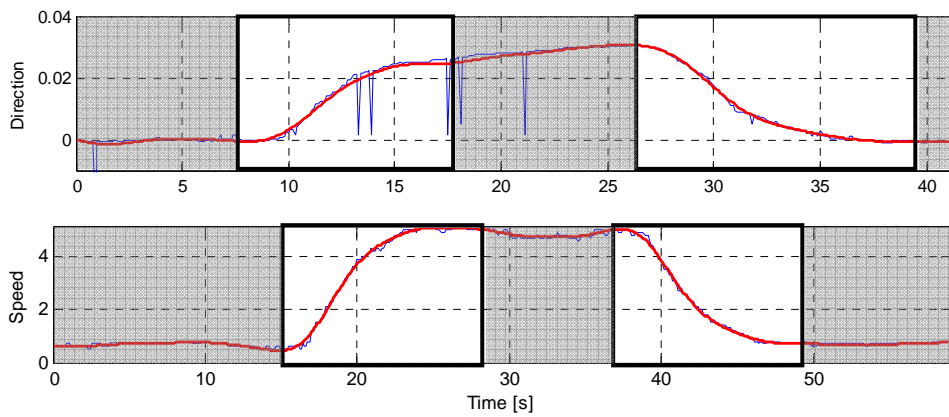


Figura 5.7 Acquisizione sperimentale utile all'identificazione della dinamica del sensore

Una risposta a gradino come quella in figura, può essere assimilata a una dinamica del secondo ordine. Si identificano quindi i parametri di un modello del secondo ordine smorzato con il metodo di minimizzazione dell'errore quadratico medio. Tale dinamica è rappresentata dalla seguente funzione di trasferimento:

$$H(s) = \frac{e^{-T_a s}}{\omega_n^2 s^2 + 2\xi \omega_n s + 1} \quad (5.1)$$

L'identificazione viene effettuata per i quattro tratti evidenziati nella Figura 5.7 per poi mediare i parametri ottenuti. Si ottiene il seguente risultato:

$$\omega_n = 2.1 \quad \xi = 0.85 \quad T_d = 0.6 \quad (5.2)$$

5.3 Stima di assetto

A partire dal modello approssimato ricavato nel paragrafo 4.4.1 per le misure accelerometriche, è possibile determinare un'espressione per le variabili di assetto di possibile interesse: il rollio e il beccheggio.

$$\hat{\varphi} = \arctan \frac{a_y}{a_z} \quad (5.3)$$

$$\hat{\vartheta} = \frac{\dot{V}_s - a_x}{g \cos\varphi} \quad (5.4)$$

Utilizzando i dati sperimentali raccolti durante uno dei test effettuati si ricavano i grafici di Figura 5.8:

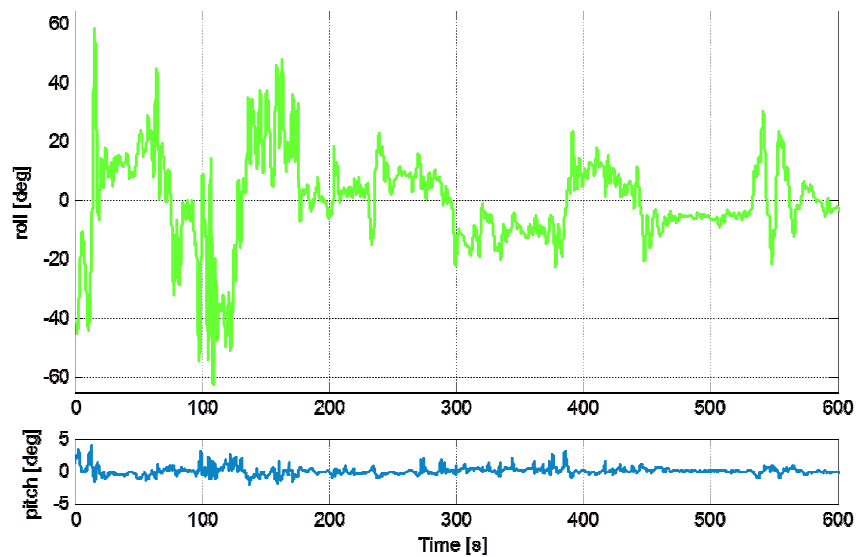


Figura 5.8 stima statica di Rollio e beccheggio

Com'è evidente dai grafici il beccheggio è molto piccolo in confronto al rollio e quindi può essere trascurato.

Al fine di confermare l'ipotesi, fatta nel Paragrafo 4.4.1, che il contributo principale alla misure accelerometriche proviene dalla scomposizione lungo i tre assi dell'accelerazione gravitazionale viene confrontata la stima del rollio effettuata a partire dall'accelerazione laterale con quella ottenuta a partire dall'accelerazione verticale, sotto l'ipotesi, già verificata, che il beccheggio sia trascurabile.

$$\hat{\phi} = \arcsen(a_y/g) \tag{5.5}$$

$$|\hat{\phi}| = \arccos(a_z/g)$$

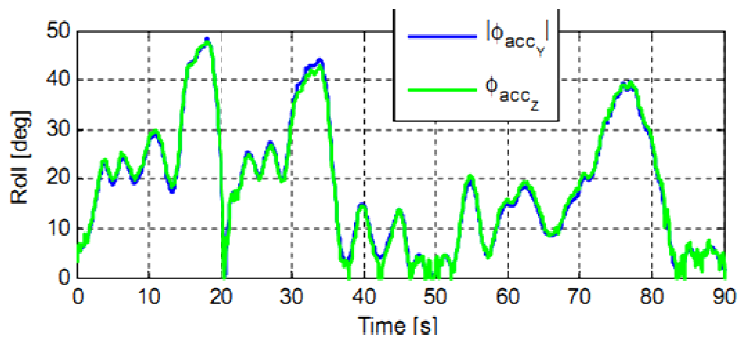


Figura 5.9 Confronto tra le due stime statiche del rollio

Infine la bontà della stima del rollio può essere validata mettendo a confronto i valori di rollio stimati con quelli forniti dal sensore di vento.

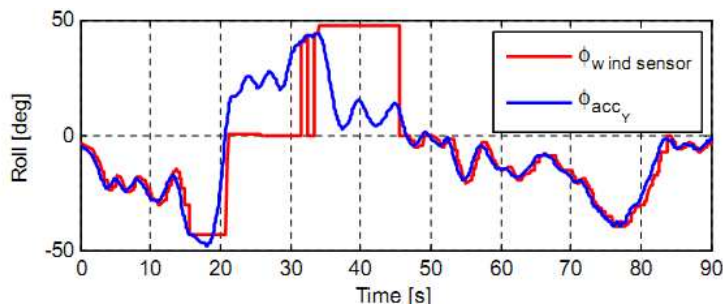


Figura 5.10 Confronto tra il rollio fornito dal sensore di vento e quello stimato

È evidente la coerenza dei due segnali a meno di alcune zone nelle quali il sensore fornisce dati errati. Lo sfasamento che si può notare è dovuto al ritardo di misura del sensore di vento.

In conclusione per la stima del rollio della barca d'ora in avanti verrà utilizzata l'espressione (5.3). Tale stima sarà utilizzata come riferimento di per l'identificazione della dinamica di rollio e servirà inoltre per riportare nel *water reference* la misura giroscopica lungo l'asse z che verrà utilizzata come riferimento per l'identificazione della dinamica d'imbardata.

5.4 Identificazione del modello di letteratura

In questo paragrafo si riportano brevemente i risultati dell'identificazione dei parametri del modello di letteratura, effettuata a partire dalle equazioni delle due dinamiche di avanzamento e di imbardata. Tali parametri sono elencati nella Tabella 5.1, ove sono già riportati i valori identificati:

coefficiente di deriva	p_1	-
coefficiente di attrito lineare	p_2	0.9
coefficiente di attrito angolare	p_3	1.8
coefficiente di portanza della vela	p_4	0.7
coefficiente di portanza del timone	p_5	2.8
distanza del CE dall'albero	p_6	0.1
distanza dell'albero dal baricentro	p_7	0.1
distanza del timone dal baricentro	p_8	0.5
massa della barca	p_9	18
inerzia angolare	p_{10}	1

Tabella 5.1 Parametri del modello semplificato di letteratura

Le distanze p_6 , p_7 , p_8 sono note da misurazioni o si considerano tali. Anche la massa p_9 è nota. Rimangono da identificare i coefficienti p_1 , ..., p_5 e

l'inerzia angolare p_{10} , per un totale di sei parametri. Tre di essi (p_2 , p_4 , p_5) sono coinvolti nella dinamica di avanzamento e quattro (p_3 , p_4 , p_5 , p_{10}) sono quelli coinvolti nella dinamica d'imbardata. Mentre il coefficiente di deriva p_1 non compare nelle due equazioni.

In primo luogo vengono identificati i tre parametri della dinamica di avanzamento, mediante l'analisi del MSE, utilizzando una griglia di taratura tridimensionale. In seguito a successivi tentativi di taratura si è giunti ai valori per i parametri (5.6). In Figura 5.11 è dato l'andamento temporale.

$$p_2 = 1 \qquad p_4 = 0.7 \qquad p_5 = 0.4 \qquad (5.6)$$

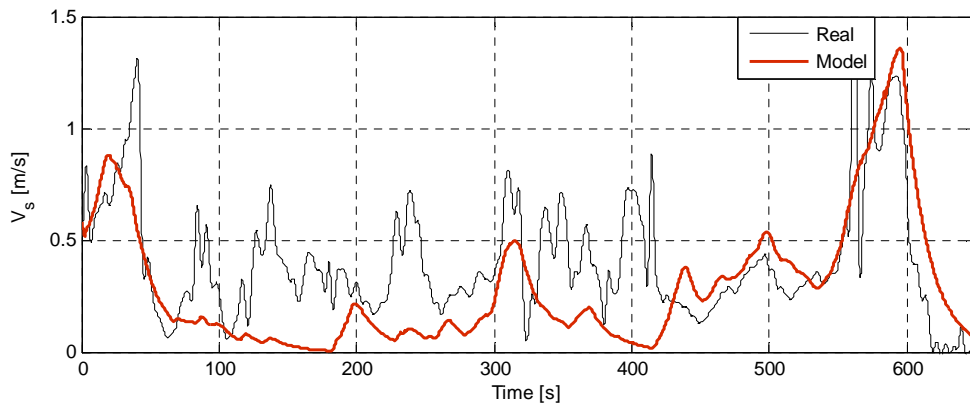


Figura 5.11 Risultati della simulazione della dinamica di avanzamento con parametri (5.6)

Successivamente si identificano i restanti parametri legati alla dinamica d'imbardata, mantenendo buoni a parametri già identificati, a meno del coefficiente di portanza del timone, che può essere sicuramente meglio identificato da questa dinamica. In definitiva anche in questo caso sarà utilizzata una griglia di taratura tridimensionale. In seguito a tentativi successivi sono stati determinati i parametri ottimi seguenti:

$$p_3 = 1.8 \qquad p_5 = 2.9 \qquad p_{10} = 1 \qquad (5.7)$$

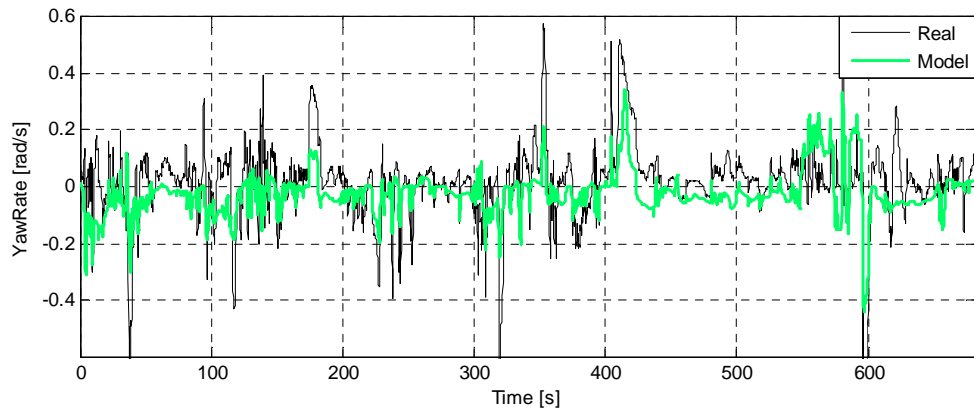


Figura 5.12 Risultato della simulazione della dinamica d'imbardata con parametri (5.7)

Dal momento che in seguito a tale identificazione è cambiato notevolmente il coefficiente di portanza del timone rispetto alla taratura (5.6), viene effettuata nuovamente l'identificazione del parametro di attrito tangenziale, ottenendo un valore pari a 0.9. in definitiva i parametri scelti per il modello di letteratura sono quelli già riportati nella Tabella 5.1.

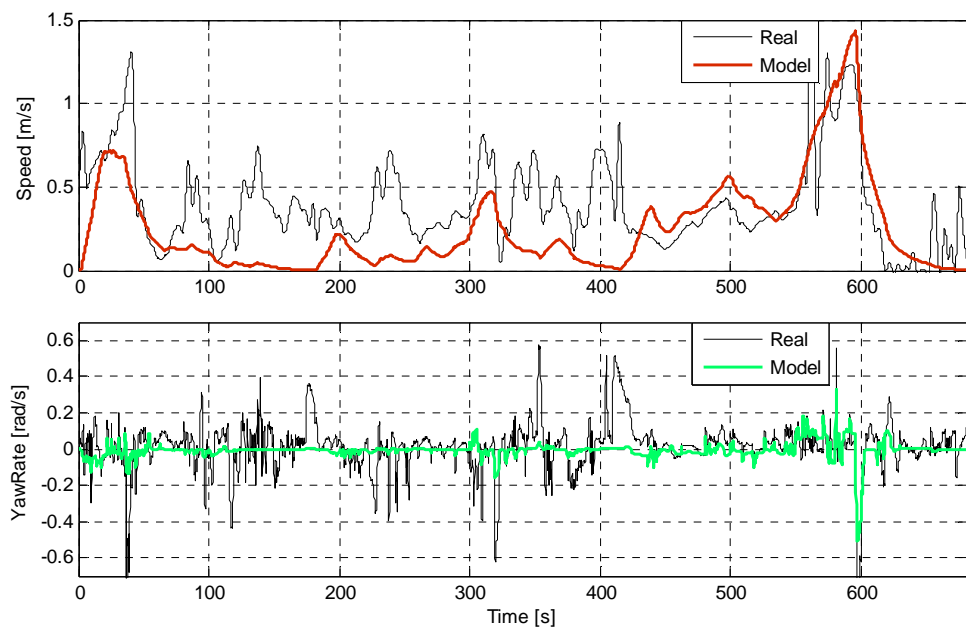


Figura 5.13 Risultato della simulazione del sistema completo con parametri di Tabella 5.1

In Figura 5.13 è rappresentato il risultato della simulazione del sistema completo. Si può notare che a causa della bassa velocità stimata con tale modello la dinamica d'imbardata ne risulta parecchio compromessa.

5.5 Identificazione del nuovo modello semplificato

Per identificare i parametri del nuovo modello semplificato vengono prese in considerazione in modo separato le singole dinamiche di imbardata, avanzamento e rollio.

5.5.1 La dinamica di avanzamento

Al fine di identificare la dinamica di avanzamento si considera come unica componente della velocità quella lungo l'asse longitudinale della barca, trascurando di fatto la dinamica laterale. Nell'espressione della dinamica longitudinale, inoltre, si fa l'ipotesi preliminare di trascurare la resistenza dovuta al timone dal momento che il suo contributo può essere considerato trascurabile rispetto a quello dell'intero scafo. Si ottiene pertanto l'equazione semplificata (5.8):

$$\dot{V}_s = 1/M (F_R - D_h) \quad (5.8)$$

Si tratta quindi di definire delle espressioni semplificate per le due componenti di forza F_R (4.4) e D_h (4.15).

- **Determinazione di un'espressione semplificata per la componente propulsiva F_R**

La forza F_R può essere ottenuta a partire dalle equazioni (4.1) (4.2) (4.4) ricavate nel Capitolo 4. Tuttavia l'impossibilità di conoscere i coefficienti di portanza e resistenza della vela rende necessario determinare una sua espressione semplificata. In primo luogo, si può ipotizzare che la forza totale agente sulla vela F_s (5.9) sia diretta lungo la perpendicolare alla corda della vela stessa, in modo da poter esprimere la forza propulsiva come proiezione della forza totale lungo la direzione longitudinale della barca secondo l'equazione (5.10).

$$F_s = 1/2 \rho_{aria} S_{vela} c_T(\alpha) V_a^2 \quad (5.9)$$

$$F_R \cong F_s \sin \delta_s \quad (5.10)$$

Di fatto si può verificare che l'angolo che forma la forza totale con la corda della vela è leggermente in anticipo rispetto alla perpendicolare [7]. Tale scostamento varia a seconda dell'angolo di attacco ma comunque, a partire da un valore dell'angolo di attacco prossimo ai 30° , si mantiene circa costante attorno alla decina di gradi, motivo per cui con buona approssimazione tale angolo di anticipo può essere incluso nell'angolo della vela come costante (Figura 5.14). In tal modo l'espressione di F_R diventa:

$$F_R \cong F_s \sin (\delta_s + 10^\circ) \quad (5.11)$$

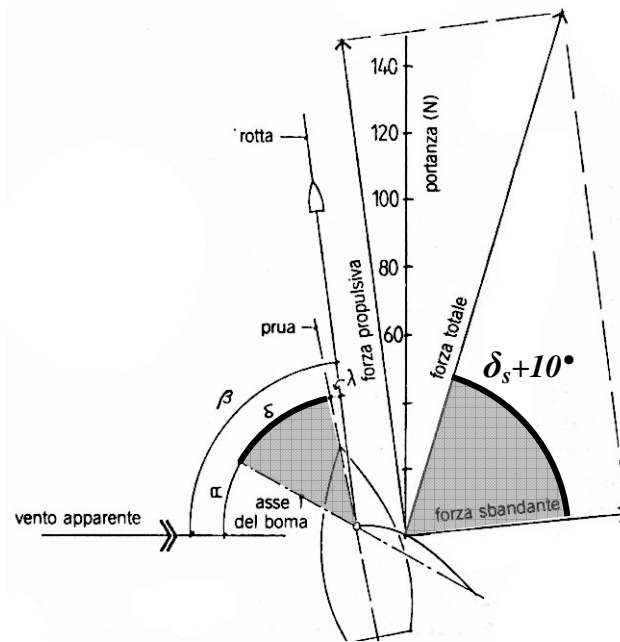


Figura 5.14 Rappresentazione della proiezione della forza F_s sui due assi x e y

Il problema quindi rimane quello di determinare $c_T(\alpha)$. Vengono proposte qui due soluzioni:

- utilizzare un modello molto semplificato, come nel modello di letteratura [5], considerando il coefficiente $c_T(\alpha)$ proporzionale al seno dell'angolo α :

$$c_T(\alpha) \propto \sin(\alpha) \quad (5.12)$$

- utilizzare una funzione tabulata, ricavata a partire dalla polare di una vela avente il medesimo AR (Aspect Ratio), ossia le medesime proporzioni, di quella presente sul modello di Azzurra:

$$c_T(\alpha) = f(\alpha, AR) \quad (5.13)$$

$$AR = \text{apertura}^2 / S_{\text{vela}} \quad (5.14)$$

In Figura 5.15 sono rappresentati degli esempi di polari per valori di AR differenti. Per la vela del modello di Azzurra si è scelta la curva corrispondente a un AR pari a 6.

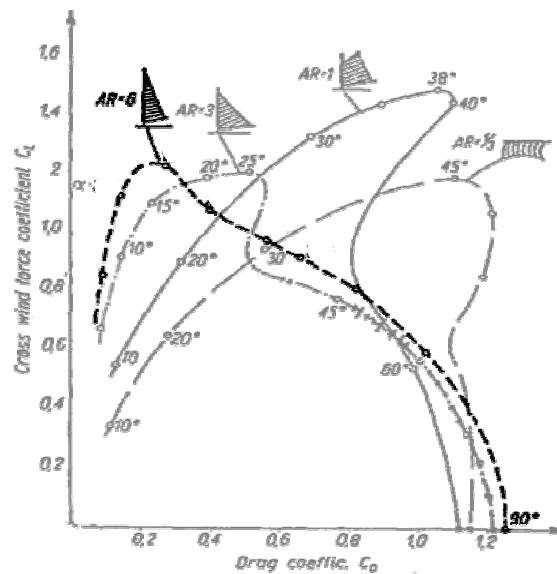


Figura 5.15 Esempi di polari di vele con diverso AR (Aspect Ratio)

Nel grafico di Figura 5.16 sono messe a confronto le due proposte per la funzione $c_T(\alpha)$. Come si può notare esse presentano maggiori differenze nella regione oltre i 90° di angolo di attacco e in un intorno dei 30° .

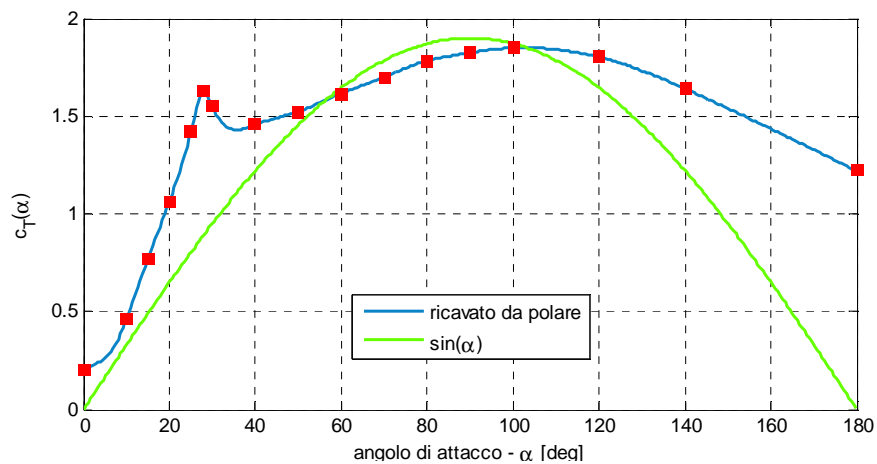


Figura 5.16 Due modelli per $c_T(\alpha)$ a confronto

Infine, nello scrivere l'equazione della forza propulsiva, bisogna tener conto dello sbandamento che come visto nel Paragrafo 4.2.1 influisce con un fattore $\cos\varphi$ sulla forza. In definitiva si ottiene la seguente espressione semplificata di F_R :

$$F_R = \frac{1}{2} \rho_{aria} S_{vela} c_T(\alpha) \cos\varphi V_a^2 \sin(\delta_s + 10^\circ) \quad (5.15)$$

Al fine di individuare quali fattori sono significativi in questa espressione, vengono proposti quattro possibili modelli che sono stati ottenuti per successive approssimazioni. Il primo modello, quello più complesso, è dato dall'equazione (5.15) con $c_T(\alpha)$ ricavato da polare (5.13). Il secondo modello trascura il fattore $\cos\varphi$ rispetto al primo. Nel terzo modello, invece, si ipotizza che F_R sia proporzionale a V_a . Infine il quarto è uguale al terzo ma considera $c_T(\alpha)$ uguale a $\sin\alpha$ (5.12).

Riassumendo, per la forza propulsiva vengono considerati i seguenti possibili modelli:

Modello 1: $F_{R1} = K_{R1} f(\alpha, AR) \cos\varphi V_a^2 \sin(\delta_s + 10^\circ) \quad (5.16)$

Modello 2: $F_{R2} = K_{R1} f(\alpha, AR) V_a^2 \sin(\delta_s + 10^\circ) \quad (5.17)$

Modello 3: $F_{R3} = K_{R3} f(\alpha, AR) V_a \sin(\delta_s + 10^\circ) \quad (5.18)$

Modello 4: $F_{R4} = K_{R3} \sin\alpha \cos\varphi V_a^2 \sin(\delta_s + 10^\circ) \quad (5.19)$

Dove nei coefficienti K_{R1} , K_{R2} da identificare è stato inglobato il fattore costante $\frac{1}{2} \rho_{aria} S_{vela}$.

• **Determinazione di un'espressione semplificata per la componente di attrito D_h**

Per quanto riguarda l'espressione di D_h (4.15), come visto nel Paragrafo 4.2.2, essa è formata dal contributo di resistenza dello scafo e quello di resistenza della deriva. Per il primo contributo è necessario determinare due coefficienti, mentre il secondo richiede la conoscenza dell'angolo di scarroccio e del coefficiente di resistenza della deriva $c^d_L(\lambda)$. Vista la difficoltà nel determinare con buona approssimazione lo scarroccio e il coefficiente di resistenza della deriva e tenendo conto che per valori dello scarroccio prossimi agli zero gradi il contributo di resistenza della deriva è piccolo rispetto a quello dello scafo, si decide di trascurare il contributo di resistenza della deriva. Si ottiene quindi un'espressione semplificata per D_h :

$$D_h \cong k_1 V_s^{9/5} + k_2 V_s^3 \quad (5.20)$$

Tale modello per D_h sarà confrontato con altri due modelli ulteriormente semplificati: nel primo si ipotizza che D_h sia esclusivamente proporzionale al quadrato della velocità; nel secondo, invece, si fa l'ipotesi di attrito lineare. In definitiva vengono proposti tre possibili modelli per la componente di resistenza D_h :

Modello 1:
$$D_{h1} \cong k_{11} V_s^{9/5} + k_{12} V_s^3 \quad (5.21)$$

Modello 2:
$$D_{h2} \cong k_2 V_s^2 \quad (5.22)$$

Modello 3:
$$D_{h3} \cong k_3 V_s \quad (5.23)$$

Riassumendo, a partire dai possibili modelli proposti per le due forze F_R e D_h , si possono ottenere dodici diverse combinazioni per l'espressione della dinamica di avanzamento come schematizzato nella Tabella 5.2.

	Modelli per D_h		
Modelli per F_R	Modello 1	Modello 2	Modello 3
Modello 1	<i>Modello 1.1</i>	<i>Modello 1.2</i>	<i>Modello 1.3</i>
Modello 2	<i>Modello 2.1</i>	<i>Modello 2.2</i>	<i>Modello 2.3</i>
Modello 3	<i>Modello 3.1</i>	<i>Modello 3.2</i>	<i>Modello 3.3</i>
Modello 4	<i>Modello 4.1</i>	<i>Modello 4.2</i>	<i>Modello 4.3</i>

Tabella 5.2 Possibili combinazioni per il modello della dinamica di avanzamento

La scelta della combinazione migliore viene effettuata in due passaggi:

- **Step 1:** in un primo momento viene considerato il *Modello 1* per la forza propulsiva in combinazione con i tre diversi modelli della forza di attrito.
- **Step 2:** successivamente vengono confrontati i quattro modelli della forza propulsiva, utilizzando per la forza di attrito il modello scelto allo *Step 1*.

Per ogni combinazione presa in analisi, a partire dal set di dati scelto per l'identificazione, viene effettuata un'identificazione dei parametri incogniti basata sulla valutazione dell'MSE (Mean Square Error) [13].

$$MSE = (V_s^{misurato} - V_s^{stimato})^2 / N \quad (5.24)$$

Successivamente, utilizzando il set di dati per la validazione, viene selezionato il modello più opportuno, fra quelli posti a confronto, sempre sulla base della valutazione dell'MSE.

• *Step 1*

Dapprima viene preso in considerazione la combinazione più complessa (*Modello 1.1*) che dà luogo alla seguente equazione per la dinamica di avanzamento:

$$\dot{V}_s = 1/M (K_{R1} f(\alpha) \cos\varphi V_a^2 \sin(\delta_s + 10^\circ) - k_{11} V_s^{9/5} - k_{12} V_s^3) \quad (5.25)$$

In tale modello sono presenti tre parametri incogniti. La griglia di taratura è pertanto una matrice tridimensionale. Il processo di ottimizzazione porta a ottenere un valore di K_{R1} pari a 0.42. In corrispondenza di tale valore, la cifra di merito relativa alla griglia di valori per k_{11} e k_{12} è riportata nella Figura 5.15. La cifra di merito assume il suo valore minimo per

$$k_{11} = 1 \text{ e } k_{12} = 3$$

Il valore di K_{R1} identificato per il *Modello 1.1* verrà utilizzato anche per gli altri modelli.

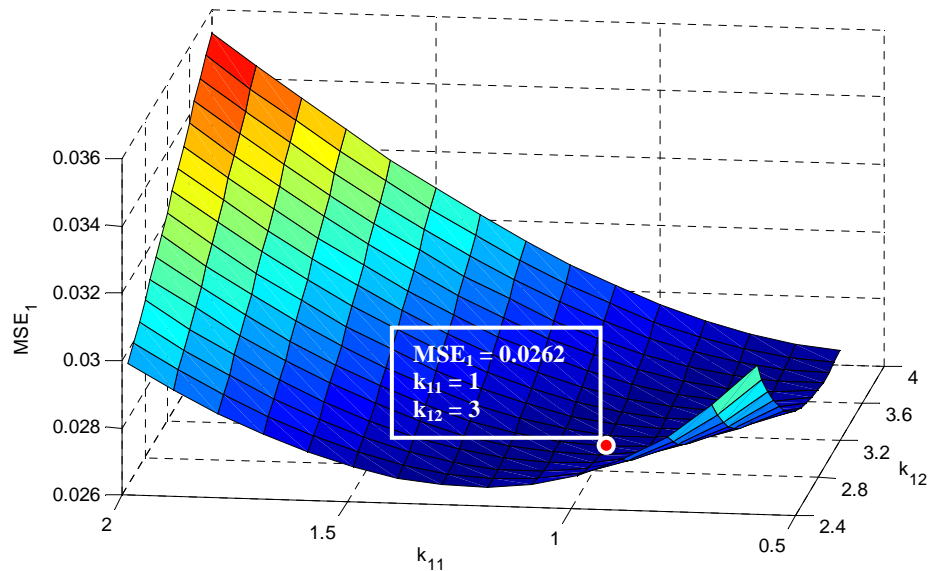


Figura 5.17 Cifra di merito per l'identificazione dei parametri del Modello 1.1

Il *Modelli 1.2* è descritto dalla seguente equazione:

$$\dot{V}_s = 1/M (K_{R1} f(\alpha) \cos\varphi V_a^2 \sin(\delta_s + 10^\circ) - k_2 V_s^2) \quad (5.26)$$

Avendo già trovato il parametro K_{R1} , l'unico valore da identificare è quello del parametro k_2 . Facendo variare tale parametro in un range compreso tra 2 e 4, si ottiene l'andamento di Figura 5.18 per la cifra di merito.

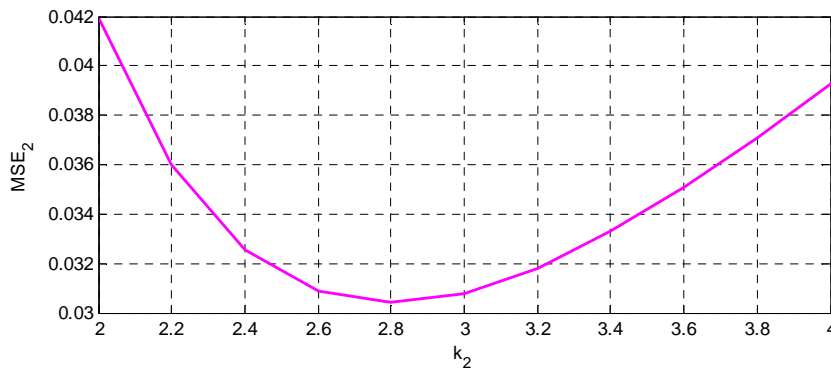


Figura 5.18 Cifra di merito per l'identificazione del parametro k_2

Il minimo del MSE corrisponde a un valore di k_2 pari a 2.8.

Infine, l'ultimo modello da mettere a confronto nello *Step 1* è l'1.3. La dinamica di avanzamento secondo tale modello è la seguente:

$$\dot{V}_s = 1/M (K_{R1} f(\alpha) \cos\varphi V_a^2 \sin(\delta_s + 10^\circ) - k_3 V_s) \quad (5.27)$$

In questo caso il parametro da identificare è k_3 , sempre considerando noto K_{R1} . Facendo variare k_3 in un range compreso tra 1 e 3 si ottiene l'andamento per la cifra di merito di Figura 5.19. Il minimo per tale cifra corrisponde a un valore di k_3 pari a 2.3.

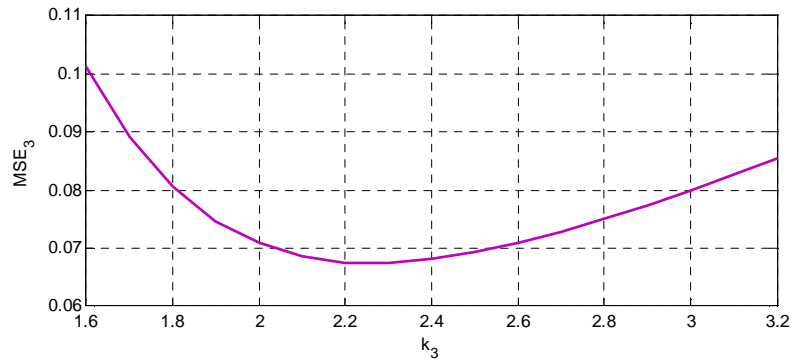


Figura 5.19 Cifra di merito per l'identificazione del parametro k_3

Nella Tabella 5.3 sono riassunti i parametri per i modelli 1.1, 1.2, 1.3.

Modello 1.1		Modello 1.2		Modello 1.3	
K_{R1}	0.42	K_{R1}	0.42	K_{R1}	0.42
k_{11}	1	k_2	2.8	k_3	1.9
k_{12}	3				

Tabella 5.3 Parametri identificati per i modelli 1.1, 1.2, 1.3

Alla fase di identificazione segue la fase di validazione. Utilizzando il set di dati per la validazione e i parametri identificati, vengono simulati i tre modelli presi in considerazione nello *Step 1*. Il risultato di tali simulazioni è rappresentato in Figura 5.20.

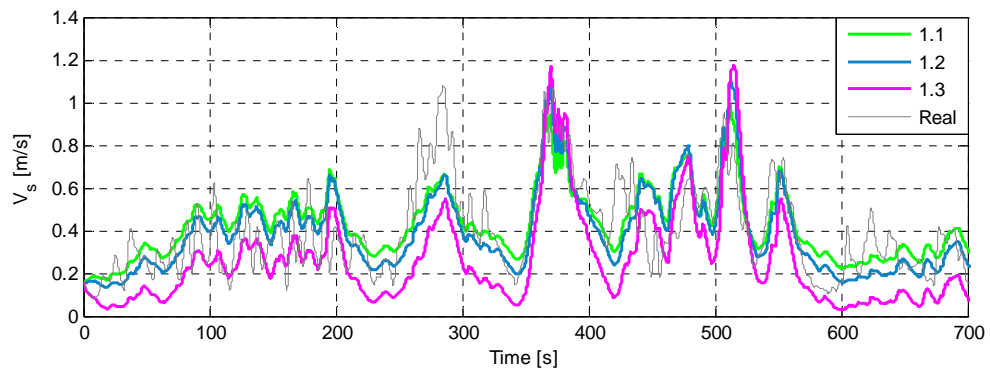


Figura 5.20 Confronto tra i modelli identificati 1.1, 1.2, 1.3 e i dati reali

Per ciascuno dei tre viene calcolato l'MSE al fine di valutare quale sia il modello più opportuno per la componente di attrito D_h . Si ricorda infatti che i modelli 1.1, 1.2, 1.3 differiscono per la scelta del modello di D_h . Nella Figura 5.21 si confrontano le cifre di merito calcolate per ciascun modello.

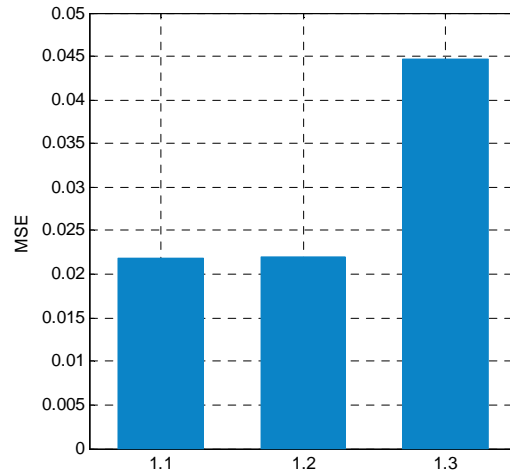


Figura 5.21 Confronto dell'errore commesso dai tre modelli per la forza di attrito

Dall'istogramma si evince chiaramente che un modello non lineare degli attriti fornisce una descrizione più corretta della dinamica rispetto a un modello lineare. Non vi sono, invece, sostanziali differenze tra il modello 1.1 a due parametri e l'1.2 a singolo parametro. Nel seguito verrà quindi utilizzato il *Modello 2* per la componente di attrito D_h .

- **Step 2**

Qui vengono posti a confronto i quattro modelli proposti per la forza propulsiva. Verranno quindi analizzate le combinazioni 1.2, 2.2, 3.2 e 4.2.

La combinazione 2.2 porta a definire la seguente:

$$\dot{V}_s = 1/M (K_{R1} f(\alpha) V_a^2 \sin(\delta_s + 10^\circ) - k_2 V_s^2) \quad (5.28)$$

In tal caso non vi è alcun parametro da identificare, essendo già noti K_{R1} e k_2 dall'identificazione precedente.

Nel *Modello 3.2* la forza propulsiva è proporzionale all'intensità del vento apparente. L'equazione dinamica corrispondente è la seguente:

$$\dot{V}_s = 1/M (K_{R2} f(\alpha) V_a \sin(\delta_s + 10^\circ) - k_2 V_s^2) \quad (5.29)$$

Per questo modello, invece, si procede a una nuova identificazione dei parametri K_{R2} e k_2 . Come fatto nello *Step 1* si procede a valutare la cifra di merito per coppie di valori dei parametri appartenente a una griglia di taratura. In questo caso la cifra di merito assume l'andamento rappresentato in Figura 5.22.

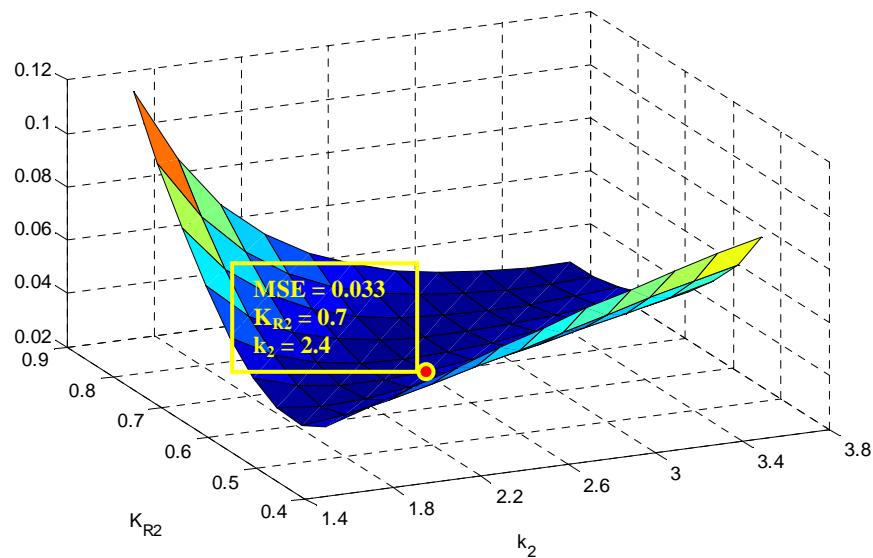


Figura 5.22 Cifra di merito per l'identificazione di K_{R2} e k_2

I valori ottimi per K_{R2} e k_2 sono rispettivamente 0.7 e 2.4.

Infine, si considera il *Modello 4.2* (5.30) in cui la forza propulsiva è proporzionale al seno dell'angolo di attacco α .

$$\dot{V}_s = 1/M (K_{R3} \sin(\alpha) V_a^2 \sin(\delta_s + 10^\circ) - k_2 V_s^2) \quad (5.30)$$

Anche in questo caso si procede all'identificazione dei parametri, nello specifico K_{R3} e k_2 . I valori ottimi sono quelli che minimizzano la cifra di merito rappresentata in Figura 5.23.

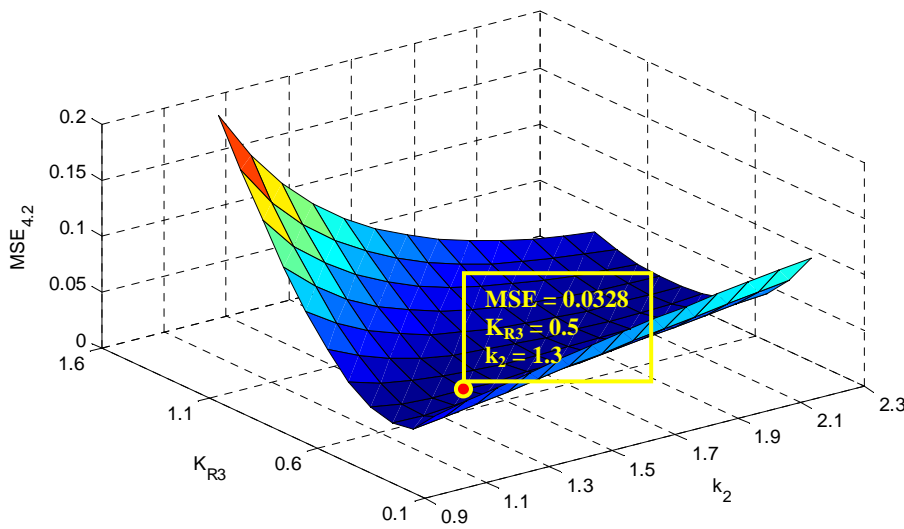


Figura 5.23 Cifra di merito per l'identificazione di K_{R3} e k_2

Si ottiene il minimo del MSE per $K_{R3} = 0.5$ e $k_2 = 1.3$.

Un sunto dei parametri utilizzati per i modelli da confrontare nello *Step 2* è riportato in Tabella 5.4.

<i>Modello 1.2</i>		<i>Modello 2.2</i>		<i>Modello 3.2</i>		<i>Modello 4.2</i>	
K_{R1}	0.42	K_{R1}	0.42	K_{R2}	0.7	K_{R3}	0.5
K_2	2.8	k_2	2.8	K_2	2.4	K_2	1.3

Tabella 5.4 Parametri identificati per i modelli 1.2, 2.2, 3.2, 4.2

Si procede quindi al confronto dei quattro modelli proposti. Utilizzando il set dati di validazione vengono simulati i quattro modelli con i relativi parametri. Il risultato della simulazione è riportato in Figura 5.24.

Analizzando l'andamento temporale si nota che l'errore maggiore viene commesso ipotizzando la forza propulsiva proporzionale all'intensità del vento. L'uso del modello semplificato per il coefficiente $c_T(\alpha)$ non sembra incidere in modo evidente. Dal confronto tra il modello 1.2 e 2.2 si deduce che il fattore $\cos\varphi$ può essere trascurato.

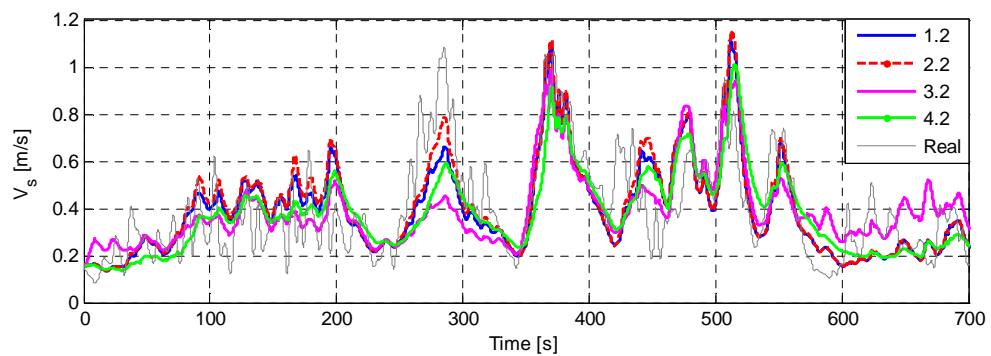


Figura 5.24 Confronto tra i modelli 1.2, 2.2, 3.2, 4.2 e i dati reali

Anche dall'analisi dell'MSE riportato in Figura 5.25 si possono trarre le medesime conclusioni.

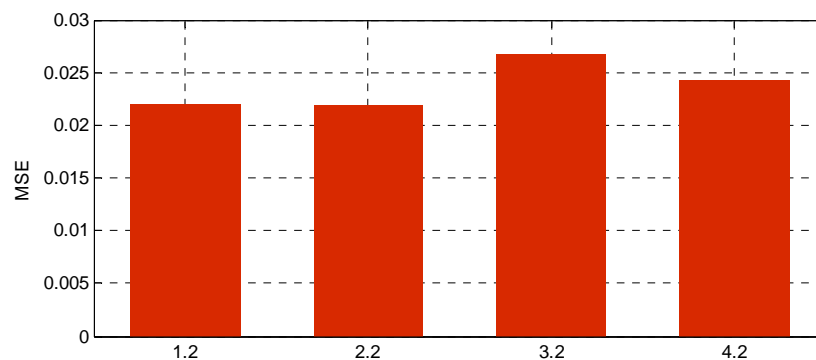


Figura 5.25 Confronto dell'errore commesso dai quattro modelli per la forza propulsiva

Tuttavia bisogna tener conto che la maggior differenza tra i due modelli per il coefficiente $cT(\alpha)$ si trova attorno ai 30° che è proprio il punto in cui si cercherà di far lavorare maggiormente la vela come si vedrà più avanti nel Capitolo 6 relativo al controllo. Pertanto per la realizzazione di un simulatore si ritiene più adeguato scegliere il modello più complesso ricavato da polari. Potendo trascurare il fattore $\cos\varphi$ nel modello della forza propulsiva, si sceglie la combinazione 2.2.

In conclusione si arriva a definire il modello semplificato per la dinamica di avanzamento dato dalle seguenti equazioni:

$$\dot{V}_s = 1/M (F_s \sin(\delta_s + 10^\circ) - k_2 V_s^2) \quad (5.31)$$

$$F_s = k_s f(\alpha) V_a^2 \quad (5.32)$$

Ove k_s corrisponde al valore di K_{RJ} . Si hanno pertanto i seguenti parametri per il modello:

$$M = 18 \quad k_s = 0.42 \quad k_2 = 2.8 \quad (5.33)$$

5.5.2 La dinamica d'imbardata

Di seguito viene riportata la dinamica d'imbardata così com'è stata ricavata per il modello fisico.

$$\dot{\omega} = 1/J_\omega (dF_H \cos\varphi - h \sin\varphi F_R + r F_r \cos\varphi - T_\omega(\omega)) \quad (5.34)$$

In essa si possono distinguere tre componenti di coppia: la componente di attrito, una componente dovuta alla forza sul timone e una dovuta alla forza

sulla vela. Al fine di ricavare un modello semplificato per questa dinamica si procede per passi analizzando separatamente i contributi ora elencati. Anche per la dinamica d'imbardata sono stati utilizzati due seti di dati, uno per l'identificazione e uno per la validazione e scelta del modello migliore. Un'analisi preliminare dei dati evidenzia una dinamica assimilabile a quella di un sistema del primo ordine come si può vedere in Figura 5.26.

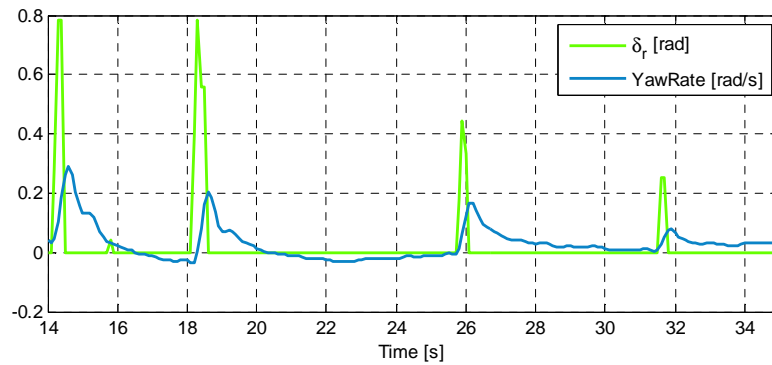


Figura 5.26 Confronto tra l'ingresso δ_r e lo YawRate ω

Pertanto si ipotizza un modello lineare per gli attriti:

$$T_\omega(\omega) = B_\omega \omega \quad (5.35)$$

La dinamica d'imbardata può quindi essere riscritta nel seguente modo:

$$J_\omega \dot{\omega} + B_\omega \omega = T_{vela} + T_{timone} \quad (5.36)$$

$$T_{vela} = dF_H \cos\varphi - h \sin\varphi F_R \quad (5.37)$$

$$T_{timone} = rF_r \cos\varphi \quad (5.38)$$

Effettuando la trasformata di Laplace [10] si ottiene il sistema del primo ordine descritto dalle seguenti equazioni.

$$\begin{aligned}\omega &= \frac{K_r}{T_r s + 1} u \\ u &= T_{vela} + T_{timone} \\ K_r &= 1/B_\omega \quad T_r = J_\omega/B_\omega\end{aligned}\tag{5.39}$$

Si tratta quindi di definire un ingresso opportuno per tale sistema andando a trovare delle espressioni semplificate per le sue due componenti, per poi identificare i parametri del sistema di volta in volta definito.

In prima analisi si ipotizza di trascurare la componente dovuta alla forza sulla vela, considerando come unico ingresso il momento generato dalla forza agente sulla barra del timone (5.38).

$$u = T_{timone}\tag{5.40}$$

Quest'ultimo, infatti, in genere è il contributo predominante come si può facilmente capire pensando alla funzione che il timone stesso ha nella navigazione.

Si passa quindi a definire per semplificazioni successive diversi modelli della coppia T_{timone} generata dalla portanza agente sul timone. Ricordando l'espressione (4.19) per la portanza del timone, si può scrivere:

$$T_{timone} = r \left(\frac{1}{2} \rho_{acqua} S_{timone} c^r_L(\delta_r) V_s^2 \right) \cos\phi\tag{5.41}$$

Innanzitutto, poiché si lavora con angoli della barra del timone inferiori al limite di stallo si può considerare il coefficiente di portanza $c_L(\delta_r)$ lineare e quindi F_r proporzionale a δ_r .

$$c^r_L(\delta_r) = \delta_r\tag{5.42}$$

Si definisce così un primo modello per l'ingresso:

$$u_{1.1} = K_1 \delta_r V_s^2 \cos\varphi \quad (5.43)$$

Quindi si scrive un secondo modello in cui si trascura il fattore $\cos\varphi$:

$$u_{1.2} = K_1 \delta_r V_s^2 \quad (5.44)$$

Infine si ipotizza che la forza di portanza sul timone sia lineare con la velocità di avanzamento. Il terzo modello per l'ingresso sarà quindi dato dall'equazione (5.45).

$$u_{1.3} = K_2 \delta_r V_s \quad (5.45)$$

A ogni ingresso qui definito corrisponde un modello per la dinamica d'imbardata che prende il nome del pedice dell'ingresso medesimo.

Per ciascuno dei tre modelli vengono identificati i parametri del sistema del primo ordine (5.39) ad essi associato. Si tratta di trovare i parametri K_r e T_r ottimi, avendo inglobato in K_r le costanti K_1 o K_2 a seconda del modello di u . Il risultato del processo di identificazione è riassunto in Tabella 5.5.

<i>Modello</i>	K_r	T_r
1.1	1.2	0.7
1.2	1.2	0.7
1.3	0.85	0.7

Tabella 5.5 Parametri identificati per i modelli 1.1, 1.2, 1.3

Successivamente all'identificazione viene fatta la scelta del modello migliore mediante la valutazione del MSE, cifra di merito già definita nel

paragrafo precedente. Per questa fase viene utilizzato il set di dati per la validazione. In seguito alle simulazioni effettuate per ciascun modello proposto con i parametri identificati precedentemente, si ottengono i valori di MSE riportati nell'istogramma di Figura 5.28. I risultati temporali delle simulazioni sono rappresentati in Figura 5.27.

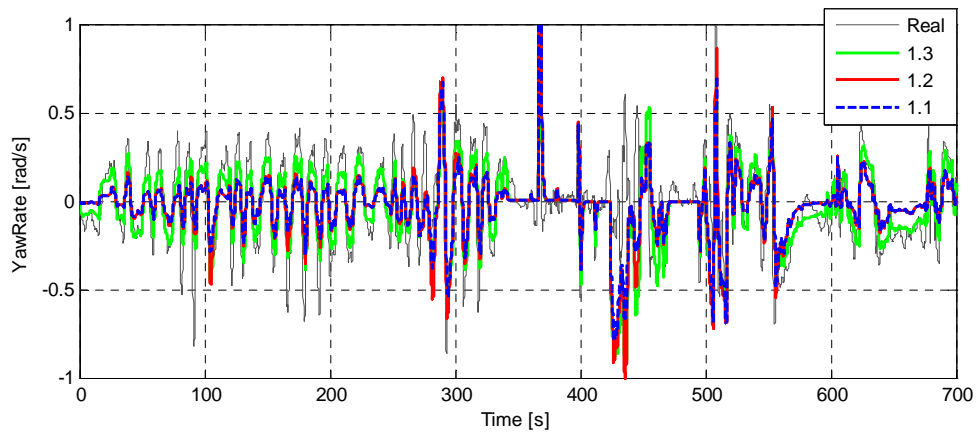


Figura 5.27 Confronto tra i modelli 1.1, 1.2, 1.3 e i dati reali

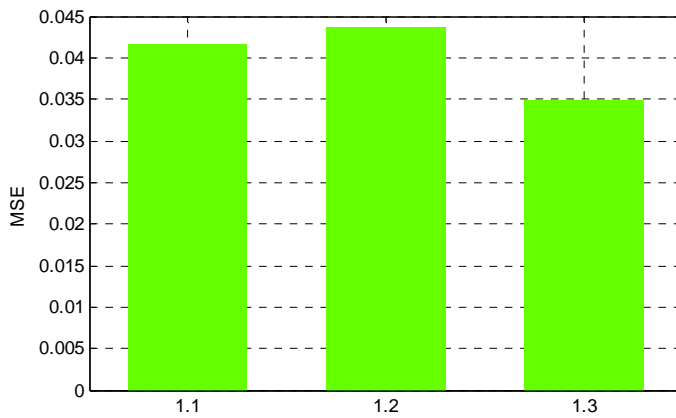


Figura 5.28 Confronto dell'errore commesso dai tre modello per il momento T_{timone}

Da tale grafico si deduce che il fattore $\cos\varphi$ che è stato trascurato nel *Modello 1.2* può essere effettivamente trascurato. Inoltre si nota che il

Modello 1.3 che considera la portanza del timone proporzionale a V_s risulta quello migliore.

Finora è stato trascurato il contributo dato dalla forza agente sulla vela, considerando come ingresso del sistema del prim'ordine il momento torcente generato dalla portanza del timone. Prima di fornire dei possibili modelli per la parte trascurata, si analizza l'errore di stima ottenuto con il modello scelto tra quello ora analizzati. In Figura 5.29 tale errore è posto a confronto con l'angolo di rollio. È evidente che vi sia una certa correlazione tra i due; d'altronde la componente finora trascurata è fortemente influenzata dal rollio visto che il disassamento tra la forza sulla vela e la forza sullo scafo aumenta all'aumentare del rollio e tale disassamento determina il formarsi del momento torcente T_{vela} .

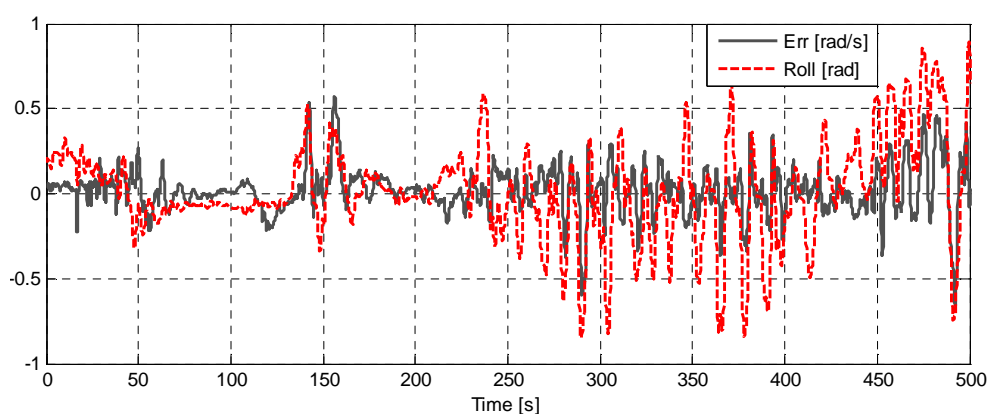


Figura 5.29 Confronto tra i dati temporali dell'errore commesso dal *Modello 1.3* e il rollio

Il fattore di correlazione lineare tra l'errore di stima del *Modello 1.3* e il rollio è pari a 0.44, valore che indica una certa correlazione a conferma delle conclusioni tratte dall'analisi dei dati temporali di Figura 5.29.

In seguito all'analisi appena fatta si ipotizzano dei modelli empirici per la componente dovuta alla forza sulle vele. Il modello dell'ingresso u sarà dato quindi dall'ingresso scelto precedentemente (*Modello 1.3*) più la nuova

componente dovuta alle vele. Vengono messe a confronto tre possibili soluzioni:

Modello 2.1: $u_{2.1} = u_{1.3} + k_1 \sin\varphi F_R$ (5.46)

Modello 2.2: $u_{2.2} = u_{1.3} + k_2 \sin\varphi V_s$ (5.47)

Modello 2.3: $u_{2.3} = u_{1.3} + k_3 \sin\varphi$ (5.48)

I parametri del modello dinamico rimangono gli stessi identificati precedentemente e vengono identificati esclusivamente k_1, k_2, k_3 .

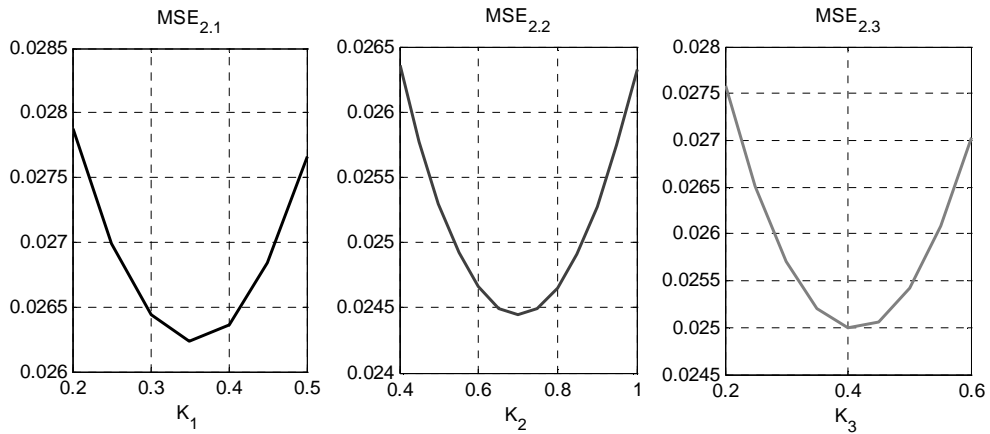


Figura 5.30 Cifre di merito per i modelli 2.1, 2.2, 2.3

Il processo di identificazione basato sulla minimizzazione del MSE () porta ai valori riportati nella Tabella 5.6 riassuntiva:

Modello	$K_{1,2,3}$	K_r	T_r
2.1	0.35	0.85	0.7
2.2	0.7		
2.3	0.4		

Tabella 5.6 Parametri identificati per i modelli 2.1, 2.2, 2.3

Il confronto del MSE di questi tre modelli simulati con i dati di validazione è riportato nell'istogramma di Figura 5.31. Per evidenziare il miglioramento introdotto dal contributo proporzionale a $\sin\phi$ è stato aggiunto nel confronto anche il *Modello 1.3*.

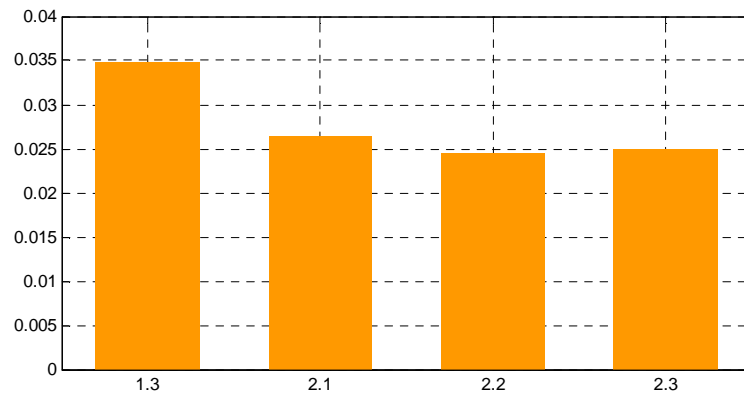


Figura 5.31 Confronto dell'errore commesso dai tre modelli per T_{vela}

Fra i tre nuovi modelli proposti il *Modello 2.2* risulta, se pur di poco, il migliore. Infine vengono messi a confronto gli andamenti temporali della simulazione di tale modello e del *Modello 1.3*, riportati in Figura 5.32. Il miglioramento introdotto dal *Modello 2.2* è evidente.

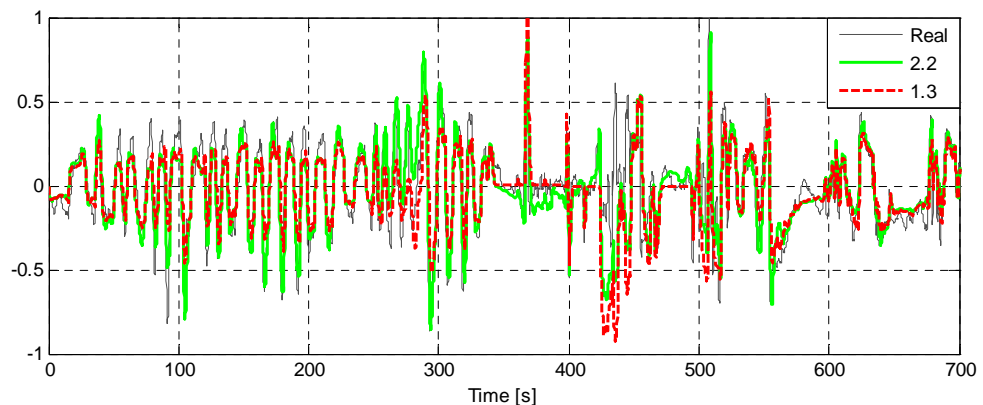


Figura 5.32 Confronto tra i modelli 1.3 e 2.2 e i valori reali di YawRate

Il modello semplificato per la dinamica d'imbardata risulta pertanto il seguente:

$$J_\omega \dot{\omega} + B_\omega \omega = rF_r + k_\omega V_s \sin\varphi \quad (5.49)$$

$$F_r = \delta_r V_s \quad (5.50)$$

Dove r è la distanza tra il timone e il baricentro della barca, J_ω e B_ω sono rispettivamente il momento d'inerzia e il coefficiente di attrito angolare. A partire dalle equazioni (5.39), (5.45) e (5.47), è possibile risalire alle relazioni (5.51) che legano i parametri del modello scritto nella forma (5.49), (5.50) ai parametri K_2 , K_r e T_r identificati per il *Modello 2.2*.

$$\begin{aligned} k_\omega &= rK_2 \\ B_\omega &= r/K_r \\ J_\omega &= T_r B_\omega \end{aligned} \quad (5.51)$$

Si ottengono quindi i seguenti valori per i parametri:

$$J_\omega = 0.4 \quad B_\omega = 0.6 \quad k_\omega = 0.35 \quad (5.52)$$

5.5.3 La dinamica di rollio

A partire dall'equazione della dinamica di rollio ricavata nel Capitolo 4 per il modello fisico e descritta dalle equazioni (5.53), si giunge a un'espressione semplificata al fine di identificarne i parametri.

$$\begin{aligned} \ddot{\varphi} &= 1/J_\varphi \left(hF_H - MR - T_\varphi(\dot{\varphi}) \right) \\ MR &= z(\varphi)Mg \\ z(\varphi) &\cong z_0 \sin(\varphi) \end{aligned} \quad (5.53)$$

Innanzitutto si considera lineare l'attrito:

$$T_\varphi(\dot{\varphi}) = B_\varphi \dot{\varphi} \quad (5.54)$$

Successivamente, ipotizzando di lavorare in un intorno non troppo ampio della posizione di equilibrio $\varphi=0$, si approssima $\sin(\varphi)$ con φ , ottenendo un'espressione lineare in φ per il momento raddrizzante MR :

$$MR \cong z_0 \varphi Mg \quad (5.55)$$

Grazie a queste ipotesi si ottiene, per la dinamica di rollio, un modello del secondo ordine smorzato il cui ingresso è a forza sbandante F_H :

$$J_\varphi \ddot{\varphi} + B_\varphi \dot{\varphi} + (z_0 Mg) \varphi = h F_H \quad (5.56)$$

Passando al dominio della frequenza si ottiene:

$$\varphi = \frac{K_\varphi}{\omega_\varphi^2 s^2 + 2\xi_\varphi \omega_\varphi s + 1} F_H \quad (5.57)$$

Dove:

$$\begin{aligned} K_\varphi &= h/z_0 Mg \\ \omega_\varphi &= \sqrt{h/z_0 Mg} \\ \xi_\varphi &= B_\varphi/2\omega_s z_0 Mg \end{aligned} \quad (5.58)$$

A questo punto rimane da definire un'espressione per F_H . Sotto le medesime ipotesi fatte nel Paragrafo 5.5.1 relative alla forza F_s agente sulla vela, si può scrivere F_H come proiezione di F_s lungo la direzione perpendicolare all'asse della barca, secondo la seguente formula:

$$F_H \cong F_s \cos(\delta_s + 10^\circ) \quad (5.59)$$

Dove F_s ha è ottenuta con la medesima espressione utilizzata per dinamica di avanzamento (5.32).

Al fine di identificare smorzamento e pulsazione propria del sistema del secondo ordine smorzato (5.57) definito in precedenza, sono stati utilizzati i dati di una prova a gradino effettuata a barca ferma. In tale prova la barca è stata inclinata da un lato per poi essere rilasciata. Sono state quindi registrate le oscillazioni di assestamento. Dalla misura dell'accelerazione laterale è stata ottenuta la misura di rollio, con le equazioni di stima ricavate nel Paragrafo 5.3. Di seguito (Figura 5.33) è riportato il grafico relativo alla suddetta acquisizione sperimentale, con in evidenza i tratti d'interesse per l'identificazione.

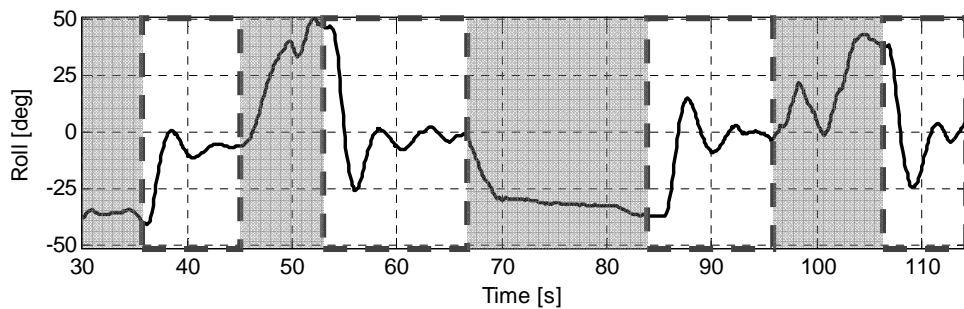


Figura 5.33 Prova a barca ferma per la stima dei parametri della dinamica di rollio

Con un metodi di identificazione a minimizzazione dell'errore quadratico medio sono stati individuati i seguenti valori per i parametri del sistema:

$$\begin{aligned} \omega_{\varphi} &= 0.7 \\ \xi_{\varphi} &= 0.26 \end{aligned} \tag{5.60}$$

Per identificare il guadagno K_φ del sistema, è stata invece utilizzato un set di dati relativi a una fase di navigazione generica in cui il rollio non sia trascurabile.

Anche in questo caso l'ottimo è stato determinato minimizzando l'MSE (Figura 5.34) a partire dai dati del set per l'identificazione.

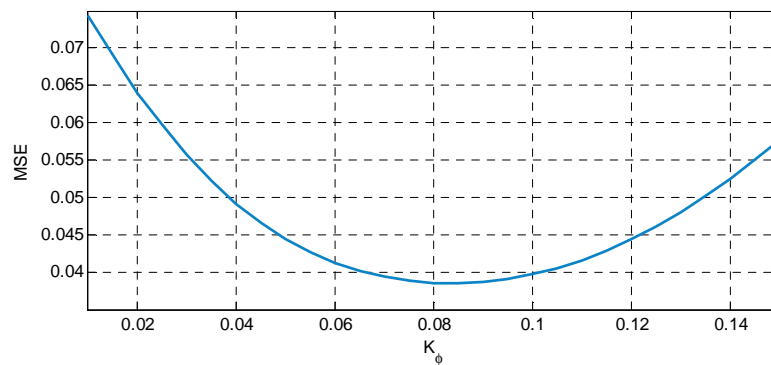


Figura 5.34 Cifra di merito per l'identificazione del parametro k_φ

Il valore ottimo per K_φ è 0.085. In Figura 5.35 si può vedere il risultato della simulazione della dinamica di rollio effettuata a partire da un set di dati di validazione, messo a confronto con il valore stimato dalle misure.

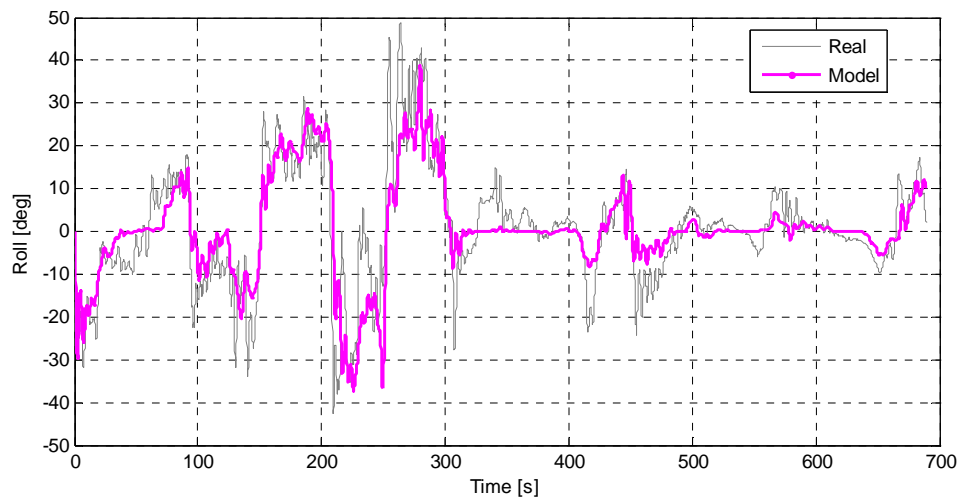


Figura 5.35 Confronto tra il modello identificato per la dinamica di rollio e i dati reali

In definitiva per la dinamica di rollio è stato ricavato e identificato il seguente modello:

$$\omega_\varphi^2 \ddot{\varphi} + 2\xi_\varphi \omega_\varphi \dot{\varphi} + \varphi = k_\varphi F_s \cos(\delta_s + 10^\circ) \quad (5.61)$$

In cui F_s è data dall'espressione (5.32) ricavata nel paragrafo 5.5.1.

I parametri di tale modello sono riassunti in Tabella 5.7.

ω_s	0.7
ξ	0.26
k_φ	0.085

Tabella 5.7 Parametri identificati per la dinamica di rollio

5.6 Comparazione tra i due modelli

In quest'ultimo paragrafo vengono messi a confronto i risultati di simulazione dei due modelli identificati in questo capitolo: il modello di letteratura, che descrive la dinamica di avanzamento e quella d'imbardata, e il nuovo modello proposto in questo lavoro di tesi, che oltre alle due suddette dinamiche, considera anche la dinamica di rollio. Tale confronto ha l'obiettivo di validare il nuovo modello semplificato e mettere in luce le lacune del modello di letteratura, da cui il nuovo modello è esente.

Dalla Figura 5.36 è evidente che il modello di letteratura non è in grado di descrivere in modo accettabile il comportamento di una barca, soprattutto a basse velocità, per le quali il deficit tra velocità reale e simulata implica enormi errori nella valutazione della dinamica d'imbardata. Ciò che maggiormente rende inadeguato il modello della dinamica di avanzamento è sicuramente la scelta di attrito lineare fatta per tale dinamica. Il nuovo

modello semplificato, in questo senso, offre un contributo innovativo, presentando un modello non lineare degli attriti.

Visto che le due dinamiche d'imbardata e di avanzamento sono fortemente accoppiate, non è possibile valutare dai risultati del simulatore completo la bontà del modello per la dinamica d'imbardata presente in letteratura.

Dall'analisi dei risultati di simulazione del nuovo modello semplificato (Figura 5.37), invece, si può constatare un buon accordo tra i dati simulati e i dati reali a meno di alcuni tratti ove sono presenti errori evidenti, in tutte e tre le dinamiche. Oltre all'uso di un modello non lineare degli attriti, anche la definizione di un'espressione più complessa per la forza della vela ha contribuito a ottenere migliori risultati nella stima. Infine, l'introduzione della dinamica di rollio ha portato benefici in quanto un contributo non trascurabile legato al rollio è presente nella definizione della dinamica d'imbardata.

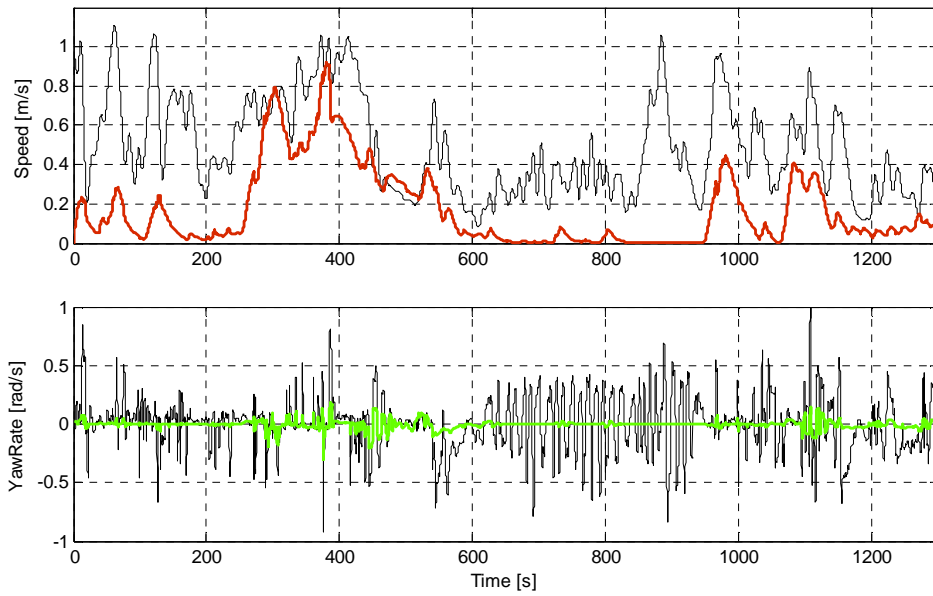


Figura 5.36 Simulazione del modello di letteratura

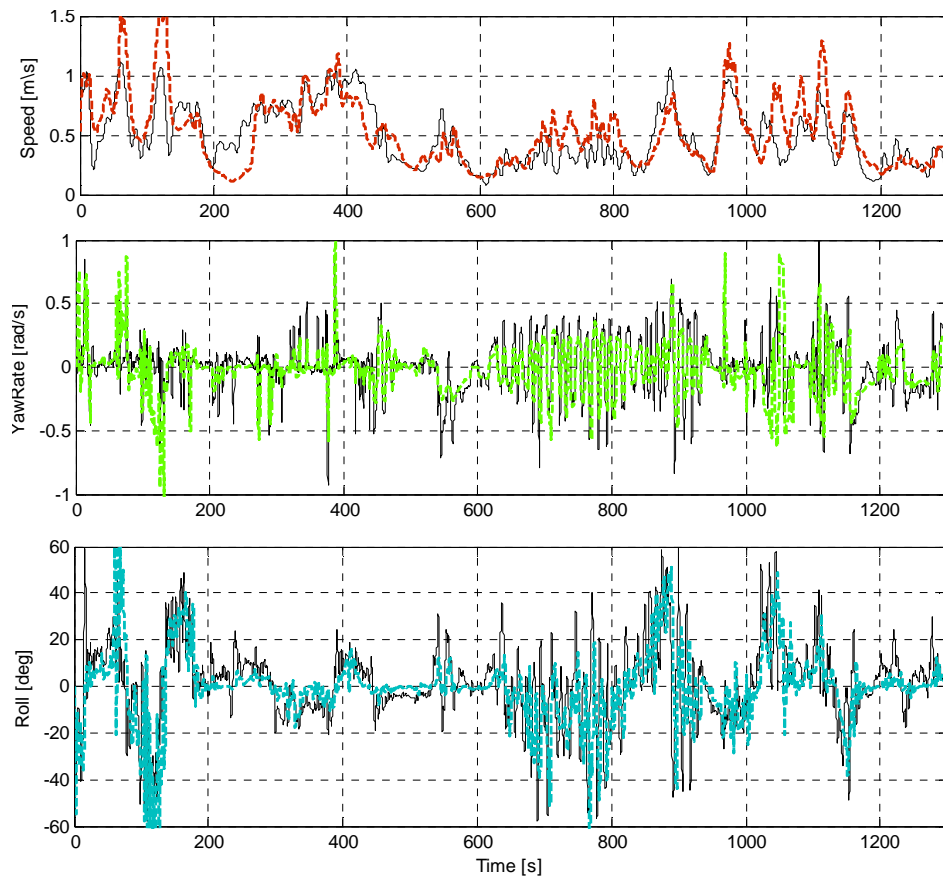


Figura 5.37 Simulazione del nuovo modello semplificato

Capitolo 6

Controllo

La realizzazione del controllo di una barca a vela autonoma viene affrontata in tre fasi distinte: la prima è la progettazione degli schemi e delle logiche di controllo, la seconda è la taratura dei regolatori e la simulazione dell'intero sistema di controllo, infine, l'ultima è la fase sperimentale di test e validazione dei risultati di simulazione. In questo capitolo vengono descritte le prime due fasi.

Il sistema barca a vela è complesso, multi input e multi output, con dinamiche tra loro accoppiate [10]. La progettazione di un unico sistema di controllo sarebbe complicata e potrebbe presentare problemi di implementazione. La suddivisione del problema di controllo in tre sottoproblemi permette di considerare in modo distinto le dinamiche del sistema trascurando di fatto il loro accoppiamento. In questo progetto verrà quindi proposto uno schema di controllo composto da tre principali regolatori che nel seguito verranno descritti approfonditamente.

6.1 Schema generale di controllo

Lo schema complessivo del sistema di controllo progettato è rappresentato in Figura 6.1. Tale schema presenta tre regolatori distinti, uno per ogni obiettivo di controllo.

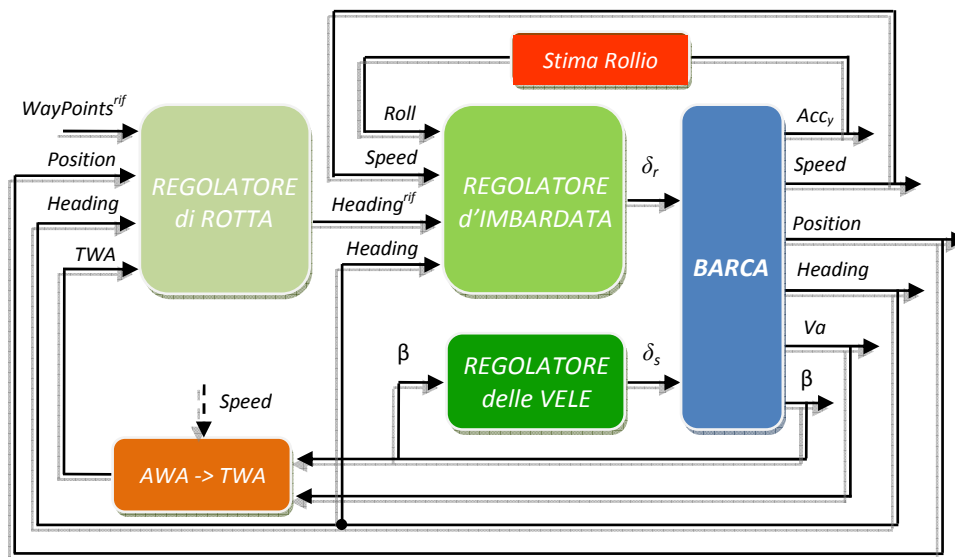


Figura 6.1 Schema generale di regolazione

I tre regolatori sono stati progettati in modo disaccoppiato, anche se le dinamiche del sistema sono accoppiate.

Nei paragrafi seguenti verranno descritti uno ad uno i tre regolatori realizzati.

6.2 Regolatore di rotta

L'anello più esterno dello schema di controllo dell'intero sistema è costituito dal regolatore di rotta (Figura 6.2). Avendo definito il percorso che si vuole realizzare come una successione ordinata di "passaggi obbligati" (WayPoints), il vettore di tali punti sarà il riferimento in ingresso al controllore, la cui uscita sarà un riferimento di Heading, ossia la rotta che

la barca dovrà mantenere per poter realizzare il suddetto percorso. Gli altri ingressi di tale regolatore sono la posizione attuale della barca (Position), data dalle coordinate GPS, il suo orientamento (Heading) e la direzione del vento reale (TWA).



Figura 6.2 Schema di ingresso-uscita del regolatore di rotta

Si tratta di ingressi misurabili mediante la strumentazione di cui è dotato il modello di Azzurra, a meno del TWA che deve essere calcolato a priori a partire dai dati del sensore di vento e del GPS con le seguenti equazioni:

$$\begin{aligned}
 Re_{TWA} &= V_a \cos\beta - V_s \\
 Im_{TWA} &= V_a \sin\beta \\
 TWA &= \arctan \frac{Im_{TWA}}{Re_{TWA}}
 \end{aligned}
 \tag{6.1}$$

Il problema della definizione della rotta ottima può essere suddiviso in tre sottoproblemi (Figura 6.3):

- Suddivisione del percorso in tratte
- Definizione della rotta all'interno della tratta
- Raccordo tra ogni tratta

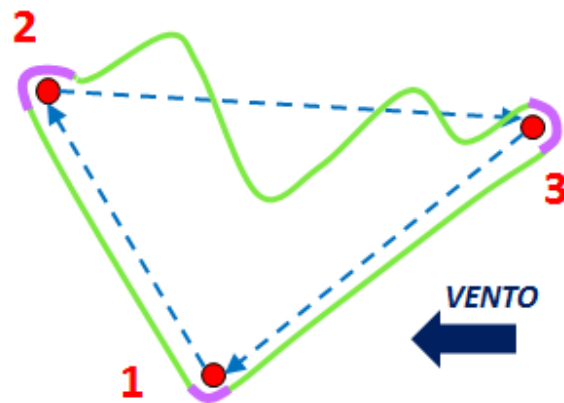


Figura 6.3 Schematica rappresentazione dei tre sottoproblemi per la definizione della rotta: le frecce azzurre indicano le tratte, in verde è rappresentata la rotta che non per forza coincide con la direzione della tratta e in lilla sono evidenziati i tratti di raccordo

Uno schema a blocchi generale del regolatore di rotta, con in evidenza le tre parti che risolvono i tre sottoproblemi, è dato in Figura 6.4.

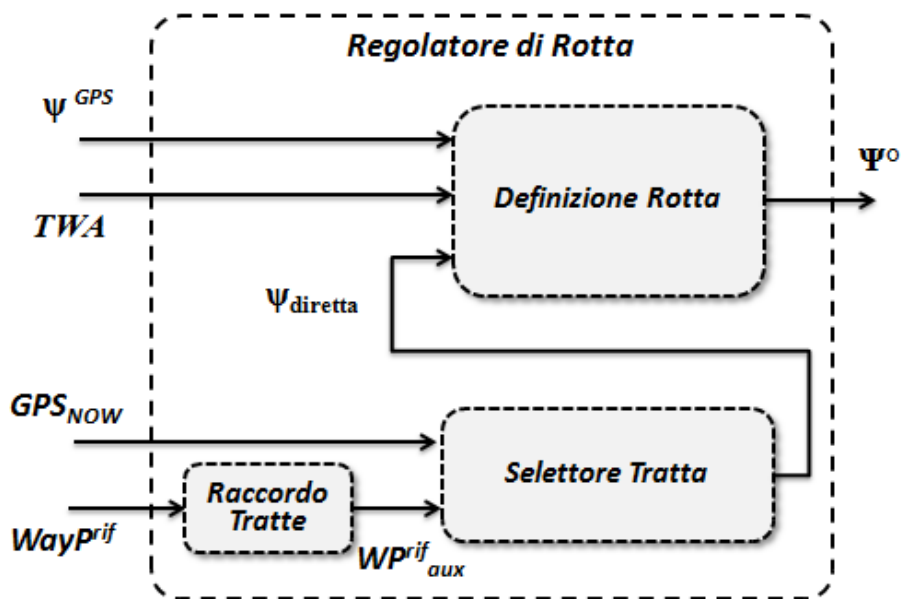


Figura 6.4 Schema generale del regolatore di rotta

Nei paragrafi successivi verranno descritti in modo dettagliato la soluzione adottata per ciascuno di questi sottoproblemi.

6.2.1 Suddivisione del percorso in tratte

Come già detto in precedenza il percorso da realizzare è definito da una successione ordinata di punti detti *WayPoint*. Quindi, si definisce *tratta* il percorso che va da un *WayPoint* al successivo. Di fatto ogni *WayPoint* identifica una tratta della quale è il punto di arrivo. Si può definire conclusa una tratta, e quindi raggiunto il *WayPoint* ad essa associato, quando la distanza da esso è inferiore a una determinata soglia definita sulla base dell'accuratezza della misura di posizione fornita dal GPS. Vista la buona accuratezza dei GPS di cui è stato dotato il modello, pari a circa 2m in modalità differenziale, si è posto il valore della soglia a 3m.

L'algoritmo di selezione della tratta, consta quindi di due fasi:

- la prima in cui viene calcolata la distanza tra la posizione attuale e il *WayPoint* relativo alla tratta attuale;
- la seconda in cui, se la distanza calcolata è inferiore alla soglia definita, viene selezionata la tratta successiva.

Oltre alla distanza, nella prima fase dell'algoritmo, viene calcolata la direzione della retta congiungente in due punti GPS che verrà denominata d'ora in poi "*Rotta Diretta*". Tale direzione sarà l'uscita dell'algoritmo di selezione della tratta.

Per effettuare il calcolo della distanza e della *Rotta Diretta* è necessario trasformare la differenza in gradi tra le coordinate in distanza espressa in metri. A tal proposito si ricorda che esistono delle formule di geometria solida che, ipotizzando la terra di forma sferica, permettono di calcolare la distanza (6.2) tra due punti su di essa e la direzione (6.3) rispetto al Nord della loro congiungente.

$$Dist = \arccos[\sin(Lat_1) \sin(Lat_2) + \cos(Lat_1) \cos(Lat_2) \cos(Lon_2 + Lon_1)] \cdot EaerhRadius \quad (6.2)$$

$$Dir \tag{6.3}$$

$$= \arctan\left(\frac{\sin(Long_2 - Long_1) \cos(Lat_2)}{\cos(Lat_1) \sin(Lat_2) - \sin(Lat_1) \cos(Lat_2) \cos(Long_2 - Long_1)}\right)$$

Tuttavia, lavorando esclusivamente in una determinata regione del globo terrestre, è possibile utilizzare delle formule approssimate considerando che la corrispondenza di distanza Km-gradi lungo i paralleli è di 78 Km/° in Italia (valore che aumenta verso l’equatore) e lungo i meridiani è di 111.13 Km/°. Per il calcolo di direzione e distanza tra i due punti GPS si possono usare, quindi, le seguenti formule:

$$\begin{aligned} Im &= (Long_{WP} - Long_{NOW})78 \text{ Km}/^\circ \\ Re &= (Lat_{WP} - Lat_{NOW})111.13 \text{ Km}/^\circ \\ Distanza &= \sqrt{Im^2 + Re^2} \\ Rotta Diretta &= \arctan (Im/Re) \end{aligned} \tag{6.4}$$

Come si può vedere dal grafico in Figura 6.5 l’errore commesso con il metodo approssimato rispetto al metodo “esatto” è trascurabile.

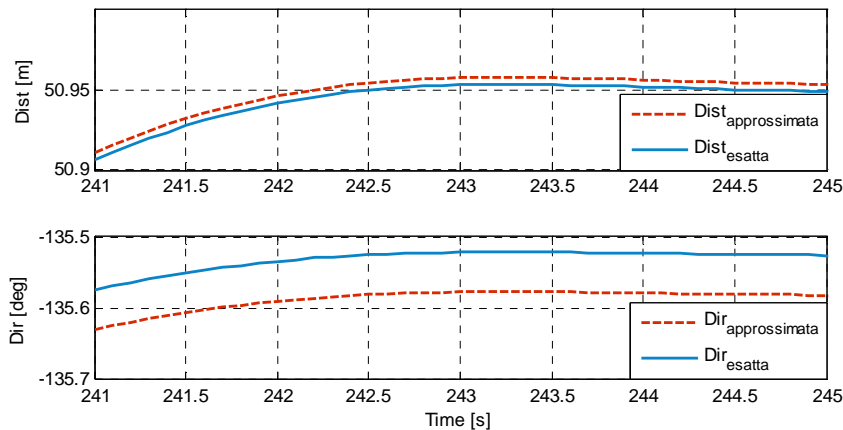


Figura 6.5 Errore di stima del metodo semplificato rispetto a quello "esatto"

In particolar modo l'errore commesso sulla distanza è inferiore allo 0.01%, mentre quello commesso sulla direzione è inferiore a 0.1° .

Uno schema del *Selettore di Tratta* è rappresentato nella Figura 6.6:

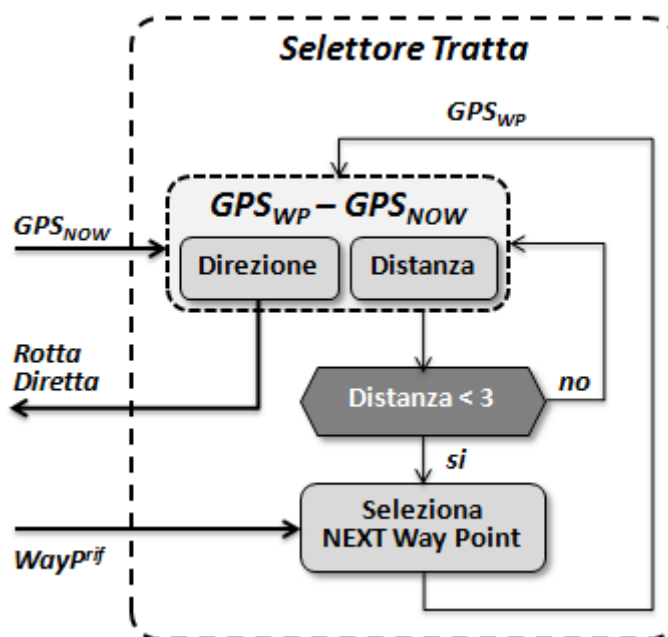


Figura 6.6 Schema generale del selettore di tratta

6.2.2 Definizione della rotta all'interno di una tratta

Per la definizione della rotta è stato realizzato un algoritmo basato sulle tecniche di navigazione normalmente utilizzate dagli skipper in fase di regata.

Considerando una barca in grado di utilizzare un'unica configurazione di vele come nel nostro caso, e facendo riferimento alla polare di velocità ad essa relativa, è possibile distinguere due differenti situazioni di navigazione:

- Ove presenti concavità nella polare, la rotta migliore si ottiene effettuando traiettorie parallele alle direzioni individuate dai due

punti di tangenza tra la polare e una retta, che verranno d'ora in poi chiamate *direzioni di bolina*.

- Se la direzione desiderata non interseca una concavità della curva, la rotta migliore è proprio la direzione desiderata.

Una rappresentazione grafica di quanto appena detto è data in Figura 6.7:

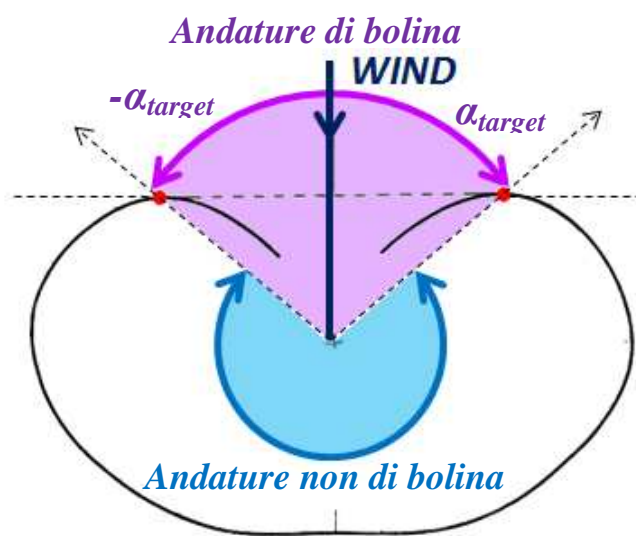


Figura 6.7 Suddivisione del campo di navigazione in due possibili andature

Trascurando quindi la lieve concavità presente nella zona col vento in poppa, la polare può essere divisa in due sole zone, che corrispondono alle due differenti condizioni di navigazione descritte in precedenza. Si tratta quindi di riconoscere in quale regione della polare sta lavorando la barca per poi andare a definire la direzione opportuna da seguire.

I passi dell'algoritmo di selezione della rotta sono i seguenti:

- Calcolo della direzione del vento rispetto al Nord (NWA);
- Calcolo dell'angolo γ compreso tra la suddetta direzione e la direzione desiderata per individuare le condizioni di navigazione;
- Calcolo della rotta in base al tipo di navigazione (bolina o no).

Il primo passo, idealmente, consiste nell'effettuare una semplice addizione, come si può chiaramente vedere dalla Figura 6.8.

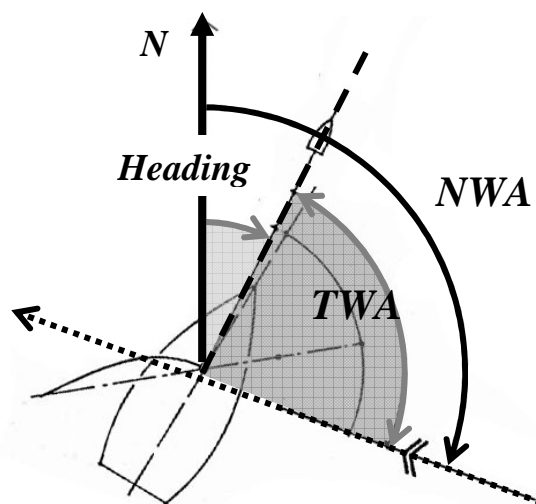


Figura 6.8 Rappresentazione grafica di NWA, TWA e Heading

NWA, come si può vedere dalla figura è la direzione di provenienza del vento, ossia il vettore entrante nell'origine, mentre la direzione del vento intesa come vettore uscente dall'origine è pari a $NWA + \pi$. Ciò che è d'interesse in questo caso è la direzione di provenienza e quindi NWA.

La direzione del vento rispetto al Nord è quindi data dalla seguente formula:

$$NWA = TWA + Heading \quad (6.5)$$

In realtà, nel nostro caso, non è così banale determinare tale direzione. Infatti, le due misure TWA e Heading derivano da due strumenti di misura differenti che hanno comportamenti dinamici differenti. Come si è visto nel Paragrafo 4.4.2 il sensore di vento presenta una dinamica abbastanza lenta, mentre il GPS fornisce le misure con un leggero ritardo che è trascurabile. L'utilizzo della formula (6.5) senza un pre-processamento dei segnali

porterebbe a errori di notevole entità nella stima del NWA. Per dimostrare ciò è stata effettuata una stima a partire da misure di Heading relative a una fase di navigazione generica e ipotizzando un vento con direzione costante rispetto al Nord. A partire da questi dati è stata simulata una sessione di acquisizione sperimentale. Da questi due dati, infatti, è stato calcolato il valore del TWA che successivamente è stato filtrato con la dinamica del sensore di vento. Quindi è stata calcolata la stima secondo l'equazione (6.5). Il risultato di tale simulazione è rappresentato in Figura 6.9.

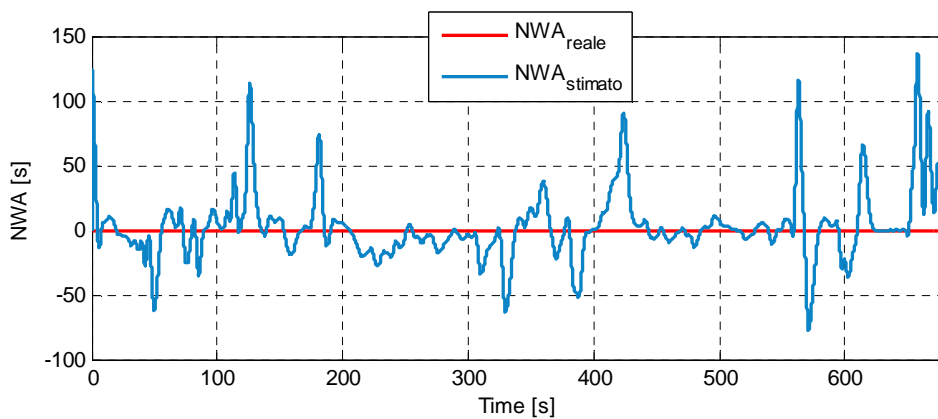


Figura 6.9 NWA stimato senza filtraggio a confronto con quello reale

Per ottenere risultati accettabili è stato necessario filtrare la misura di Heading con la medesima dinamica del sensore di vento; in questo modo è come se la misura corretta del NWA fosse stata filtrata con tale dinamica. Alternativamente si potrebbe semplicemente aggiungere un ritardo ottenendo però risultati meno precisi. L'entità del ritardo da aggiungere è quantificabile in circa 3s. Nella Figura 6.10 sono messi a confronto i risultati di questi due metodi.

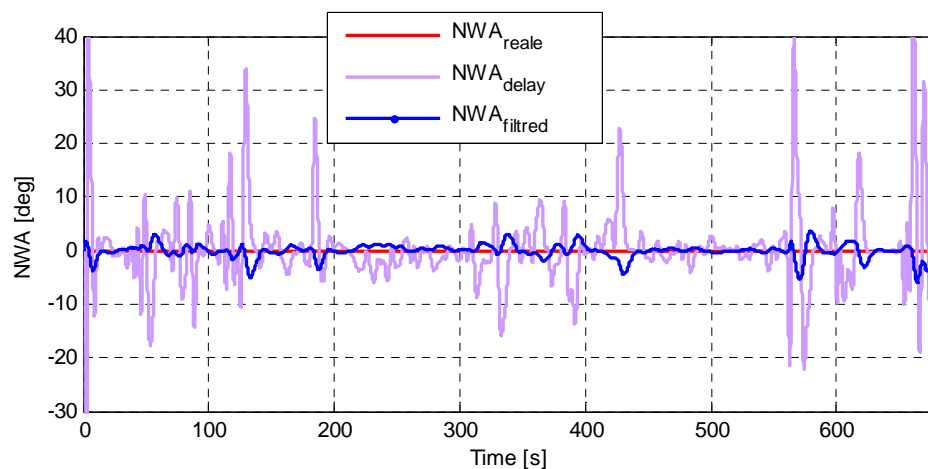


Figura 6.10 Confronto tra due metodi di stima per l'angolo NWA

Vista l'entità comunque non trascurabile dell'errore commesso con il metodo del ritardo si sceglie di utilizzare il metodo del filtraggio. Bisogna sottolineare, tuttavia, che la bontà della stima dipende molto dall'accuratezza del modello identificato per la dinamica del sensore di vento. A dimostrazione di ciò nella simulazione in Figura 6.10 è stato appositamente aggiunto un errore di stima dei parametri della dinamica del sensore. In definitiva, la stima del NWA è ottenuta dalla seguente formula:

$$NWA = TWA + Heading_{filtred} \quad (6.6)$$

$$Heading_{filtred} = \frac{1}{\omega^2 s^2 + 2\xi\omega s + 1} Heading$$

Dove i parametri del filtro applicato alla misura di Heading sono quelli identificati per la dinamica del sensore di vento.

Il secondo passo dell'algoritmo di selezione della rotta consiste nel calcolare l'angolo γ compreso tra la direzione desiderata e il NWA, in modo da poter scegliere sulla base di quest'angolo se la barca si trova in una condizione di

bolina o no. Il valore di tale angolo è semplicemente dato dalla differenza tra *NWA* e *Rotta Diretta* che è la direzione desiderata:

$$\gamma = NWA - \psi_{diretta} \quad (6.7)$$

Tale angolo dovrà essere espresso nel dominio $[-180; 180]$. Con riferimento alla Figura 6.7, la condizione per cui la barca si trovi in navigazione di bolina, è che l'angolo γ sia in modulo inferiore a α_{target} , ossia l'angolo tra l'asse verticale e la direzione di bolina. Formalmente:

$$\begin{aligned} \text{se } |\gamma_{180}| < \alpha_{target} &\rightarrow \theta^{rif} = \psi_{bolina} \\ \text{altrimenti} &\rightarrow \theta^{rif} = \psi_{diretta} \end{aligned} \quad (6.8)$$

In Figura 6.11 è rappresentato uno schema dei passaggi dell'algorithm fin'ora descritti.

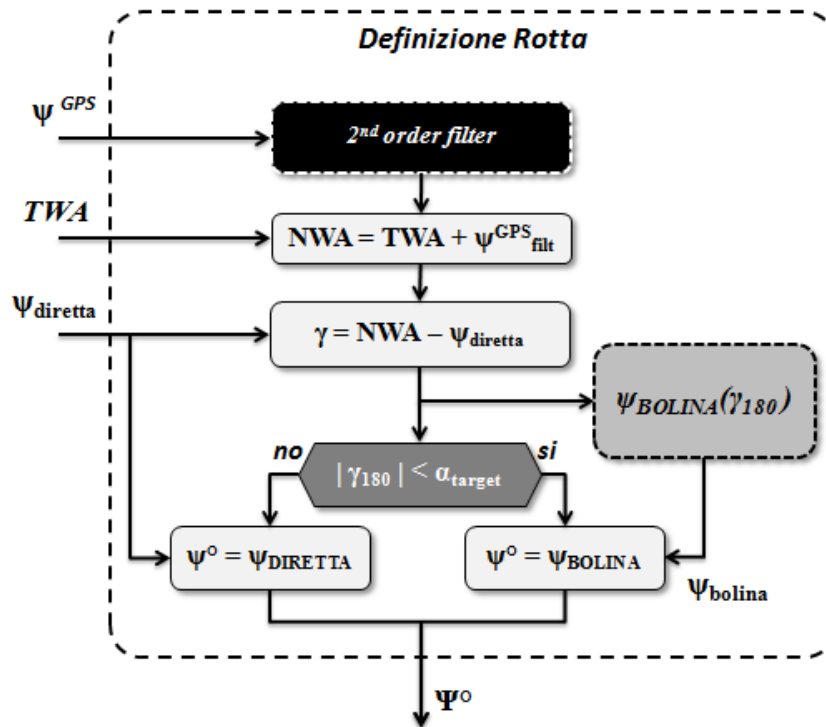


Figura 6.11 Diagramma di flusso che schematizza la definizione della rotta

L'ultimo passo dell'algoritmo è il calcolo della rotta, ossia di un riferimento di Heading. Nel caso non ci si trovi in navigazione di bolina, come detto a inizio paragrafo, la direzione ottima è quella desiderata e quindi la *Rotta Diretta*. Altrimenti, in navigazione di bolina la direzione ottima è data da una delle due direzioni di bolina.

$$\psi_{bolina} = NWA \pm \alpha_{target} \quad (6.9)$$

Di seguito viene illustrato l'algoritmo che permette di scegliere una tra le due direzioni di bolina, in modo da ottimizzare le prestazioni.

Il problema della scelta della direzione di bolina consta di due parti distinte:

- la prima è il problema della scelta della direzione migliore all'inizio di una fase di navigazione di bolina;
- la seconda è il problema di decidere quando virare, ossia quando passare da una direzione di bolina all'altra, durante una fase di navigazione di bolina.

Com'è facile intuire dalla Figura 6.12, in genere, fra le due direzioni di bolina è preferibile scegliere quella che più si avvicina alla direzione desiderata. Da ciò deriva che all'inizio di ogni fase di bolina si sceglierà la direzione più vicina alla *Rotta Diretta*. Questa scelta può essere formalizzata con la seguente equazione:

$$\psi_{bolina} = NWA - \alpha_{target} \text{sign}(\gamma) \quad (6.10)$$

Applicando tale formula per il calcolo della rotta di bolina durante tutta la tratta si ottiene il risultato di virare a ogni cambio di segno dell'angolo γ . In condizioni di vento variabile e se le virate non comportassero un rallentamento, questa sarebbe la soluzione ottimale.

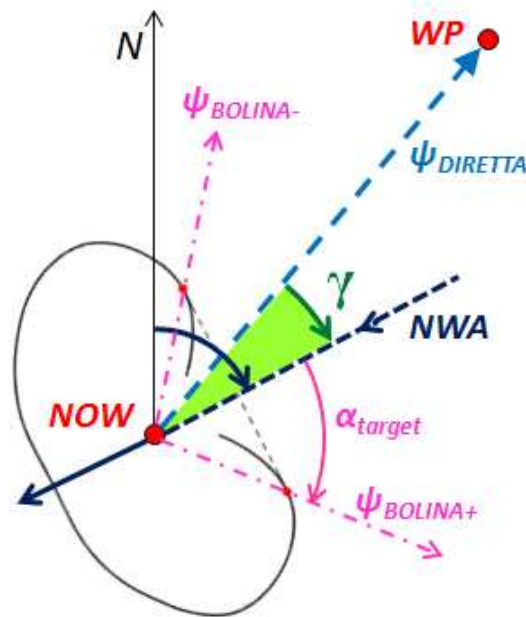


Figura 6.12 Rappresentazione dei vettori d'interesse per il calcolo della rotta di bolina

L'alternativa diametralmente opposta consiste nel comportarsi in modo tale da effettuare una sola virata nel caso in cui si navigasse di bolina fino al WayPoint selezionato. Questa scelta corrisponde a virare solo quando l'angolo γ raggiunge i valori $\pm\alpha_{target}$. Situazione che corrisponde tra l'altro al limite tra la navigazione di bolina e quella non di bolina. In condizioni di vento costante risulta questa la soluzione ottima in quanto minimizza il numero di virate. In condizioni di vento variabile, invece, la soglia raggiunta la quale bisogna virare avrà il suo ottimo per un valore compreso tra 0 e α_{target} che va tarato a seconda della variabilità del vento. Formalmente tale logica di controllo può essere realizzata con una semplice isteresi:

$$\begin{aligned}
 & \text{se } |\gamma| \geq \text{soglia} \\
 & \text{allora: cambia rotta di bolina (virata)} \\
 & \text{altrimenti: mantieni rotta di bolina}
 \end{aligned}
 \tag{6.11}$$

6.2.3 Raccordo tra ogni tratta

Per fare in modo che la barca, raggiunto un WayPoint, vi passi attorno esternamente come accade nelle regate, è necessario definire dei WayPoint ausiliari, che, secondo la definizione data a inizio Paragrafo 6.2.1, identificano le tratte di raccordo. Tali WayPoint verranno definiti costruendo dei cerchi di raggio 3m attorno a ciascun WayPoint e individuando i punti di tangenza esterni tra tali cerchi e le rette parallele a coppie consecutive di WayPoint. Su ogni cerchio saranno individuati due punti di cui quello in uscita (seguendo il verso di percorrenza del tracciato) è il WayPoint ausiliario, mentre l'altro punto di tangenza è il nuovo WayPoint che sostituirà il WayPoint relativo a quel cerchio. Tale procedimento è ben illustrato in Figura 6.13. Successivamente, se il WayPoint ausiliario ha una distanza inferiore ai 3m (soglia definita per il *Selettore di Tratta*) verrà eliminato.

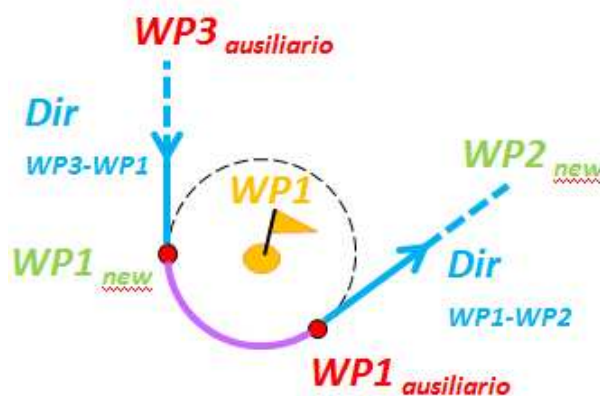


Figura 6.13 Metodo grafico per la creazione dei WayPoint ausiliari

In Figura 6.14 Figura 6.13 è raffigurato un esempio del risultato di tale algoritmo applicato a un particolare set di WayPoint.

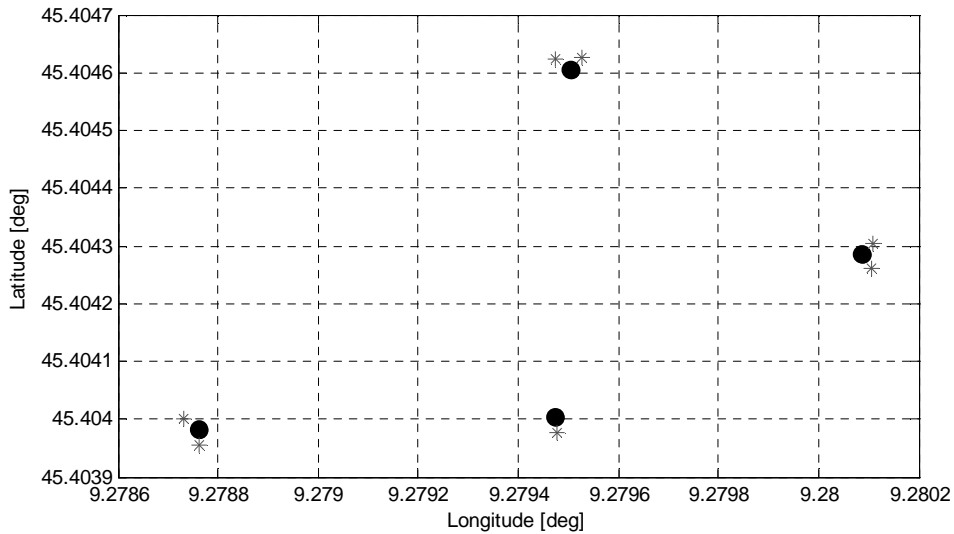


Figura 6.14 Esempio del risultato dell' algoritmo di creazione dei WayPoint ausiliari

Al fine di calcolare la posizione dei nuovi WayPoint sono state utilizzate le formule (6.4) e le loro inverse.

Infine, per rendere graduale il passaggio da un WayPoint al WayPoint ausiliario corrispondente, ossia lungo una tratta di raccordo, viene filtrato il riferimento di Heading con un filtro passa basso opportunamente tarato. Si evita in questo modo di far effettuare manovre brusche alla barca riducendo così eventuali rallentamenti. Prima di filtrare, però, viene eliminata la periodicità dal segnale di riferimento di Heading.

6.3 Regolatore d'imbardata

Il riferimento di Heading ottenuto come uscita del Regolatore di Rotta diventa l'ingresso del regolatore d'imbardata che ha il compito di regolare il timone in modo da seguire tale riferimento. Oltre al riferimento e alla misura di Heading sono presenti altri ingressi nel regolatore: il rollio e la velocità della barca come si può vedere in Figura 6.15. La loro presenza verrà spiegata nel seguito.



Figura 6.15 Rappresentazione d'ingresso-uscita del regolatore d'imbardata

Per progettare il regolatore d'imbardata si è partiti dal modello semplificato della dinamica d'imbardata identificato nel Paragrafo 5.5.2 che può essere riscritta in questa forma:

$$J_{\omega}\dot{\omega} + B_{\omega}\omega = (rk_r\delta_r\cos\varphi + k_{\omega}\sin\varphi)V_s \quad (6.12)$$

Gli ingressi per tale dinamica sono la velocità, il rollio e l'inclinazione della barra del timone. Quest'ultimo è l'ingresso manipolabile che viene quindi utilizzato come variabile di controllo.

La dinamica d'imbardata, come descritta nell'equazione (6.12), è non lineare. Tuttavia, ridefinendo l'ingresso del sistema è possibile ottenere una dinamica lineare. Il nuovo ingresso ha la seguente espressione:

$$u' = f(\varphi, V_s, \delta_r) = (\delta_r\cos\varphi + k_{\omega}\sin\varphi)V_s \quad (6.13)$$

La funzione di trasferimento tra tale ingresso e l'Heading è la seguente:

$$\theta = \frac{1}{s} \frac{K_r}{(T_r s + 1)} u' \quad (6.14)$$

Per un sistema di questo tipo può essere progettato un semplice regolatore proporzionale vista la presenza di un integratore nella dinamica.

L'integratore, infatti, garantisce in via teorica errore nullo a transitorio esaurito. L'uscita di tale regolatore è u' e pertanto per ottenere la variabile di controllo desiderata δ_r , è sufficiente invertire la funzione $f(\varphi, V_s, \delta_r)$ come segue:

$$\delta_r = f^{-1}(\varphi, V_s, u') = \frac{u'/V_s - k_\omega \sin\varphi}{\cos\varphi} \quad (6.15)$$

Infine il valore di δ_r così ricavato viene saturato entro i limiti imposti per l'angolazione del timone $[-45^\circ, 45^\circ]$. Tale tipo di controllo, come si può capire dall'espressione (6.15), consente di compensare il disturbo dovuto allo sbandamento.

L'intera procedura qui descritto è schematizzata in Figura 6.16:

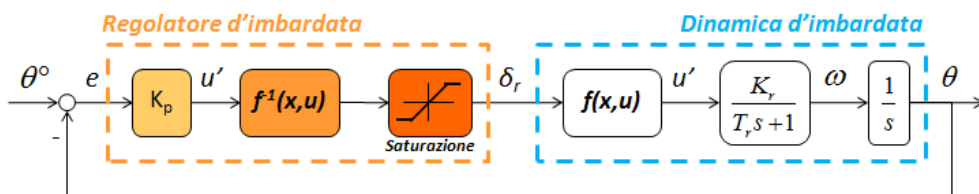


Figura 6.16 Schema del regolatore d'imbardata

La taratura di questo controllore consiste quindi nella scelta opportuna del guadagno K_p . Per far ciò si considera la funzione di trasferimento da u' a θ (6.16) tenendo conto anche della dinamica del sensore. La misura di Heading è fornita dal GPS che, come visto in precedenza, fornisce la misura con un ritardo di 50ms e non ha una dinamica ad esso associata trattandosi di uno strumento digitale. Si ottiene quindi la seguente funzione d'anello:

$$L(s) = e^{-0.05s} \frac{1}{s} \frac{K_r}{T_r s + 1} \quad (6.16)$$

Dal diagramma di Bode della funzione d'anello si osserva che il margine di fase di tale sistema è di circa 60° (Figura 6.17). Accontentandosi di tale margine di fase si può scegliere un guadagno unitario per il regolatore ottenendo una banda pari a 0.11Hz; in alternativa, per una maggior robustezza, con $K_p = 0.5$ si raggiunge un margine di fase di poco più di 70° con una banda passante pari a 0.06Hz.

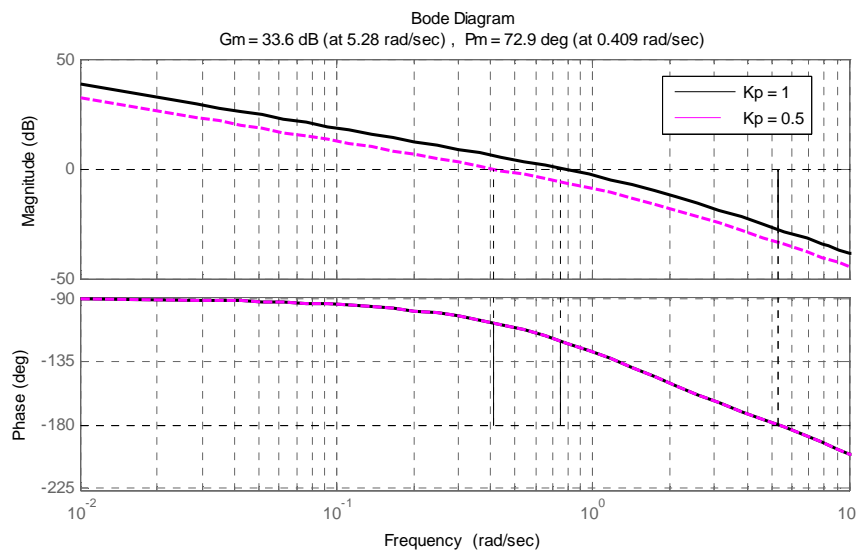


Figura 6.17 Diagramma di Bode per la funzione d'anello della dinamica d'imbardata

6.4 Regolatore delle vele

Il regolatore delle vele ha come obiettivo quello di ottenere le migliori prestazioni in termini di velocità. Per far ciò è stato realizzato un controllo in anello aperto con in ingresso l'angolo del vento apparente (AWA) e in uscita la posizione angolare della vela (Figura 6.18).



Figura 6.18 Schema d'ingresso-uscita del regolatore delle vele

La logica di controllo per tale regolatore è stata progettata a partire da un'analisi della polare della vela. Si ricorda che la polare della vela varia al variare della forma della vela stessa e che sulla base del suo rapporto di forma (AR) è possibile selezionare un tipo di polare adeguato, la cui forma si avvicina abbastanza a quella della polare effettiva. La vela di cui è dotato il modello in scala di Azzurra ha un AR pari a circa 6 che corrisponde come già visto nel Paragrafo 5.5.1 alla polare rappresentata in Figura 6.19.

Ciò che determina le prestazioni in velocità della barca è la forza propulsiva F_R , che si ottiene proiettando sulla direzione di avanzamento il vettore della forza totale F_s . Per ottenere la forza F_s che corrisponde, in una determinata condizione di navigazione, alla maggior forza propulsiva sarà sufficiente determinare il punto di tangenza tra la perpendicolare alla direzione di avanzamento e la polare. A tale punto corrisponde un determinato angolo di attacco α . Di conseguenza, noto l'angolo del vento apparente β , ricordando la formula (6.17) e trascurando l'angolo di scarroccio, è possibile calcolare l'angolo di apertura della vela δ_s :

$$\delta_s = \beta - \alpha_{ottimo} \quad (6.17)$$

Ciò che rimane da esplicitare è il valore dell'angolo di attacco. Come si può vedere in Figura 6.19, l'angolo formato tra la perpendicolare alla direzione di avanzamento e l'asse della portanza è pari all'angolo del vento apparente. Al variare di tale angolo varia quindi il punto di tangenza. Si può quindi creare facilmente una corrispondenza tra l'angolo β e l'angolo di attacco ottimo α_{ottimo} .

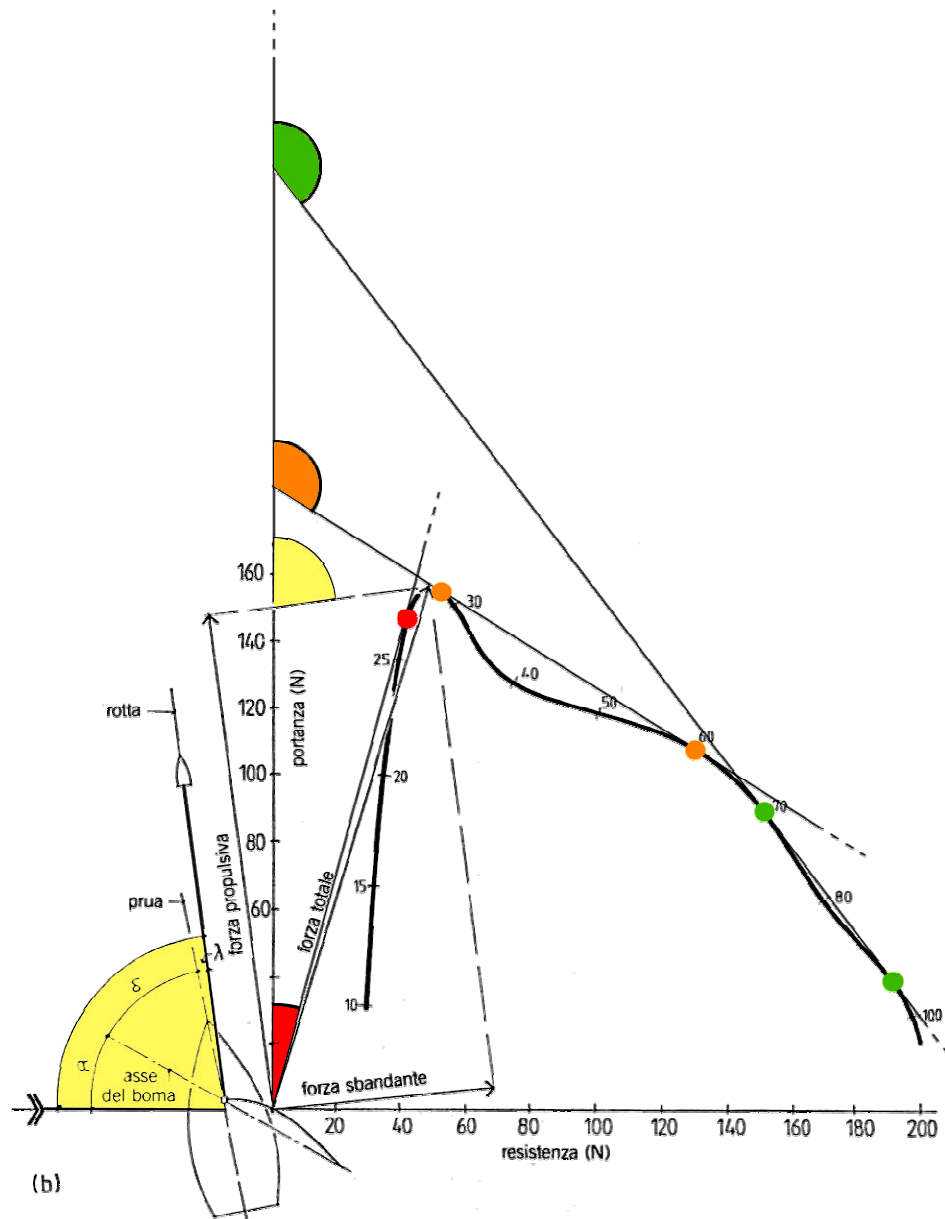


Figura 6.19 Costruzione grafica che permette di ricavare l'angolo ottimo di attacco

Sempre dalla Figura 6.19 si osserva che per valori di β inferiori a 120° il punto di tangenza si trova in un intorno del picco della polare, che corrisponde a un angolo di attacco compreso tra circa 26° e 30° . Per valori di β compresi tra 120° e 140° l'angolo di attacco ottimo è compreso tra circa 60° e 70° ; infine, per valori di β superiori a 140° l'angolo di attacco ottimo è

di circa 90° . Si determina così una funzione tabulata (Figura 6.20) che lega α_{ottimo} a β e di conseguenza l'espressione per il calcolo della variabile di controllo δ_s è funzione solo di β :

$$\delta_s(\beta) = \beta - \alpha_{ottimo}(\beta) \quad (6.18)$$

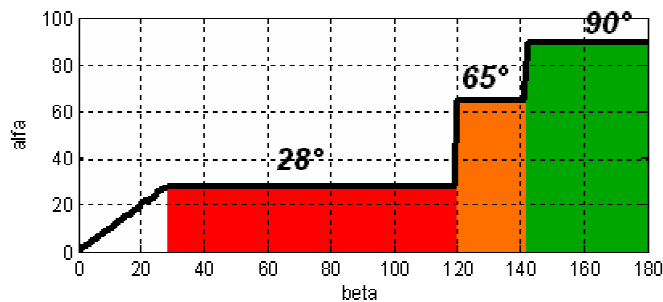


Figura 6.20 Angolo di attacco ottimo in funzione dell'angolo del vento apparente β

Com'è evidente se l'angolo β è inferiore a 28° , non è possibile ottenere un angolo di attacco pari a quello ottimo (dalla formula (6.18) si otterrebbe, infatti, un valore negativo per δ_s). Pertanto per valori di β inferiori a 28° il valore assunto dalla funzione $\alpha_{ottimo}(\beta)$ sarà pari a β .

6.5 Risultati di simulazione

Vengono qui presentati alcuni risultati di simulazione a partire dai quali è possibile ipotizzare una taratura dei parametri dei controllori, oltre che verificare la bontà delle leggi di controllo proposte.

Per prima cosa vengono testate le prestazioni del regolatore d'imbardata, ponendo a confronto i risultati di tre differenti tarature:

- **Taratura 1:** $K_p = 0.5$
- **Taratura 2:** $K_p = 2$
- **Taratura 3:** $K_p = 0.2$

Al fine di valutare le tre risposte viene fornito un riferimento a scalino per l'heading. Le simulazioni vengono effettuate in condizioni di vento costante in direzione, diretta circa a 90° rispetto alla direzione desiderata, e variabile in intensità. In Figura 6.21 sono riportati i risultati di tali simulazioni.

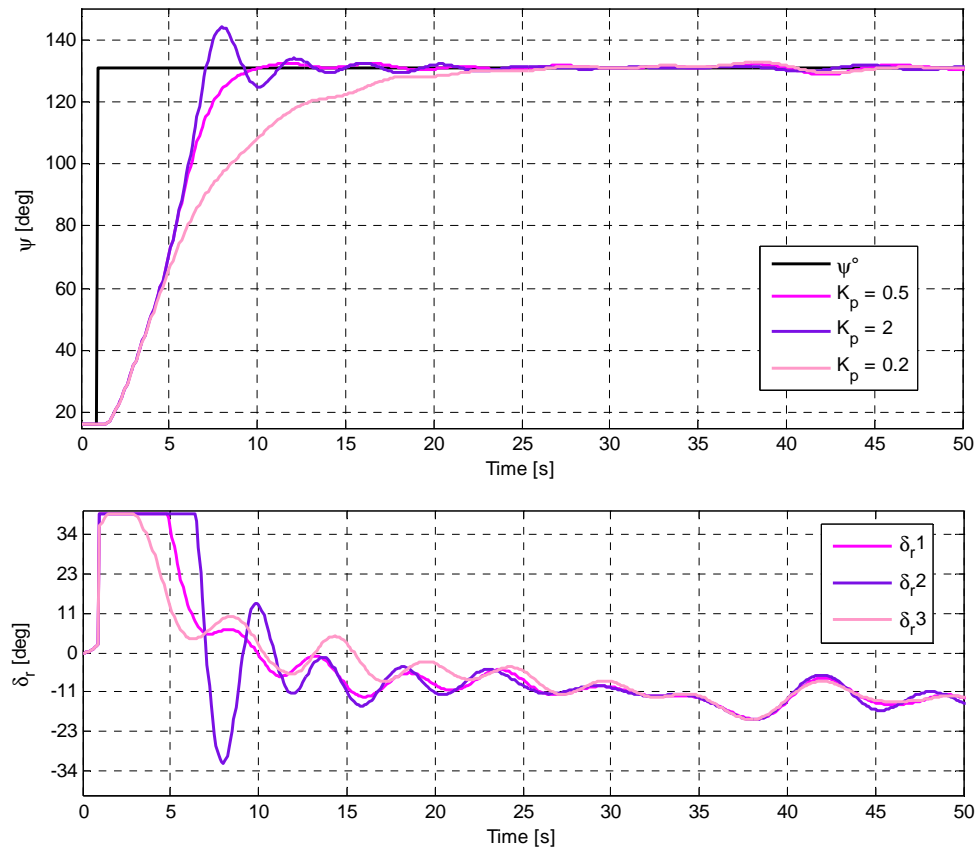


Figura 6.21 Risposta a gradino del sistema controllato con le tre diverse tarature

Come si può notare la taratura migliore risulta essere quella intermedia, infatti quella più aggressiva provoca sovraelongazioni e oscillazioni in fase di assestamento, mentre quella più blanda ha un tempo di risposta troppo elevato. Nel proseguo verrà pertanto utilizzato $K_p = 0.5$.

Nella Figura 6.22 sono riportati i risultati di due simulazioni effettuate con la Taratura 2 e 3 eliminando la compensazione del rollio dal regolatore

d'imbardata, messe a confronto con un regolatore dotato di compensazione, e avente il guadagno pari a quello della *Taratura 1* scelta precedentemente.

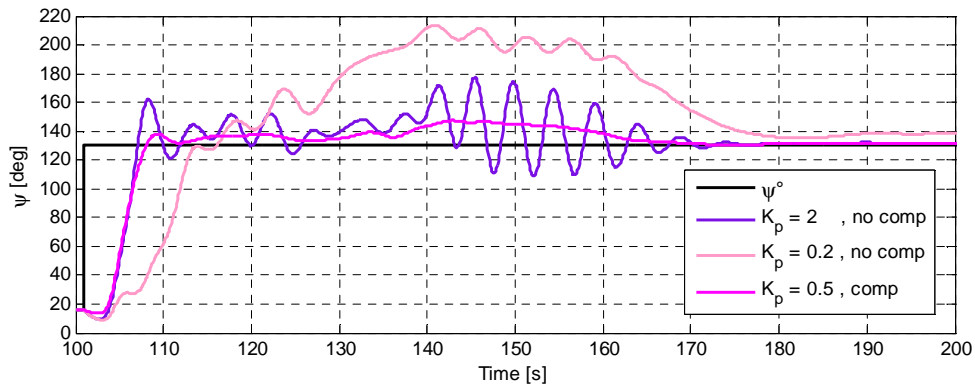


Figura 6.22 Simulazione del controllo d'imbardata senza compensazione del rollio

Come si può vedere in Figura 6.23 la mancata compensazione del rollio, non solo provoca errori nell'inseguimento del profilo di heading, ma è anche causa di una maggiore ampiezza delle oscillazioni di rollio, riducendo di fatto le prestazioni generali della barca.

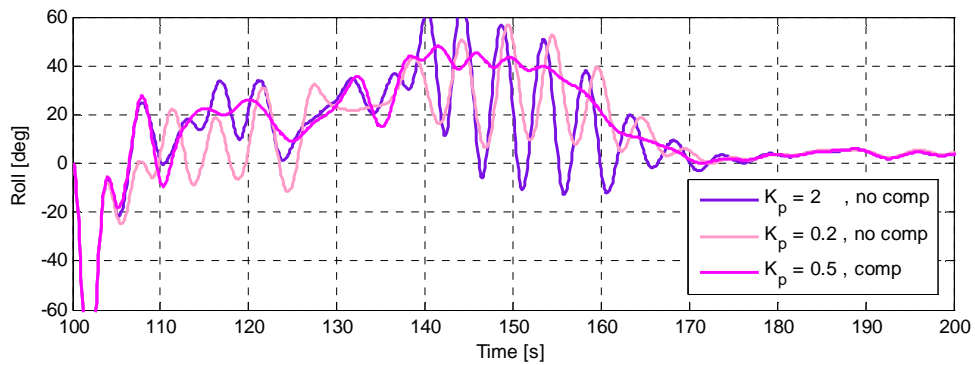


Figura 6.23 Andamento delle oscillazioni di rollio con e senza compensazione

Successivamente all'analisi del regolatore d'imbardata, viene preso in considerazione l'intero sistema di controllo, al fine di valutare le prestazioni

del regolatore delle vele e per poter effettuare una scelta della *soglia* per la determinazione della rotta di bolina all'interno del regolatore di rotta.

Il riferimento in ingresso al regolatore di rotta è dato da un set di quattro waypoint. A partire da essi sono calcolati i waypoint ausiliari, escludendo quelli che distano dal waypoint precedente di meno di 3m (che è la soglia scelta per il selettore di tratta). Per una prima simulazione si considera il vento costante in direzione e variabile in intensità. La direzione è scelta pari a 225° . Il parametro α_{target} del regolatore di rotta viene scelto pari a 45° . Sono riportati in Figura 6.24 i risultati di tre possibili scelte per la *soglia* da tarare:

- **Taratura 1:** *soglia* = $\pi/4$ (limite massimo)
- **Taratura 2:** *soglia* = $\pi/16$
- **Taratura 3:** *soglia* = $\pi/32$



Figura 6.24 Tre tarature per la soglia del regolatore di rotta. Direzione di vento costante

Come si può vedere in figura, i tra percorsi, determinati dalle tre diverse scelte della soglia, non presento evidenti differenze in termini di prestazioni. Per poter vedere un significativo calo prestazionale il valore della soglia dovrebbe esser prossimo allo zero, determinando di fatto un numero elevatissimo di virate. Tutte e tre le tarature proposte, in una situazione come quella ricreata in simulazione, risultano valide.

Vengono riportati i grafici temporali dell'angolo di rollio (Figura 6.25) e delle variabili di controllo, a confronto con gli input dei relativi controllori (Figura 6.26). I dati sono relativi alla simulazione con la *Taratura 2*.

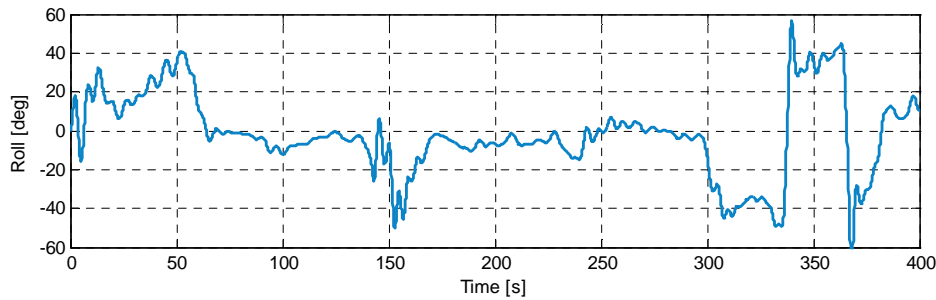


Figura 6.25 Andamento temporale delle scillazioni di rollio

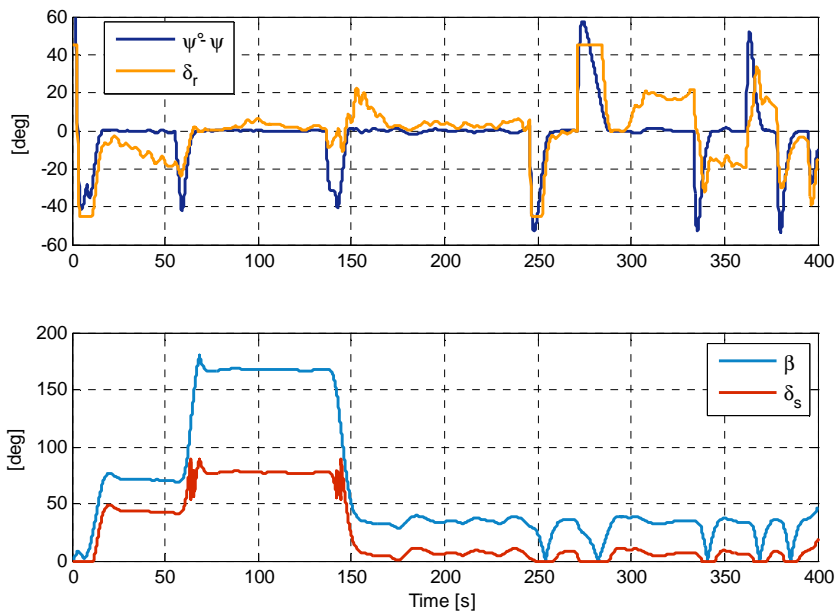


Figura 6.26 Andamento delle variabili di controllo in relazione agli ingressi dei regolatori

Se, invece, si considera un vento variabile, con un andamento simile a quello di Figura 6.27, la situazione cambia.

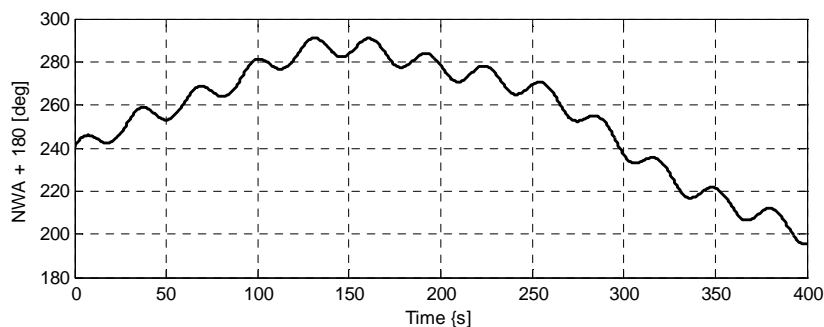


Figura 6.27 Direzione del vento variabile, utilizzata per il secondo gruppo di simulazioni

La Figura 6.28 mostra il risultato delle simulazioni effettuate a partire da una condizione di vento variabile e con le medesime tarature delle simulazioni precedenti. È evidente che in questa situazione vi siano dei vantaggi nell'utilizzare una soglia bassa.



Figura 6.28 Tre tarature per la soglia del regolatore di rotta. Direzione di vento variabile

Infatti, non conoscendo a priori l'andamento temporale della direzione del vento è un rischio allontanarsi troppo dal waypoint successivo, poiché si potrebbe dover effettuare ulteriori tratti di bolina non previsti. In definitiva, in condizioni di vento generiche si preferisce tarare il regolatore di rotta con una *soglia* abbastanza bassa, come per esempio la *Taratura 3*, per il calcolo della rotta di bolina.

A conclusione dell'analisi delle simulazioni vengono considerate le prestazioni del regolatore delle vele, il cui scopo è quello di garantire le performance velocistiche ottime alla barca. Per come è stato progettato tale regolatore, non sono presenti parametri da tarare. Ci si limita quindi a discuterne la bontà e l'efficacia. Tuttavia, non è facile poter stabilire se sono state raggiunte le performance ottime o in quale misura ci si è avvicinati ad esse. Ciò che invece si può osservare (Figura 6.29), è un calo delle prestazioni fornite dal regolatore rispetto a quelle desiderate, dovuto alla dinamica del sensore di vento e alla limitata velocità di attuazione delle vele. Il maggior problema è sicuramente il ritardo introdotto nella misura del vento a causa delle dinamiche del sensore. Come si può vedere dalla figura il valore reale dell'angolo di attacco risulta diverso da quello che si vorrebbe imporre tramite il regolatore delle vele, determinando il calo di prestazioni.

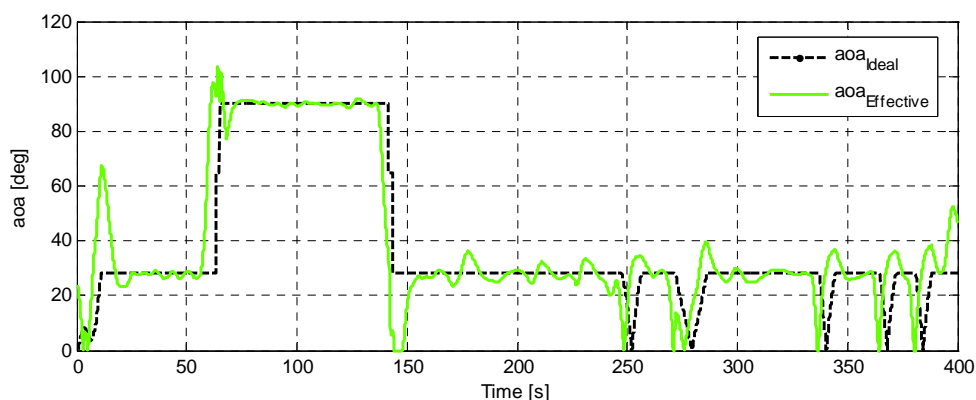


Figura 6.29 Angolo d'attacco effettivo rispetto a quello desiderato

Capitolo 7

Test sperimentali

In questo capitolo verranno inizialmente illustrate le fasi d'implementazione del sistema di controllo sulla centralina della barca, facendo luce sulle novità che è stato necessario introdurre rispetto al controllo realizzato in simulazione. Successivamente saranno illustrati i risultati dei test sperimentali effettuati per verificare il funzionamento dei regolatori implementati sulla centralina della barca. In particolar modo verranno presi in esame il regolatore d'imbardata e quello delle vele.

7.1 Implementazione dei regolatori

I regolatori descritti nel Capitolo 6 sono stati implementati in modo completo sull'unità di controllo ECU1. Come descritto nel Paragrafo 3.7.1, dall'interfaccia utente, è possibile lavorare in quattro modalità differenti che permettono anche un uso parziale del sistema di regolazione implementato. In particolar modo la modalità *Vele-Automatica* permette di impostare da interfaccia il comando per il timone, mentre le vele vengono regolate in modo automatico dal regolatore delle vele. La modalità *Semi-Automatica* permette di fornire un riferimento di Heading al sistema di controllo che si occuperà di mantenere la rotta grazie al regolatore d'imbardata e al contempo regolerà le vele per ottenere la massima propulsione. Infine nella modalità *Automatica* il sistema di controllo sarà completamente funzionante: il regolatore di rotta calcolerà il riferimento di Heading per il regolatore d'imbardata e il regolatore delle vele si occuperà di massimizzare la propulsione. Oltre a scegliere la modalità di funzionamento, interfaccia utente consente di regolare alcuni parametri dei singoli controllori: in modalità *Automatica* è possibile variare la soglia per la virata, mentre in modalità *Semi-Automatica* si può aggiustare il guadagno proporzionale del regolatore d'imbardata.

Implementare dei regolatori per una piattaforma reale, richiede la formulazione di logiche adeguate a far fronte a problematiche, quali per esempio la mancanza di fix dei GPS, che possono sorgere durante il funzionamento del sistema. La mancanza di fix dei GPS comporta l'impossibilità di eseguire correttamente il regolatore di rotta, a meno di non riuscire a fornire una stima delle grandezze di posizione. Per semplicità, si è deciso di non eseguire il regolatore di rotta e quello d'imbardata in caso di mancato fix, ma solo un blocco di compensazione del rollio, che equivale a mantenere il riferimento di heading fisso e a considerare l'errore

d'inseguimento nullo. Il diagramma di flusso del sistema di controllo completo, così come è stato implementato sulla *ECUI*, è riportato in Figura 7.1.

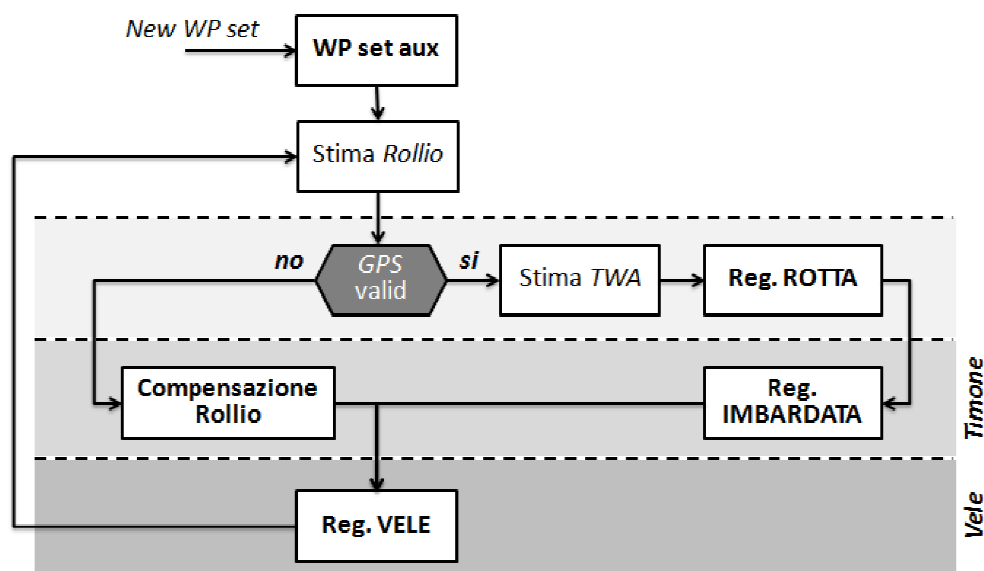


Figura 7.1 Diagramma di flusso per la modalità Automatica

Il diagramma di flusso è, invece, più semplice per il funzionamento in modalità *Semi-Automatica*.

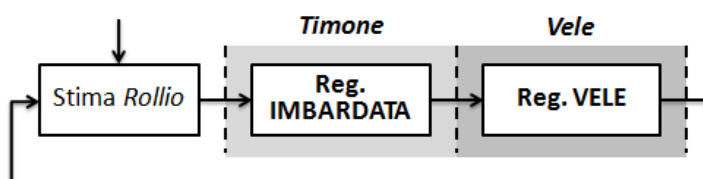


Figura 7.2 Diagramma di flusso per la modalità Semi-Automatica

Un'altra problematica che in fase di simulazione era meno evidente è legata alla periodicità dei segnali utilizzati, quali l'heading e la direzione del vento. In particolar modo si è reso necessario introdurre delle funzioni per l'eliminazione della periodicità del segnale al fine di filtrare i dati e

soprattutto per evitare il nascere di instabilità del controllo in condizioni di soglia tra gli 0 e i 359°. Al fine di minimizzare i salti di fase la funzione di unwrap del segnale utilizza una soglia di 180° superata la quale si introduce un salto di fase di 360°.

7.2 Risultati sperimentali

Le prove sono state realizzate presso il laghetto artificiale di S. Giuliano Milanese di cui è riportata una ripresa satellitare in Figura 7.3. I risultati qui riportati riguardano i primi test effettuati per quanto riguarda il regolatore d'imbardata. Sono anche riportati alcuni dati utili per la valutazione delle prestazioni del regolatore delle vele. Oltre a dimostrare il funzionamento dei regolatori implementati, tali test sono serviti a verificare il corretto funzionamento di tutto l'apparato sperimentale realizzato per questo lavoro di tesi.

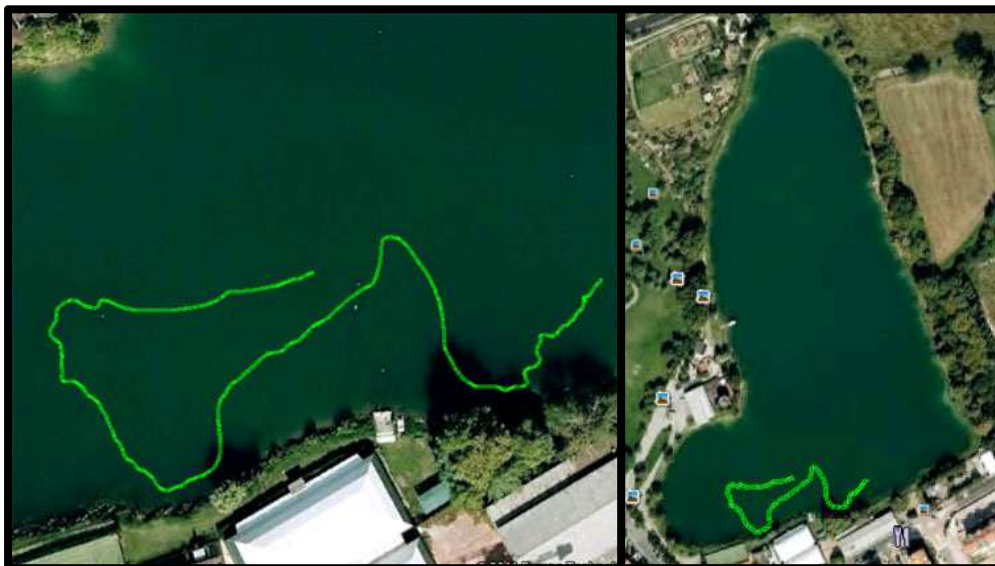


Figura 7.3 Ripresa satellitare del laghetto sede dei test sperimentali

7.2.1 Il regolatore d'imbardata

Viene qui presentato il comportamento del regolatore d'imbardata in differenti condizioni operative. Per tali test è stato impostato il guadagno del controllo proporzionale pari a 1.5, valore abbastanza aggressivo che garantisce un margine di fase compreso tra a 50° e 60° . I percorsi relativi alle diverse prove realizzate sono rappresentati nella Figura 7.4.



Figura 7.4 Tracciati relativi ai test effettuati sul regolatore d'imbardata

Il primo test è stato condotto in condizioni di vento favorevole, impostando per il regolatore, un riferimento di circa 40° . Dalla Figura 7.5 si nota come la risposta del sistema sia caratterizzata da oscillazioni che si smorzano in qualche decina di secondi. In Figura 7.6 sono riportati anche l'andamento dell'errore e della variabile di controllo. Si nota che la variabile di controllo raggiunge la saturazione per parecchio tempo, ciò sta ad indicare un'azione

di controllo eccessiva. Risulterebbe quindi utile ridurre il guadagno del regolatore.

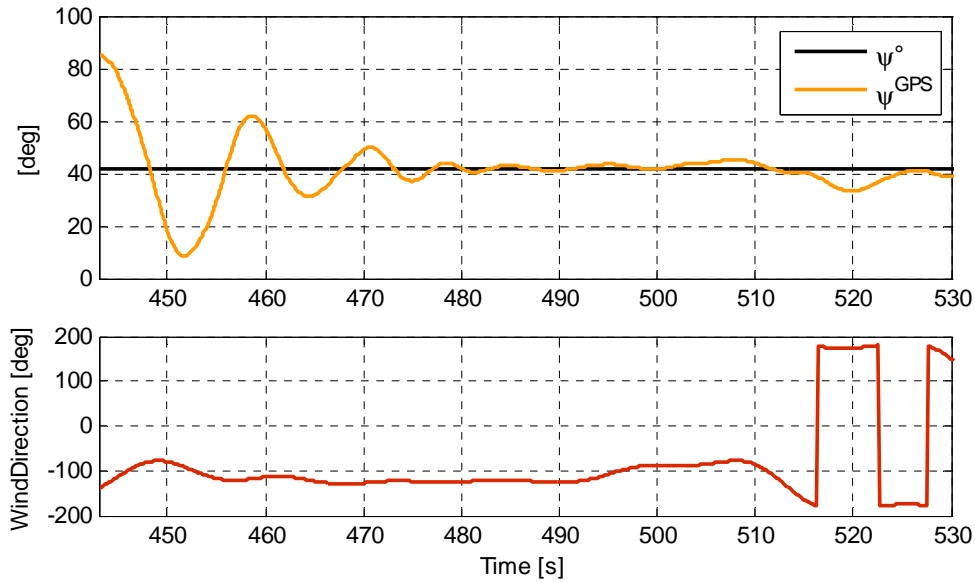


Figura 7.5 Risposta al gradino nella prima fase di test con vento a favore

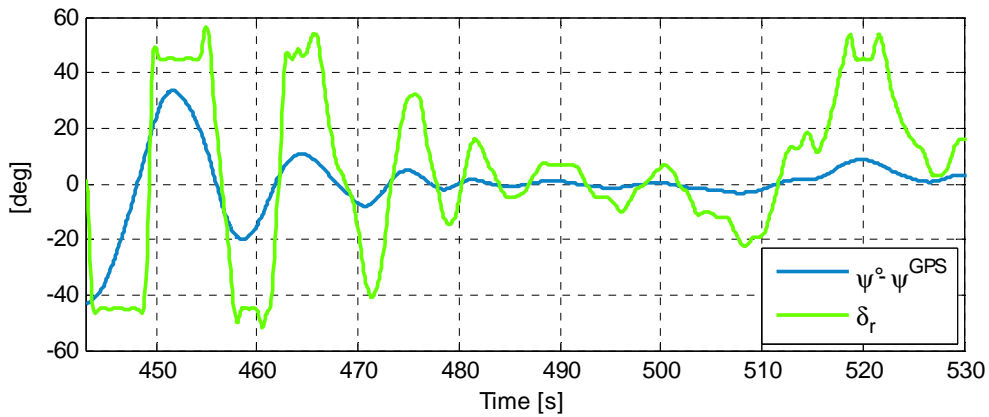


Figura 7.6 Errore e variabile di controllo del regolatore d'imbardata nel primo test

Il secondo test, invece, è stato condotto in condizioni di vento contrario, sempre inferiore ai 50° . In questa fase di navigazione si è provato a dare un riferimento che potesse somigliare a una rampa, come si può intuire dalla Figura 7.7. Nella prima fase di navigazione è evidente la difficoltà nel

mantenere la rotta. D'altronde la direzione desiderata è molto prossima alla direzione del vento reale NWA. Le oscillazioni persistono anche durante la fase di transitorio, in seguito alla variazione a rampa del riferimento.

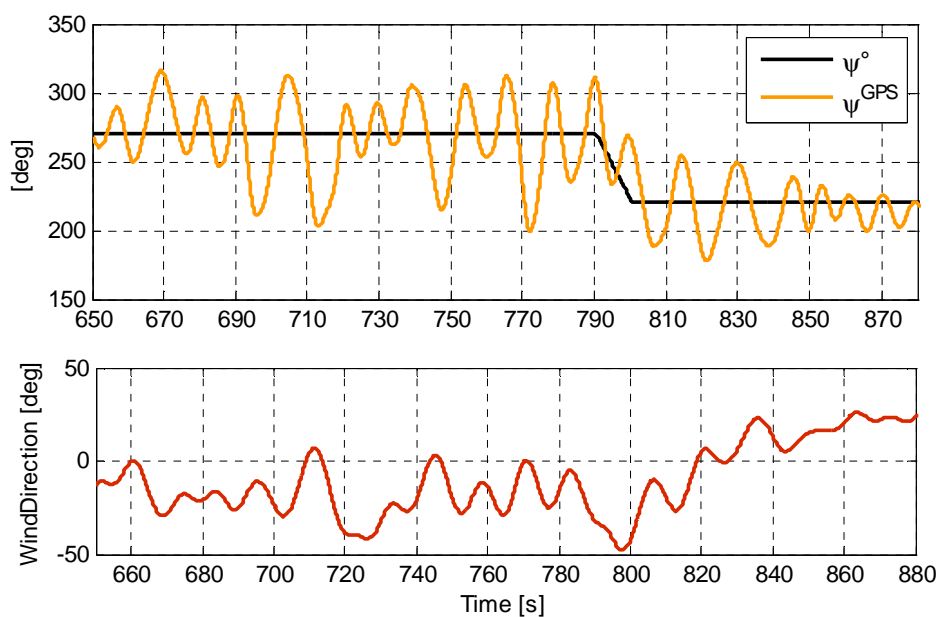


Figura 7.7 Comportamento del sistema sotto controllo in condizioni controvento

In definitiva, in seguito a questi test sperimentali si può affermare la necessità di ridurre il guadagno del regolatore al fine di renderlo maggiormente stabile nelle svariate condizioni di navigazione in cui si potrebbe trovare l'imbarcazione. Inoltre si può constatare l'insorgere di una stabilità non asintotica quando la direzione desiderata è prossima a quella del vento reale. Ciò può essere evitato lavorando in condizioni di bolina non stretta.

7.2.2 Il regolatore delle vele

La funzione che si è data alla regolazione delle vele è quella di ottenere le performance ottime. Come visto nel Paragrafo 6.4, dall'angolo di attacco a

cui lavora la vela dipende la forza propulsiva e quindi le prestazioni velocistiche. Sulla base dell'algoritmo proposto nel medesimo paragrafo, si può stabilire se le performance raggiunte si avvicinano o meno all'ottimo, confrontando l'angolo di attacco effettivo con quello ottimo che idealmente si vorrebbe tenere. Il grafico in Figura 7.8 è relativo a una fase di navigazione nella quale era attivo il controllo delle vele.

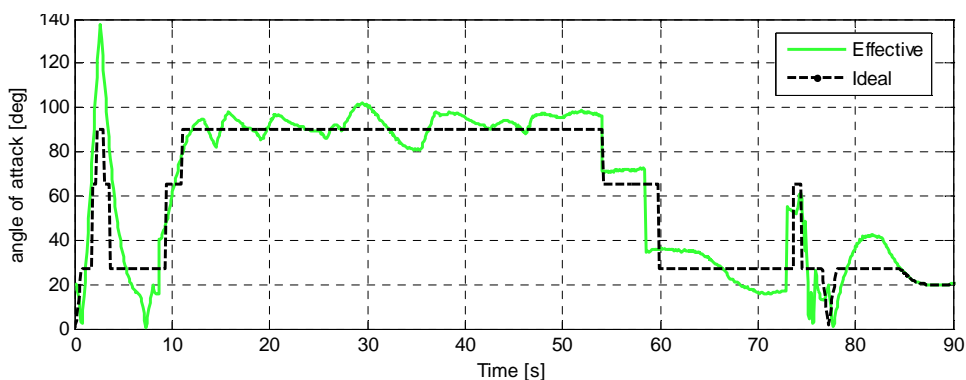


Figura 7.8 L'angolo di attacco reale a confronto con quello ottimo

Si può constatare che sono presenti, come visto anche in simulazione, delle oscillazioni più o meno marcate attorno al valore desiderato. Ciò è dovuto fortemente alla dinamica del sensore di vento, che introduce di fatto un ritardo nella misura di intensità e velocità nell'ordine dei 3s. Tale ritardo fa sì che il controllo attuato non sia in realtà quello ottimo. Tale problema è tanto più accentuato quanto maggiore è la variabilità dell'angolo del vento apparente, ossia quanto è più variabile il vento o al tempo stesso quanto più rapidamente la barca modifica la propria orientazione.

In conclusione si può affermare la bontà di tale controllo, pur riconoscendone i difetti. Uno studio approfondito del problema e l'uso di tecniche di filtraggio alla Kalman per la stima della direzione del vento apparente, potranno sicuramente portare a dei miglioramenti delle prestazioni di tale soluzione di controllo.

Capitolo 8

Conclusioni e sviluppi futuri

Nel portare avanti questo progetto di tesi ci si è posti come obiettivo ultimo la realizzazione di un sistema di controllo per una barca a vela autonoma, cioè capace di navigare senza alcun ausilio da parte dell'uomo. I passi che hanno portato a questo risultato sono molteplici.

Partendo dalla scelta del modello in scala e dalla ricerca del sensore di vento più opportuno e adatto ad essere montato su di un'imbarcazione di ridotte dimensioni, si è infine giunti a realizzare un apparato sperimentale completo: sensorizzato, attuato, nei movimenti di vela e timone, e capace di comunicare e scambiare dati con un'interfaccia utente appositamente progettata per le funzioni di comando, visualizzazione e log. Tale apparato è stato il punto di partenza per lo studio delle dinamiche che governano il movimento della barca e il supporto all'identificazione di un modello semplificato. Lo studio approfondito della fisica che regola il comportamento dinamico di un'imbarcazione, ha portato alla scrittura di un

modello alquanto complesso, la cui complessità ne rende difficile l'identificazione e implementazione. L'esigenza di costruire un simulatore, su cui testare il controllo progettato, e l'inadeguatezza del modello di letteratura nel descrivere in modo preciso il comportamento del modello di barca a vela, ha spinto alla formulazione di un nuovo modello semplificato. L'identificazione dei suoi parametri, effettuata sulla base dei dati sperimentali raccolti, e il confronto con il modello di letteratura, hanno portato a decretare il nuovo modello il più adatto alla descrizione delle dinamiche del modello di barca a vela. Lo studio della fisica della vela ha inoltre fornito spunti per la progettazione del sistema di controllo. La realizzazione di tale sistema è partita dalla definizione di uno schema generale nel quale sono stati individuati tre sottoproblemi di controllo. Da qui è seguito uno sviluppo distinto di tre regolatori atti a svolgere le tre principali mansioni necessarie a guidare un'imbarcazione verso la meta: la definizione di una rotta, il mantenimento di tale rotta e il raggiungimento delle performance velocistiche massime. Per la prima di queste mansioni è stata realizzata una logica in grado di scegliere la rotta opportuna in base alla direzione del vento, con l'obiettivo di seguire la migliore fra quelle possibili. Gli altri due obiettivi di controllo riguardano due dinamiche della barca fra loro accoppiate. Nonostante ciò si è scelto di risolvere separatamente i due problemi, governando in modo indipendente vela e timone. Il regolatore del timone è stato progettato in anello chiuso, a partire dall'equazione semplificata della dinamica d'imbardata. Il regolatore delle vele, invece, è stato progettato in anello aperto, sulla base di considerazioni di tipo fisico. Dopo una serie di test in simulazione, gli algoritmi sono stati implementati sulle centraline della barca e il lavoro qui presentato si è concluso con una fase di test preliminare del controllo, che ha portato a validare il controllo d'imbardata e quello delle vele.

Con tale lavoro, però, non si è giunti a chiudere definitivamente il problema del controllo. Ciò qui presentato è solo un punto di partenza per lavori futuri

di approfondimento e miglioramento delle tecniche di controllo per un'imbarcazione a vela.

Un primo semplice passo verso un miglioramento delle logiche qui descritte, è sicuramente una più accurata fase di taratura dei singoli regolatori, atta a determinare il miglior compromesso tra performance e stabilità. Segue la possibilità di considerare l'accoppiamento delle dinamiche d'imbardata, avanzamento e rollio per giungere alla formulazione di uno schema di controllo capace di sfruttare al meglio le regolazioni di timone e vele di cui si dispone.

Un'ulteriore passo in avanti può esser compiuto grazie a una miglior stima di posizione, heading e direzione del vento. Tali grandezze sono indispensabili ai fini del controllo e una loro conoscenza poco precisa o la presenza di ritardi di misura per alcune di esse porta a un degrado a volte consistente delle prestazioni di regolazione.

Rimane, inoltre, aperto anche il discorso sulla modellistica: il modello qui presentato si propone come un miglioramento a quello già presente in letteratura, ma lungi dall'essere perfetto.

Bibliografia

- [1] **Nuno A. Cruz and José C.Alves.** “*Auto-Heading Controller for an Autonomous Sailboat*” INESC Porto and FEUP–DEEC, Porto, Portugal
- [2] **Yeh, E.C., Jenn-Cherng Bin.** “*Fuzzy Control For Self-steering Of A Sailboat*” Intelligent Control and Instrumentation, 1992. SICICI '92
- [3] **Roland Stelzer, Tobias Proll, and Robert I. John.** “*Fuzzy Logic Control System for Autonomous Sailboats*” Fuzzy Systems Conference, 2007. FUZZ-IEEE 2007. IEEE International
- [4] **Pau Herrero, Luc Jaulin, Josep Vehí, and Miguel A. Sainz.** “*Guaranteed Set-point Computation with Application to the Control of a Sailboat*” International Journal of Control, Automation, and Systems (2010) 8(1):1-7
- [5] **Luc Jaulin.** “*A new interval state estimator; application to sailboat robotics*” International Journal of Control, Automation and Systems Vol. 0, No. 0, Submitted March 2011, Version 3
- [6] **Ross Garrett.** “*Fisica della vela : la simmetria tra aerodinamica e idrodinamica nel movimento di un'imbarcazione*” Bologna : Zanichelli, 1990 (Traduzione e revisione di Aldo Gatti)

Bibliografia

[7] **Paolo Emilio Liguori.** “*Vele : principi, regolazioni, prestazioni*”
Milano : Hoepli, ©2002

[8] **James Bao-Yen Tsui.** “*Fundamentals of Global Positioning System Receivers: A Software Approach*” 2001

[9] **Stephen K. Ammann.** “*Ultrasonic anemometer*” US Patent n. 5343744, California 1992

[10] **Paolo Bolzern, Riccardo Scattolini, Nicola Schiavoni.** “*Fondamenti di controlli automatici*” Milano : McGraw-Hill, [2004]

[11] **Giorgio Diana, Federico Cheli.** “*Dinamica e vibrazioni dei sistemi meccanici*” Torino : UTET

[12] **Stefano Ceri, Dino Mandrioli, Licia Sbattella.** “*Informatica : programmazione*” Milano : McGraw-Hill libri Italia, 2000

[13] **S. Bittanti.** “*Identificazione dei Modelli e Sistemi Adattativi*” Pitagora Editrice, Bologna