



HAL
open science

Modélisation et commande de voiliers autonomes

Hadi Saoud

► **To cite this version:**

Hadi Saoud. Modélisation et commande de voiliers autonomes. Robotique [cs.RO]. Université Pierre et Marie Curie - Paris VI, 2016. Français. NNT : 2016PA066679 . tel-01591890

HAL Id: tel-01591890

<https://theses.hal.science/tel-01591890>

Submitted on 22 Sep 2017

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

**THÈSE DE DOCTORAT DE
L'UNIVERSITÉ PIERRE ET MARIE CURIE**

Spécialité

Robotique

ED 391 - Sciences mécaniques, acoustique, électronique et robotique de Paris
(SMAER)

Présentée par

Hadi SAOUD

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR de L'UNIVERSITÉ PIERRE ET MARIE CURIE

Modélisation et commande de voiliers autonomes

soutenance prévue le 12 septembre 2016

JURY

M. Faïz BEN AMAR	Professeur des Universités	Directeur de thèse
M. Luc JAULIN	Professeur des Universités	Rapporteur
M. Vincent HUGEL	Professeur des Universités	Rapporteur
M. Stéphane DONCIEUX	Professeur des Universités	Examineur
M. Yves BRIERE	Maître de conférences	Examineur
M. Vincent CREUZE	Maître de conférences	Examineur
M. Frédéric PLUMET	Maître de conférences	Examineur
M. Minh-Duc HUA	Chargé de recherche	Examineur

Résumé

Les voiliers autonomes sont des plate-formes de mesure océanographique à fort potentiel, notamment du fait de leur maniabilité, de leurs faibles signatures thermique et acoustique et de leur grande autonomie énergétique.

Leur principal handicap est que leur force motrice dépend du vent et de sa nature incontrôlable et partiellement non prévisible. Un voilier est donc un système sous-actionné. Sa capacité à suivre une orientation dépend de sa vitesse d'avancement, elle même résultant de l'action du vent sur ses voiles. Un réglage inadéquat des celles-ci entravera son bon fonctionnement et risquerait de le faire gêter dangereusement.

Pour atteindre des coordonnées cibles, la majorité des voiliers assure une vitesse d'avancement non nulle via le réglage de voile et effectue un asservissement de cap en modifiant l'angle du safran. Ce type d'asservissement néglige les effets de dérive dus aux efforts latéraux sur les voiles. La direction de la route diffère donc de celle du cap, ce qui doit être pris en compte lors de la planification locale du voilier.

Enfin, la plupart des voiliers autonomes utilisent des correcteurs distincts pour régler les voiles et le safran. Or, selon les conditions de navigation, de telles commandes découplées peuvent nuire au bon fonctionnement du voilier.

Ce travail adresse ces différents problèmes et propose des solutions pour trouver un réglage de voile maximisant la vitesse du voilier tout en assurant son intégrité, asservir la route du voilier et donc simplifier sa planification locale et enfin coordonner les actions des voiles et du safran pour augmenter la maniabilité du voilier quand les conditions de navigation sont défavorables.

Abstract

Autonomous sailboats constitute promising platforms for oceanic measurements. This is mainly due to their manoeuvrability, their low thermal and acoustic signatures and their high energetic autonomy.

Their main drawback is that the propulsion force of a sailboat depends on the wind that is not controllable and partially unpredictable. Thus, a sailboat is an under-actuated system. Its ability to follow a direction relies on its longitudinal velocity and results from the action of the wind on its sails. An un-appropriated sail trimming may have a slow down the sailboat and increase its heeling dangerously. On the other side and

To reach a waypoint, most autonomous sailboats will trim their sails to ensure a non-null velocity while achieving a heading controller that act on the rudder to change the orientation of the sailboat. Such heading controller neglect the leeway that results from the lateral forces on the sails. Thus, the route of a sailboat is different from its heading and this should be taken into account while doing local planning.

Finally, autonomous sailboats mainly use different controllers for trimming the sails and the rudder. But, depending on sailing conditions, such uncoupled controllers may have negative impact on the manoeuvrability of the sailboat.

This work focuses on these problems and give solutions to find a sail trimming that maximize the velocity of the sailboat while ensuring a safe cruising, to control the route of the sailboat and simplify the local path planning process and to coordinate the actions on the sails and rudder to increase the manoeuvrability while cruising conditions are not adequate.

Table des matières

Table des matières	vii
Liste des figures	ix
Liste des tableaux	xiii
Introduction	1
1 État de l’art	5
1.1 Modélisation	7
1.1.1 Modèle cinématique sans dérive	7
1.1.2 Modèle cinématique avec dérive et dynamique simplifiée	7
1.1.3 Les modèles dynamiques	9
1.2 Commande de la voile	11
1.2.1 Contrôleur linéaire	11
1.2.2 Contrôleur à base de logique floue	12
1.2.3 Contrôleur basé sur l’Extremum-Seeking	13
1.3 Commande du safran	14
1.3.1 Contrôleur PID	14
1.3.2 Contrôleur à base de logique floue	14
1.3.3 Contrôleur basé sur du backstepping	16
1.4 Planification de mouvements	17
1.4.1 Méthode de projection de la vitesse	17
1.4.2 Méthode floue	19
1.4.3 Méthode des champs de potentiels	20
1.4.4 Chemin pour le virement de bord	22
1.4.5 Méthode globale avec les diagrammes de Voronoï	22
1.4.6 Produits commerciaux	24
1.5 Conclusion	24
2 Plate-forme d’expérimentation	27
2.1 Hiérarchie de commande	27
2.1.1 Planification globale et fonction de coût	28
2.1.2 Planification locale	31
2.2 Architecture matérielle et logicielle de la plate-forme expérimentale	32
2.3 Discussion	37
3 Modélisation du voilier	39
3.1 Décomposition en sous-systèmes	40
3.1.1 Force et couple aérodynamiques sur les voiles	41
3.1.2 Force et couple hydrodynamiques sur le safran	44

3.1.3	Force et couple hydrodynamiques sur la quille	45
3.1.4	Résistance hydrodynamique de la carène (coque)	45
3.1.5	Flottabilité et couple de redressement	47
3.1.6	Masse ajoutée	48
3.2	Modèle de voile semi-actionnée	49
3.2.1	État de l'art	49
3.2.2	Modèles proposés	51
3.2.3	Transfert des efforts	51
3.3	Équations du mouvement	51
3.3.1	Équations du mouvement pour un modèle à 6 degrés de liberté	52
3.3.2	Simplification vers un modèle à 4 DDL	53
3.3.3	Simplification vers un modèle à 3 DDL	55
3.3.4	Simplification possibles dues à la géométrie des appendices	55
3.4	Simulateur et vérification du modèle	57
3.4.1	Paramètres du voilier	57
3.4.2	Tests unitaires	62
3.4.3	Simulateur vs. Asarome II	65
3.5	Discussion	72
4	Contrôle de l'orientation du voilier	73
4.1	Suivi de route en 4 DDL	74
4.1.1	Dynamique du système	75
4.1.2	Synthèse du correcteur de route	76
4.1.3	Relation entre l'angle de safran δ_r et l'entrée de commande u	78
4.1.4	Contrôle hybride route/cap	80
4.2	Simulations et expérimentation	81
4.3	Discussion	91
5	Réglage de voile	93
5.1	Formulation du problème de réglage optimal	95
5.2	Résolution du problème d'angle optimal pour une voile entièrement actionnée	97
5.2.1	Résolution du problème sans contrainte additionnelle	99
5.2.2	Ajout d'une contrainte sur l'angle de gîte	100
5.2.3	Exemples numériques	100
5.2.4	Simulations	103
5.3	Détermination de l'angle de voile pour une voile semi-actionnée	106
5.3.1	Configurations de voile réalisables et domaine de validité Λ_v	108
5.3.2	Suivi d'un angle de voile de référence	111
5.4	Conclusion	114
6	Coordination voile–safran	117
6.1	Description du problème	118
6.2	Description de la méthode	122
6.3	Simulation	124
6.4	Conclusion	127
7	Conclusion	129
7.1	Contributions	129
7.2	Perspectives	132
	Bibliographie	137

Liste des figures

1	Exemples de voiliers autonomes commerciaux	2
2	Le projet MARS : Mayflower Autonomous Research Ship	3
3	Voiliers issus du projet Asarome	3
1.1	Vent apparent sur le voilier	6
1.2	Exemple de polaire des vitesses	6
1.3	Polaire des vitesses idéale	7
1.4	Modèle [Jaulin, 2004] - coefficients géométriques	8
1.5	Modèle [Xiao and Jouffroy, 2014] - repères	10
1.6	Relation affine avec saturation entre l'angle de vent et le réglage de voile	11
1.7	Ensembles flous du FLC de la voile	12
1.8	Schéma du correcteur de type Extremum-seeking (extrait de [Treichel and Jouffroy, 2010, Corno et al., 2015])	13
1.9	Ensembles flous du FLC du safran	15
1.10	Évolution de q_b en fonction de la distance à l'obstacle (extrait de [Stelzer and Pröll, 2008])	18
1.11	Ensembles flous du FLC pour la recherche de chemin	20
1.12	Chemin pour le virement de bord (extrait de [Jouffroy, 2009])	23
1.13	Méthode des isochrones	24
2.1	Schéma de la hiérarchie de commande du voilier Asarome II	28
2.2	Polaire issue de la simulation du voilier Asarome II	29
2.3	Points de passage générés par PRM-Dijkstra	31
2.4	Planification locale	32
2.5	Voilier télécommandé « Robbe Smaragd » et voilier autonome « Asarome II »	33
2.6	Informatique embarquée du voilier : structure matérielle	34
2.7	Informatique embarquée du voilier : structure logicielle	35
2.8	Fonctionnement du nœud « HighLevelNode »	35
2.9	Fonctionnement du nœud « LowLevelNode »	36
2.10	Schéma du microcontrôleur	37
3.1	Sous-systèmes du voilier	41
3.2	Repères et paramètres géométriques du voilier	42
3.3	Vitesse apparente, angle d'attaque et efforts de portance et de traînée .	42
3.4	Représentation des vecteurs $\vec{\beta}_s$ et \vec{e}_s^L	43
3.5	Évolution des efforts longitudinaux R_f et R_{rh} en fonction de la vitesse .	46
3.6	Efforts de rappel	48
3.7	Mécanisme d'écoute pour l'actionnement de voile	49
3.8	Évolution de la voile en fonction du vent, de $\delta_{s_{ref}}$ et de $\delta_{s_{old}}$	50
3.9	Évolution de la voile en fonction du vent, de $\delta_{s_{ref}}$ et de $\delta_{s_{old}}$	50
3.10	Forces sur chaque sous-système	52

3.11	Coefficients de portance et de traînée d'une aile NACA0018	56
3.12	Approximation sinusoïdale des coefficients d'une aile NACA 0018	56
3.13	Voilier du point de vue de l'inertie	58
3.14	Coefficients de portance et de traînée des voiles en fonction de l'angle d'attaque α_s (extrait de [Marchaj, 2002, p. 86])	59
3.15	Coefficients de portance et de traînée des voiles : valeurs de références et valeurs approximées	60
3.16	Coefficients de portance et traînée de quille ($i = k$) et de safran ($i = r$) à profil NACA0012 : valeurs de référence et valeurs approximées	60
3.17	Résistance longitudinale R_{rh} en fonction de la vitesse : comparaison entre donnée de [Keuning and Sonnenberg, 2008] et approximation via sigmoïde	61
3.18	Test unitaire : dynamique de gîte	63
3.19	Test unitaire : dynamique longitudinale	64
3.20	Test unitaire : dynamique de virage / position	65
3.21	Test unitaire : dynamique de virage / cap et vitesse angulaire	66
3.22	Test unitaire : dynamique de virage / vitesse longitudinale	67
3.23	Voilier en boucle ouverte : simulation vs. expérimentation (durée de l'essai : 50 secondes)	67
3.24	Vérification en boucle fermée : navigation à vent de travers	69
3.25	Vérification en boucle fermée : navigation au près	70
3.26	Vérification en boucle fermée : navigation au près	71
4.1	Suivi de route : ψ et ψ_{ref}	75
4.2	Dérive du voilier Asarome II	75
4.3	Mesures de route à faible vitesse avec une IMU « XSens MTi-G »	80
4.4	Évolution de χ en fonction de V_{long}	81
4.5	Trajectoire et vitesse pour des correcteurs de cap et de route	82
4.6	Correcteurs non linéaires de cap, de route et hybride route/cap	84
4.7	Comparaison entre contrôleurs de cap (non linéaire vs. PID) à différentes vitesses de vent	85
4.8	Trajectoire et orientations du voilier avec correcteur de cap - vent arrière et de travers	87
4.9	Trajectoire et orientations du voilier avec correcteur de cap - remontée au vent	88
4.10	Trajectoire et orientations du voilier avec correcteur de route - vent arrière et de travers	89
4.11	Trajectoire et orientations du voilier avec correcteur de route - remontée au vent	90
5.1	Vent apparent et vitesse apparente	95
5.2	Coefficients de portance, de traînée, normal et tangentiel pour une voile sans cambrure et à facteur de forme $AR = 5$	101
5.3	Angles optimaux en fonction de l'angle de vent apparent Θ_V sans contrainte sur la gîte ϕ ($c_1 : V = 5 \text{ m/s} \ \& \ GM_t = 1 \text{ m}$, $c_2 : V = 8 \text{ m/s} \ \& \ GM_t = 1 \text{ m}$, $c_3 : V = 5 \text{ m/s} \ \& \ GM_t = 0,1 \text{ m}$, $c_4 : V = 8 \text{ m/s} \ \& \ GM_t = 0,1 \text{ m}$.)	102
5.4	Angles optimaux en fonction de l'angle de vent apparent Θ_V avec une contrainte sur l'angle de gîte ϕ (avec $ V = 5 \text{ m/s} \ \& \ GM_t = 0,1 \text{ m}$, $c_1 : \phi_{\text{max}} = 45^\circ$, $c_2 : \phi_{\text{max}} = 20^\circ$, $c_3 : \phi_{\text{max}} = 10^\circ$)	103
5.5	Vitesse maximale en fonction de l'angle relatif entre la direction suivie et le vent réel (S : angle optimal, B_m réglage selon [Briere, 2008b], (vel_{max} : vitesse maximale théorique)	105

5.6	Angle de voile δ_s en fonction de l'angle de vent apparent Θ_V , inspiré de [Briere, 2008b]	105
5.7	Comparaison des modes de réglage de voile (S : angle optimal, B_m réglage comme dans [Briere, 2008b])	106
5.8	Valeurs possibles de δ_s , ϕ , α_s et \mathcal{J} pour un angle de vent $\Theta_v = 60^\circ$. . .	107
5.9	Configurations de voiles réalisable et non réalisable	108
5.10	Exemple de domaine de stabilité : $\Lambda_s = \Lambda_{s,1} \cup \Lambda_{s,2}$	109
5.11	Exemples de domaine de validité Λ_v	110
5.12	Schéma-bloc du réglage d'écoute	111
5.13	Manœuvre de changement de bord	112
5.14	Schéma-bloc du réglage d'écoute avec contrôleur	113
5.15	Domaine de validité continu	114
6.1	Illustration du couplage voile-safran et de leur influence sur le cap et la vitesse du voilier	118
6.2	Chute de vitesse et perte de maniabilité lors d'une remontée au vent pendant une expérience	119
6.3	Chute de vitesse et perte de maniabilité lors d'une remontée au vent sans coordination voile safran	120
6.4	Schéma-bloc de la coordination voile-safran	124
6.5	Simulations avec et sans coordination voile-safran lors d'une remontée au vent à 52°	125
6.6	Simulations avec et sans coordination voile-safran lors d'une remontée au vent à 45°	126
7.1	Schéma-bloc du réglage d'écoute avec contrôleur de type <i>extremum seeking</i>	133
7.2	Exemple de polaire des vitesses déformée pour tenir en compte des courants	134

Liste des tableaux

1.1	Règles du contrôleur flou	15
2.1	Caractéristiques du voiler Asarome II	33
3.1	Notations utilisées pour la modélisation	40
3.2	Paramètres géométriques du voiler Asarome II	57
3.3	Coefficients des polynômes pour l'approximation polynomiale de C_s^L et C_s^D	59
3.4	Coefficients hydrodynamiques de coque (forces longitudinale : grandeurs géométriques)	61
3.5	Coefficients hydrodynamiques de coque (forces longitudinale : grandeurs adimensionnelles)	61
3.6	Coefficients hydrodynamiques de coque (forces latérale et verticale ainsi que couples)	62
3.7	Hauteurs métacentriques et autres constantes	62
4.1	Notations utilisées pour la synthèse du correcteur d'orientation	74
5.1	Notations utilisées pour le réglage de voile	94
5.2	Coefficients du polynôme approximant C_s^N	101
5.3	Paramètres du voilier	101
6.1	Notations utilisées pour la coordination voile – safran d'orientation	121
6.2	Interprétation du comportement du voilier en fonction des signes de u , u_r^{pot} et u_s^{pot} quand $ u_{r_{\text{pot}}} > u_{r_{\text{max}}} $	123

Introduction

Les voiliers sont des plate-formes de recherche océanographique potentiellement très attrayantes, notamment du fait de leur grande autonomie énergétique. A l'inverse des navires à moteur thermique, ils ne nécessitent que peu d'énergie pour assurer leur fonctionnement ; alors qu'un navire à moteur thermique consomme la majorité de ses ressources énergétiques pour alimenter son moteur, un voilier n'a besoin que de peu de ressources pour actionner ses voiles et changer leurs réglages. Il est même possible, en embarquant des moyens de génération électrique tels que des éoliennes, hydroliennes ou panneaux solaires, d'atteindre une indépendance énergétique totale sur les voiliers. Comparé aux bouées (fixes ou dérivantes), qui elles aussi ne nécessitent que peu de ressources énergétiques, la position d'un voilier est contrôlable. Cela autorise la réalisation d'échantillonnage spatial contrôlé et ouvre la porte à des missions de longues durées tels que les campagnes de mesures océaniques et météorologiques. De plus, l'utilisation de voiles comme moyen de propulsion réduit la signature acoustique et thermique des voiliers, ce qui les rend particulièrement adaptés aux missions de cartographie de zones d'habitats marins ou de surveillance côtière.

D'un autre côté, le principal handicap des voiliers est lié à la nature même de leur force motrice : elle dépend du vent et de sa nature incontrôlable et partiellement non prévisible. Les prévisions ne fournissent qu'une estimation de la moyenne du vent sur une zone géographique relativement large (au mieux plusieurs dizaines de mètres carrés) et sur une période assez importante (plus que dix minutes). Or, le vent peut s'écarter de cette moyenne aussi bien localement que temporellement. De plus, du point de vue de sa commande, un voilier est un système non-holonyme et sous-actionné.

Du fait de ces avantages, mais peut être également en raison de ces difficultés, plusieurs projets ont vu le jour pour concevoir et commander des voiliers autonomes. Une des premières réalisations académiques de voilier autonome est due à G. Elkaim (université de Stanford) en 2001 avec le projet « Atlantis » [Elkaim, 2006].

En Europe, plusieurs projets universitaires ont également vu le jour ces dernières années, principalement impulsés par la mise en place de compétitions internationales de voiliers autonomes telles que la « Microtransat Challenge »¹ (depuis 2006) et la « World Robotics Sailing Championship »² (depuis 2008). On peut citer par exemple les projets « AROO » [Sauze and Neal, 2006], « IBOAT » [Briere, 2008b], « FASt » [Cruz and Alves, 2008], « Avalon » [Erckens et al., 2010], « ASV Roboat » [Stelzer et al., 2010], « Vaimos » [Jaulin et al., 2012], « Marius » [Anthierens et al., 2014] et « Aeolus » [Tranzatto et al., 2015].

L'intérêt pour les engins marins autonomes en général, et pour les voiliers en particulier, s'est encore accéléré ces dernières années du fait de la montée en puissance des ordinateurs embarqués, à la miniaturisation et à la baisse des coûts des capteurs tout comme à l'augmentation des performances énergétiques de ces outils [Neal, 2006, Schröder and Hertel, 2014].

1. <http://www.microtransat.org>, [Briere et al., 2006, Briere, 2008a]

2. <http://www.roboticsailing.org/>, [Le Bars and Jaulin, 2015]

En raison de ces progrès liés à la micro-électronique embarquée et du fait de la montée en maturité de la robotique mobile (terrestre, aérien, marin) en environnement ouvert, des voiliers autonomes ont aussi commencé à être commercialisés comme le « Harbor Wing »³, qui est une déclinaison commerciale des travaux de G. Elkaim avec « Atlantis », pour des applications de surveillance en mer.

En ce qui concerne les mesures en mer, deux sociétés commercialisent des solutions basées sur des voiliers autonomes :

- *Offshore Sensing AS* avec « Sailbuoy »⁴, un petit voilier monocoque à voile passive de 2 m aisément déployable. Ce dernier a effectué depuis 2009 plusieurs missions dans différentes mers du monde, dont certaines de longue durée (plus de deux mois) et dans des conditions de navigations difficiles avec des vagues atteignant plus de sept mètres de haut.
- *SailDrone Inc.* qui commercialise depuis 2012 le voilier autonome de même nom (« Saildrone »⁵), un trimaran de plus de 5 m qui a également effectué plusieurs missions de 1 à 3 mois dans le golfe du Mexique et en mer de Bering.

Une troisième société, NavOcean⁶ commercialise depuis très récemment (2016) un monocoque de 3 m « Nav3 » mais ce dernier ne semble pas avoir été déjà utilisé pour des missions longues.



(a) Voilier autonome « Sailbuoy »



(b) Voilier autonome « SailDrone »

FIGURE 1 – Exemples de voiliers autonomes commerciaux

Un des projets les plus ambitieux à l’heure actuelle est celui de l’Université de Plymouth : le « Mayflower Autonomous Research Ship (MARS) »⁷. Ce projet, doté d’un budget estimé de 14 M €, vise à construire le premier voilier autonome de taille “réelle” (30 m) capable d’effectuer des traversées transatlantiques en autonomie complète (énergétique et pilotage). La première mission du projet MARS est prévue au départ de Plymouth (et sur le même itinéraire) pour célébrer le 400^e anniversaire du voyage du Mayflower.

C’est dans ce cadre général qu’a débuté en 2008 à l’ISIR le projet ANR « Asarome »⁸ dont le but était de développer un voilier capable de naviguer de façon autonome. Ce projet était notamment axé sur le développement matériel, sur la perception et la détection d’obstacle ainsi que sur la planification locale de la trajectoire du voilier.

3. <http://www.harborwingtech.com/>

4. <http://www.sailbuoy.no/>

5. <http://saildrone.com/>

6. <http://navocean.com/technology/>

7. <https://www.plymouth.ac.uk/news/mars-mission-aims-to-make-historic-atlantic-crossing>

8. <http://www.agence-nationale-recherche.fr/?Projet=ANR-07-ROBO-0009>, [Petres et al., 2011, Ramirez, 2012]



FIGURE 2 – Le projet MARS : Mayflower Autonomous Research Ship

Cette thèse s’inscrit dans la continuité de ce projet et porte plus spécifiquement sur la commande bas niveau du voilier.



(a) Le voilier « Asarome »



(b) Son petit frère « Asarome II »

FIGURE 3 – Voiliers issus du projet Asarome

Comme mentionné précédemment, un voilier est un système complexe et sous-actionné. Sa capacité à suivre une orientation dépend de sa vitesse d’avancement, elle même résultant de la force de propulsion générée par l’action du vent sur ses voiles. Un réglage inadéquat des voiles risque de générer un effort de propulsion insuffisant, ce qui limite la vitesse du voilier et sa capacité à suivre une orientation de référence. Un autre risque est, qu’à vent fort, une voile mal réglée peut causer une gîte importante voir dangereuse pour l’intégrité du voilier. Ainsi, trouver un bon réglage de voile est une nécessité afin d’assurer le bon fonctionnement du système.

Un autre aspect important de la commande d’un voilier est le suivi d’orientation. Aujourd’hui, afin d’atteindre des coordonnées cibles, la grande majorité des voiliers autonomes utilise un asservissement de cap, c’est à dire qu’il modifie la direction de l’axe longitudinal du voilier afin de l’aligner sur celle de référence, ce qui est obtenu en modifiant l’angle du safran. Ce type d’asservissement néglige donc les effets de dérive dus aux efforts aérodynamiques sur les voiles qui peuvent produire des efforts latéraux importants. La route suivie par le voilier (la direction du vecteur vitesse) n’est donc pas colinéaire à l’axe longitudinal du voilier (dont la direction définit l’angle de cap).

Actuellement, la plupart des voiliers autonomes utilisent des correcteurs distincts pour régler la voile et le safran. Or, en fonction des conditions de navigation, de telles commandes découplées peuvent nuire au bon fonctionnement du voilier. Par exemple, dans certains cas, le couple généré par la voile peut devenir plus important que celui

développé par le safran, empêchant ce dernier de jouer son rôle dans l’asservissement de l’orientation.

Ce travail adresse ces différents problèmes et propose des solutions pour y remédier. Pour cela, ce document est organisé en plusieurs chapitres.

Un premier chapitre intitulé « État de l’art » présente les principaux travaux effectués ces dernières années sur la modélisation des voiliers, leur commande ainsi que sur la planification de mouvement des voiliers autonomes.

Le chapitre suivant, intitulé « Plate-forme d’expérimentation », détaille la plate-forme logicielle et matérielle du voilier Asarome II utilisé durant cette thèse. Il décrit aussi la hiérarchie de commande implémentée sur le voilier pour qu’il puisse naviguer en toute autonomie et atteindre son objectif. Un dernier point abordé dans ce chapitre est la planification globale avec la proposition d’une fonction de coût afin d’adapter les techniques issues de la robotique mobile terrestre sur les voiliers autonomes.

Le chapitre « Modélisation du voilier » décrit la modélisation d’un voilier ainsi que la détermination des caractéristiques physiques d’Asarome II. Deux modèles mathématiques ont été développés : l’un à quatre degrés de liberté qui sera utilisé afin de synthétiser les contrôleurs des chapitres suivants, l’autre à six degrés de liberté et qui a pour objectif de permettre l’implémentation d’un simulateur numérique autorisant la validation des correcteurs en simulation.

Dans le chapitre « Contrôle de l’orientation du voilier », nous proposons une loi de commande non linéaire de route, qui prend en compte aussi bien la vitesse d’avance que l’angle de gîte. Nous proposons aussi une fonction de transition permettant de basculer d’un asservissement de route vers un asservissement de cap en fonction de la fiabilité des mesures de vitesse, ceci afin d’assurer un comportement optimal quel que soit les conditions de navigation.

Le chapitre « Réglage de voile » adresse la problématique liée à la vitesse du voilier et au réglage de voile. Nous proposons un réglage optimal ayant pour objectif de maximiser la vitesse du voilier tout en limitant son angle de gîte. Un tel réglage permet ainsi d’assurer la propulsion du voilier tout en garantissant son intégrité (réduction du risque de chavirement).

Dans le chapitre « Coordination voile–safran », nous proposons une solution pour coordonner les actions sur les voiles et sur le safran. Cette coordination permet de garantir que le voilier reste manœuvrable (c’est à dire capable de changer de cap) y compris dans des conditions de navigation difficile (par exemple remontée sous un vent fort). Cette méthode est par ailleurs indépendante du type de correcteur de cap et de la méthode utilisée pour le réglage de voile.

Enfin, nous terminerons par une conclusion résumant les contributions apportées par cette thèse ainsi que par les perspectives d’amélioration et évolution.

Chapitre 1

État de l'art

Sommaire

1.1	Modélisation	7
1.1.1	Modèle cinématique sans dérive	7
1.1.2	Modèle cinématique avec dérive et dynamique simplifiée	7
1.1.3	Les modèles dynamiques	9
1.2	Commande de la voile	11
1.2.1	Contrôleur linéaire	11
1.2.2	Contrôleur à base de logique floue	12
1.2.3	Contrôleur basé sur l'Extremum-Seeking	13
1.3	Commande du safran	14
1.3.1	Contrôleur PID	14
1.3.2	Contrôleur à base de logique floue	14
1.3.3	Contrôleur basé sur du backstepping	16
1.4	Planification de mouvements	17
1.4.1	Méthode de projection de la vitesse	17
1.4.2	Méthode floue	19
1.4.3	Méthode des champs de potentiels	20
1.4.4	Chemin pour le virement de bord	22
1.4.5	Méthode globale avec les diagrammes de Voronoï	22
1.4.6	Produits commerciaux	24
1.5	Conclusion	24

Ce chapitre présente l'état de l'art sur la commande des voiliers autonomes. Il décrit notamment les différentes méthodes de modélisation des voiliers ainsi que les stratégies de commande d'orientation, de réglage de voile et de planification de chemins.

Avant de passer en détail ces modèles, voici quelques notions qui seront fréquemment utilisées.

Vent apparent Le vent apparent \vec{v}_{aw} est le vent perçu par un observateur à bord du voilier. Sa valeur dépend du vent réel \vec{v}_w et de la vitesse du voilier \vec{v} :

$$\vec{v}_{aw} = \vec{v}_w - \vec{v}$$

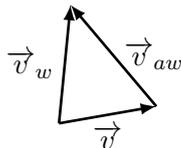


FIGURE 1.1 – Vent apparent sur le voilier

Polaire des vitesses et no-go zones La polaire des vitesses P telle que présentée dans ce document est un diagramme polaire (fig 1.2) traçant la vitesse maximale en régime établi que peut atteindre le voilier en fonction de la route à suivre γ_r , ceci pour un vent réel fixe \vec{v}_w . Cela suppose que les voiles ont un réglage optimal.

Une polaire des vitesses fournit donc des informations sur la vitesse maximale atteignable (en régime établi) en navigant selon un cap donné. L'allure générale des courbes dépend du type de voilier (carène, appendices, voiles, ...). On note toutefois qu'en général, les performances (vitesse max) sont moins bonnes à vent arrière qu'au travers ou au près. La raison est que par vent arrière et à mesure que la vitesse du voilier augmente, l'amplitude du vent apparent diminue car \vec{v} et \vec{v}_w sont de sens opposés. L'effort de propulsion étant fonction de l'amplitude de \vec{v}_{aw} , celle-ci tend à diminuer. Ce phénomène est d'autant plus prononcé que le vent réel $|\vec{v}_w|$ est faible.

Ce diagramme permet de visualiser les performances du voilier selon l'intensité du vent et de visualiser les contraintes cinématiques liées à la navigation face au vent.

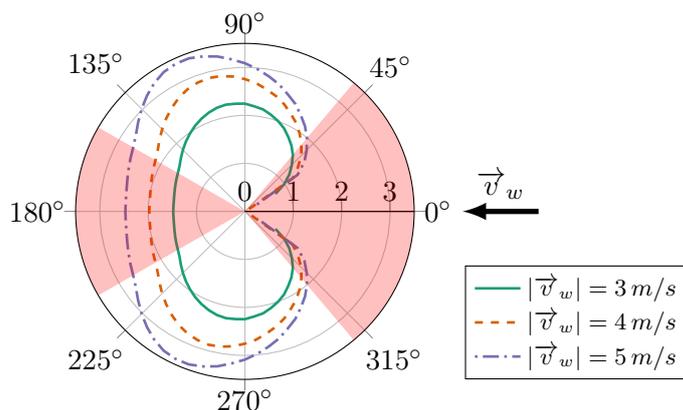


FIGURE 1.2 – Exemple de polaire des vitesses

Pour les voiliers autonomes, on identifie généralement deux zones de non navigation (no-go zones) : le secteur angulaire face au vent et le secteur angulaire en vent arrière :

- face au vent, la voile ne peut se gonfler et le voilier ne peut donc pas avancer,
- par vent arrière et en fonction de la configuration de la voile et du type de voilier, la navigation est plus délicate : les faibles efforts hydrodynamiques latéraux dans cette configuration font que même les petites vagues auront une influence sur la dynamique de roulis. Cet effet ajouté aux perturbations du vent peuvent engendrer un empannage non contrôlé.

Le diagramme polaire peut être construit à partir de données expérimentales ou en résolvant le système dynamique du voilier en régime établi.

Ce diagramme peut-être idéalisé pour distinguer les zones navigables des no-go zones (figure 1.3). Dans ce cas, la valeur de la courbe ne représente plus la vitesse maximale que peut atteindre le voilier mais plutôt un poids permettant de comparer les différents caps et de repérer les no-go zones.

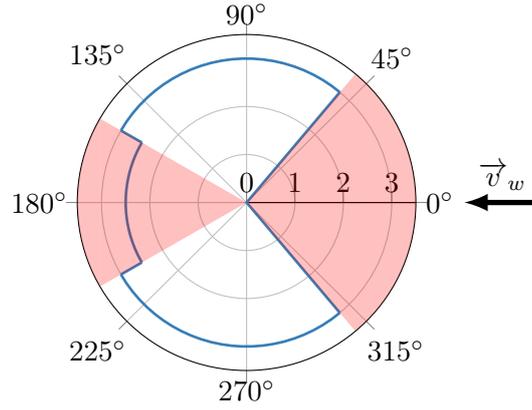


FIGURE 1.3 – Polaire des vitesses idéale

1.1 Modélisation

L'état de l'art sur la modélisation des navires en général – et plus particulièrement des voiliers – est assez large. Certaines modélisations ont pour but de simuler fidèlement le comportement du voilier et son interaction avec l'environnement, d'autres ont pour objectif de représenter approximativement la cinématique du voilier pour élaborer et tester des lois de commande ou des algorithmes de recherche et suivi de chemins. Ces modèles sont tous basés sur les notions classiques de mécanique Lagrangienne et Newtonienne.

1.1.1 Modèle cinématique sans dérive

Ce modèle à 3 degrés de liberté, notamment présenté dans [Jouffroy, 2009] et [Yang et al., 2011], est un modèle simplifié basé sur la cinématique du voilier et utilisé pour valider des algorithmes de recherche de chemin. Il ne prend pas en compte l'effet de la dérive. Soit (x, y, θ) la pose du véhicule dans un repère orthonormé, les équations cinématiques dérivées de celles d'un robot mobile de type tricycle sont :

$$\begin{cases} \dot{x} = v \cos \theta \\ \dot{y} = v \sin \theta \\ \dot{\theta} = \frac{v}{L} \tan \delta_r \end{cases}$$

où v est la vitesse longitudinale, δ_r l'angle du safran et L la distance entre le centre de gravité G et le safran projetée dans le plan $x - y$. La dynamique est issue de l'équation de Newton selon l'axe longitudinal du voilier :

$$m\dot{v} + dv = d\rho(\theta, \delta_s, v_{aw})$$

avec m la masse du voilier, d le coefficient d'amortissement (coefficient de friction) et $\rho(\theta, \delta_s, v_{aw})$ une fonction représentant la vitesse pouvant être atteinte et issue de la polaire des vitesses du voilier.

L'objectif de cette modélisation n'est donc pas de reproduire fidèlement la dynamique du voilier mais de poser les bases qui facilitent la synthèse d'une loi de commande pour effectuer des virements de bord et la remonté au vent ([Jouffroy, 2009]).

1.1.2 Modèle cinématique avec dérive et dynamique simplifiée

Ce modèle à 3 degrés de liberté, notamment utilisé dans [Jaulin, 2004] et [Xiao et al., 2011], est orienté commande : il n'a donc pas pour but de représenter fidèlement les efforts

sur le voilier. Son principal avantage est sa simplicité. Soit (x, y, θ) la pose du véhicule dans un repère orthonormé, le modèle simplifié est donné par :

$$\begin{aligned} \dot{x} &= v \cos \theta + p_1 a \cos \psi \\ \dot{y} &= v \sin \theta + p_1 a \sin \psi \\ \dot{\theta} &= \omega \\ \dot{v} &= \frac{f_s \sin \delta_s - f_r \sin u_1 - p_2 v}{m} \\ \dot{\omega} &= \frac{f_s(p_6 - p_7 \cos \delta_s) - p_8 \cos u_1 f_r - p_3 \omega + p_{11} \text{rand}(t)}{J} \\ f_s &= p_4 a \sin(\theta - \psi + \delta_s) \\ f_r &= p_5 v \sin u_1 \\ \gamma &= \cos(\theta - \psi) + \cos(u_2) \\ \delta_s &= \begin{cases} \pi - \theta + \psi & \text{si } \gamma \leq 0 \\ \text{sign}(\sin(\theta - \psi))u_2 & \text{ailleurs} \end{cases} \end{aligned}$$

avec

- u_1 : l'entrée de commande correspondant à l'angle du safran,
- u_2 : l'entrée de commande correspondant à l'amplitude d'ouverture de la voile,
- v : la vitesse selon l'axe longitudinal du voilier,
- a et ψ : l'amplitude et l'angle du vent apparent,
- f_s : la force générée par la voile et perpendiculaire à son plan,
- f_r : la force générée par le safran et perpendiculaire à son plan,
- δ_s : l'angle de voile,
- u_1 : la variable de commande correspondante à l'angle du safran,
- p_1 : le coefficient de dérive,
- p_2 et p_3 : les coefficients de frottement tangentiel et angulaire entre la coque et l'eau,
- p_4 et p_5 : les coefficients de portance de la voile et du safran,
- p_6, p_7 et p_8 : les longueurs liées aux dimensions du voilier (figure 1.4),
- m et J : la masse et l'inertie du voilier,
- γ : indicateur de voile ($\gamma \leq 0 \Rightarrow$ écoute lâche : la voile suit le vent).

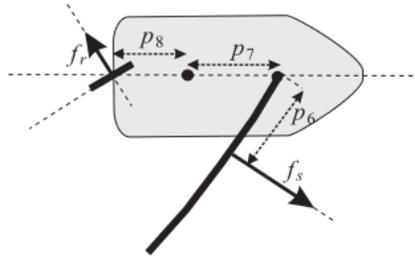


FIGURE 1.4 – Modèle [Jaulin, 2004] - coefficients géométriques

Ce modèle a plusieurs caractéristiques :

- L'erreur de modélisation est représentée par une valeur aléatoire $\text{rand}(t)$ pondérée par un coefficient p_{11} .

- L'angle de voile n'est pas commandé directement mais via la longueur d'écoute : la consigne est la longueur d'écoute. L'angle de voile sera déduit en fonction de cette longueur et de l'angle du vent apparent.
- Seule la force de portance est prise en compte dans l'estimation des forces sur la voile et le safran. Cette portance est assimilée à une fonction sinusoïdale.
- La dérive est estimée via une relation linéaire entre un coefficient p_1 et l'angle du vent apparent.

Ce modèle étant dès le départ orienté commande, son utilisation pour tester des algorithmes de recherche de chemins est donc tout à fait envisageable.

1.1.3 Les modèles dynamiques

Ces modèles peuvent utiliser une représentation vectorielle et compacte pour exprimer les efforts agissant sur un navire ([Fossen, 1994]) :

$$\dot{\eta} = J(\eta)\nu \quad (1.1)$$

$$M\dot{\nu} + C(\nu)\nu + D(\nu, \eta) + g(\eta) = \tau \quad (1.2)$$

avec

- $\eta = [\eta_1, \eta_2]^T$: vecteur de position du voilier (η_1 représente les positions linéaires et η_2 les positions angulaires),
- $J(\eta)$: matrice de transformation utilisée pour calculer $\dot{\eta}$ à partir de ν
- $\nu = [\nu_1, \nu_2]^T$: vecteur vitesse dans le repère du voilier (ν_1 représente les vitesses linéaires et ν_2 les vitesses angulaires),
- M : matrice de masse du système tel que $M = M_{RB} + M_A$ où M_{RB} est la matrice de masse du voilier et M_A est la matrice liée à la masse ajoutée,
- C : matrice de Coriolis du système tel que $C = C_{RB} + C_A$ où C_{RB} est la matrice de Coriolis liée à la masse du voilier et C_A est celle liée à la masse ajoutée,
- $D(\nu, \eta)$: vecteur représentant les résistances hydrodynamiques et hydrostatiques,
- $g(\eta)$: vecteur comprenant les efforts liés à la gravité (force et couple de redressement),
- τ : vecteur des efforts externes appliqués au navire.

L'avantage réside dans la compacité de la présentation, la prise en compte des différents phénomènes physiques et la grande flexibilité offerte : si l'on souhaite tester ou utiliser un modèle différent pour l'un des phénomènes (ex : résistances hydrodynamiques ou forces sur la voile), il suffit de modifier la composante du vecteur adéquat ($D(\nu, \eta)$ ou τ)

Ce modèle de base est valable pour tout véhicule marin (voilier ou autre) et a été réutilisé et enrichi par la suite.

Le modèle présenté dans [Xiao and Jouffroy, 2014]

Basé sur le formalisme précédent, ce modèle est à 4 degrés de liberté ($x - y - \phi - \psi$) : il ne prend pas en compte le déplacement selon l'axe z ou la rotation autour de l'axe y .

- $\eta = [x, y, \phi, \psi]$ est le vecteur de position et d'orientation du voilier,
- $\nu = [u, v, p, r]$ est le vecteur vitesse dans le repère du voilier.

Les efforts liés à la voile et au safran sont inclus dans le vecteur τ :

$$\tau = \tau_s + \tau_r$$

où τ_s est le vecteur d'efforts générés sur la voile et τ_r est le vecteur d'efforts générés sur le safran. Ces efforts sont calculés à partir des forces de portance et de traînée sur la voile et le safran puis projetés sur le repère du voilier.

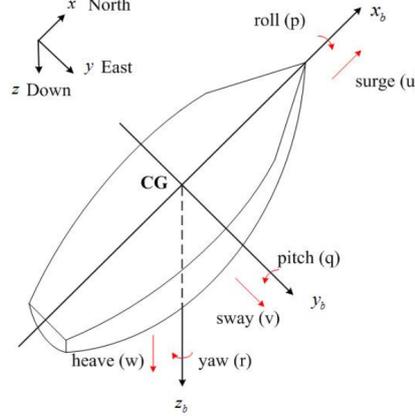


FIGURE 1.5 – Modèle [Xiao and Jouffroy, 2014] - repères

Le modèle présenté dans [Legursky, 2012]

Ce modèle est basé sur celui à 4 degrés de liberté de [Fossen, 2011] et est similaire au modèle précédent. La différence principale réside dans l'expression des efforts aérodynamiques : au lieu de les calculer via les expressions de portance et de traînée, elles le sont via des coefficients adimensionnels X'_s , Y'_s , K'_s et N'_s pour respectivement la force selon x , la force selon y , le couple autour de x et le couple autour de z :

$$\tau_s = \frac{1}{2} \rho_a V_{\text{eff}}^2 S_A [X'_s, Y'_s, \sqrt{S_a} K'_s, \sqrt{S_a} N'_s]^T$$

Soit δ_{b0} l'angle de voile optimal pour un vent apparent donné. L'angle de voile réel δ_b est égal à l'angle optimal plus un écart $\Delta\delta_{b0}$:

$$\delta_b = \delta_{b0} + \Delta\delta_{b0}$$

Chaque coefficient adimensionnel est la somme de deux coefficients : l'un pour l'angle de voile optimal et l'autre pour prendre en compte l'écart par rapport à cet angle. Ainsi, pour le coefficient de force selon x , on a :

$$X'_{S_{\delta_b}} = \frac{dX'_s}{d\delta_b}$$

et

$$X'_s = X'_{S_0} + X'_{S_{\delta_b}} \Delta\delta_{b0}$$

L'effet de la gîte est inclus dans le calcul du vent apparent effectif : le vent générant les forces de portance et traînée est la composante perpendiculaire au plan de la voile. Le vent apparent effectif V_{eff} est donc calculé en projetant le vent apparent V_a sur le plan perpendiculaire à la voile :

$$\beta_{\text{eff}} = \arctan(\tan \beta_a \cos \phi)$$

$$V_{\text{eff}} = V_a \sqrt{1 - \sin^2 \beta_a \sin^2 \phi}$$

avec :

- V_a et β_a : l'amplitude et l'angle du vent apparent,
- V_{eff} et β_{eff} : l'amplitude et l'angle du vent apparent effectif,
- ϕ : l'angle de roulis.

L'avantage du modèle est donc la prise en compte de l'effet du roulis dans le calcul du vent apparent et l'apparition d'une variable de commande ($\Delta\delta_{b_0}$) influant directement sur l'expression des efforts de la voile (X'_s). En revanche, les valeurs des coefficients à angle de voile optimal ainsi que les coefficients modificateurs ne sont pas constants. Ils dépendent de la valeur de β_{eff} . La loi de commande synthétisée à partir de ce modèle devra prendre en compte ces caractéristiques.

1.2 Commande de la voile

Un voilier est un système sous actionné pour lequel la force de propulsion provient de l'énergie du vent. La voile a pour rôle de transférer l'énergie véhiculée par le vent en énergie cinétique. Bien régler l'angle de voile δ_s permet d'augmenter la force de propulsion du voilier, ce qui aura une influence majeure sur sa vitesse. Plusieurs stratégies existent pour déterminer l'angle de voile à adopter δ_s .

1.2.1 Contrôleur linéaire

La portance et la traînée dépendent de l'angle d'attaque α_s , elle même dépendante de l'angle du vent apparent dans le repère du voilier $\beta_a - \psi$. Une stratégie possible, utilisée dans [Briere, 2008b], est d'avoir une relation affine entre δ_s et $\beta_a - \psi$ (figure 1.6). Cela revient à maintenir un angle d'attaque α_s proche de sa valeur optimale. À vent arrière, l'angle de voile est saturé à $\pm 90^\circ$ (augmenter l'amplitude de δ_s n'aurait pas amélioré les performances du voilier). Une autre saturation est présente quand $|\beta_a - \psi| < 55^\circ$: les performances de la voiles sont si faibles à cette valeur qu'ajuster l'angle de voile n'aura que peu d'influence sur la vitesse du voilier.

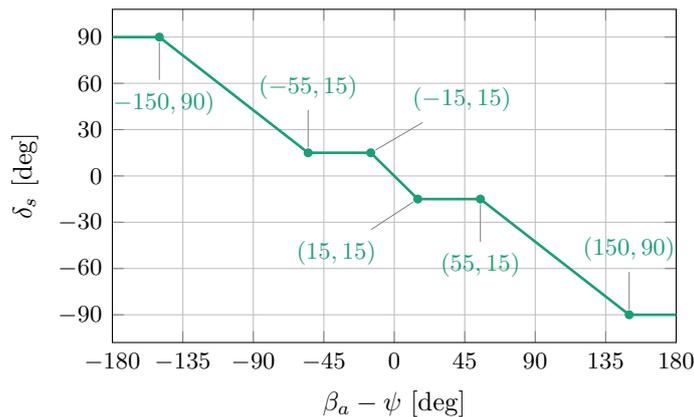


FIGURE 1.6 – Relation affine avec saturation entre l'angle de vent et le réglage de voile

Cette stratégie de réglage est simplifiée dans [Legursky, 2012] pour ne plus avoir qu'une relation proportionnelle entre l'angle d'attaque et l'angle du vent apparent :

$$\delta_s = k(\beta_a - \psi)$$

Une autre approche consiste à créer expérimentalement une table de correspondance entre le vent apparent et le réglage de voile [Cruz and Alves, 2014].

1.2.2 Contrôleur à base de logique floue

Ce type de contrôleur, notamment utilisé dans [Yeh and Bin, 1992], [Stelzer et al., 2007] et [Gomes et al., 2015], est basé sur un système d'inférence flou. L'entrée du système est calculée à partir de l'angle de roulis ϕ , de l'amplitude V_a et de l'angle du vent apparent β_a . Le but est de maintenir un angle de gîte optimal h en fonction du vent apparent :

- plus l'amplitude du vent augmente, plus le roulis désiré doit être grand,
- plus le voilier navigue par vent arrière, plus l'angle de roulis doit baisser.

Ces contraintes ont été transcrites sous la forme d'une équation :

$$h = \max \left(0, (h_{max} - k|\beta_a|) \frac{\min(v, v_{max})}{v_{max}} \right)$$

Les coefficients h_{max} , v_{max} et k sont déterminés expérimentalement : h_{max} décrit l'angle de gîte maximal désiré pour un vent apparent ayant une amplitude inférieure ou égale à v_{max} .

L'entrée du système h est convertie en un ensemble flou selon la figure 1.7a

La sortie du système décrit la modification à apporter à l'angle de voile sous forme de pourcentage par rapport aux positions extrêmes.

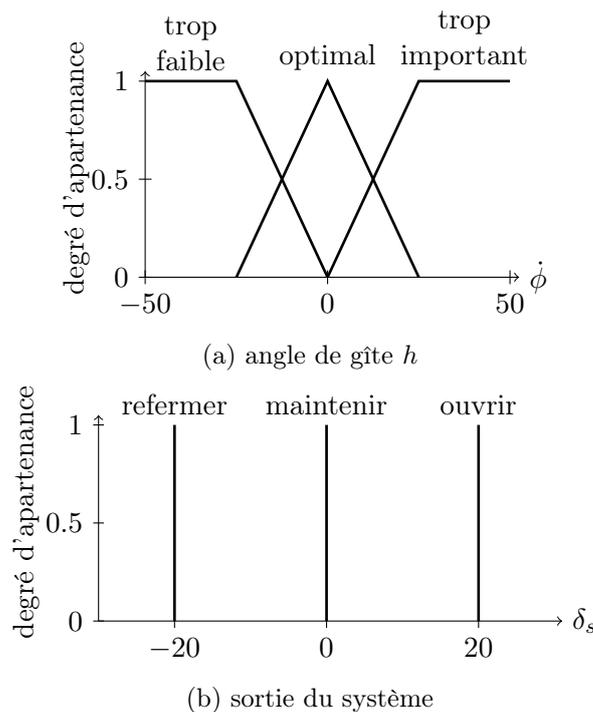


FIGURE 1.7 – Ensembles flous du FLC de la voile

Les règles pour calculer la sortie du systèmes sont :

1. **SI** (Gîte est trop importante) **ALORS** (Ouvrir la voile)
2. **SI** (Gîte est optimale) **ALORS** (Maintenir la voile)
3. **SI** (Gîte est trop faible) **ALORS** (Refermer la voile)

Les ensembles flous de sortie sont quantifiés (figure 1.7b) pour calculer la modification à apporter à la voile.

Ce type de réglage ne fournit pas forcément l'angle de voile optimal permettant de maximiser la force de propulsion ainsi que la vitesse. En revanche, il garantit un comportement sûr du voilier, évitant les chavirements.

1.2.3 Contrôleur basé sur l'Extremum-Seeking

Ce contrôleur [Treichel and Jouffroy, 2010, Corno et al., 2015] permet d'optimiser en continu l'angle de voile pour maximiser la vitesse longitudinale du voilier. Cela se fait via l'ajout d'une perturbation à un angle de voile pré-calculé. L'effet de cette perturbation sur la vitesse du voilier est estimé (accélération/décélération) et une correction est appliquée en conséquence pour ajuster l'angle de voile. La valeur pré-calculée de l'angle de voile peut être déduite par une des méthodes quelconque (logique floue, relation linéaire, ...).

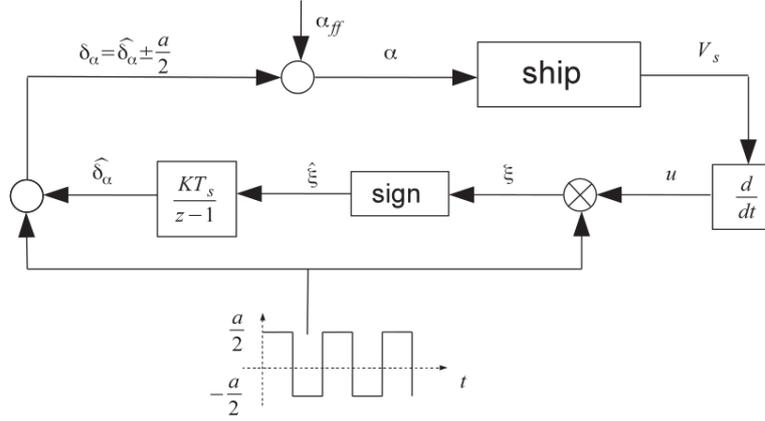


FIGURE 1.8 – Schéma du correcteur de type Extremum-seeking (extrait de [Treichel and Jouffroy, 2010, Corno et al., 2015])

Cette méthode nécessite le réglage des coefficients suivants :

- l'amplitude des perturbations a : elle doit être suffisamment importante pour influencer la vitesse du voilier. En contrepartie, une valeur trop grande risque de causer une forte chute de vitesse lorsque le réglage de voile est déjà proche de l'optimum,
- le gain de l'intégrateur k : un gain important permet une convergence rapide mais rend le système plus sensible aux perturbations diverses,
- la fréquence de la perturbation ω : une fréquence élevée accélère la vitesse de convergence. En revanche, une fréquence trop importante risque d'être filtrée par l'inertie du système, supprimant l'effet de la perturbation.

Le contrôleur basé sur l'extremum-seeking peut être réduit à un contrôleur fonctionnant sur le principe d'essai-erreur [Xiao et al., 2012] : le contrôleur cherche continuellement le point de fonctionnement optimal sans se baser sur le modèle du système. L'avantage majeur est que l'on peut l'utiliser sans connaître la polaire des vitesses de la voile à contrôler.

Le correcteur sous sa forme discrète est défini comme suit :

$$\delta_s(k+1) = \delta_s(k) + K \text{sign}(\Delta_s(k)) \text{sign}(\Delta_u(k)) \quad (1.3)$$

$$\Delta_s(k) = \delta_s(k-1) - \delta_s(k-2) \quad (1.4)$$

$$\Delta_u(k) = u(k) - u(k-1) \quad (1.5)$$

où u est la vitesse longitudinale du voilier. L'avantage réside dans les calculs simples et rapides et dans la présence de deux paramètres à régler : le coefficient K et la période d'échantillonnage T_d .

La méthode d'essai-erreur ainsi que l'extremum seeking ont l'avantage de ne pas s'appuyer sur une connaissance précise des performances de la voile. Ces contrôleurs sont envisageables sur les systèmes non-linéaires ayant un minimum ou maximum local comme les voiliers.

1.3 Commande du safran

Le safran permet de générer un couple important et a donc une influence majeure sur la direction du voilier. En conséquence, le choix d'un correcteur de safran adéquat est nécessaire pour bien orienter le voilier ou effectuer un suivi de chemin. Voici une liste des principaux correcteurs utilisés pour réguler l'angle de cap :

1.3.1 Contrôleur PID

Beaucoup de systèmes d'autopilote de navire utilisent des correcteurs PID pour effectuer le suivi de chemin [Fossen, 1994, Elkaim and Kelbley, 2006, Cruz and Alves, 2010, Ramirez, 2012, Emami and Hartnett, 2014, Tranzatto et al., 2015]. Pour synthétiser le correcteur, le plus simple est de modéliser la rotation du voilier via le modèle de Nomoto du premier ordre (i.e. modéliser la relation entre la dynamique de rotation et l'angle de safran comme un système du premier ordre) :

$$\frac{r}{\delta_r} = \frac{K}{1 + Ts}$$

où r est la vitesse de rotation autour de \vec{k}_0 . La relation entre l'angle de cap ψ et l'angle du safran est donc :

$$\frac{\psi}{\delta_r} = \frac{K}{s(1 + Ts)}$$

Exprimée dans le domaine temporel, l'équation du système est :

$$T\ddot{\psi} + \dot{\psi} = K\delta_r$$

Soit ψ_r le cap de référence, l'erreur de cap $\tilde{\psi}$ est défini par $\tilde{\psi} \triangleq \psi_r - \psi$. Le correcteur PID aura pour forme :

$$\delta_r = K_p\tilde{\psi} + K_i \int \tilde{\psi} dt + K_d\dot{\tilde{\psi}} \quad (1.6)$$

L'équation caractéristique en boucle fermée est

$$Ts^3 + (1 + KK_d)s^2 + KK_p s + KK_i = 0$$

Le choix des constantes K_p , K_i et K_d doit aboutir à un système stable (les racines de l'équation caractéristique doivent être à parties réelles négatives). Le choix peut être fait en utilisant le critère de stabilité de Routh, la méthode de Ziegler-Nichols, de Broïda ou autre.

L'inconvénient avec le modèle de Nomoto est qu'il simplifie énormément la dynamique du voilier et ne prend pas en compte la non linéarité du système ainsi que sa dépendance à l'angle de gîte ou à la vitesse longitudinale. Le PID aura donc des performances variant selon les valeurs de ces deux grandeurs.

1.3.2 Contrôleur à base de logique floue

Dans ce type de contrôleur, un système d'inférence floue de type Mamdani est utilisé pour retranscrire l'expérience d'un navigateur [Stelzer et al., 2007, Gomes et al., 2015].

Les entrées du système sont le cap et la vitesse de rotation désirés. Ces deux entrées sont transformées en ensembles flous (figure 1.9) avant d'y appliquer les règles du système d'inférence (tableaux 1.1) pour déterminer la sortie correspondant à l'angle du safran.

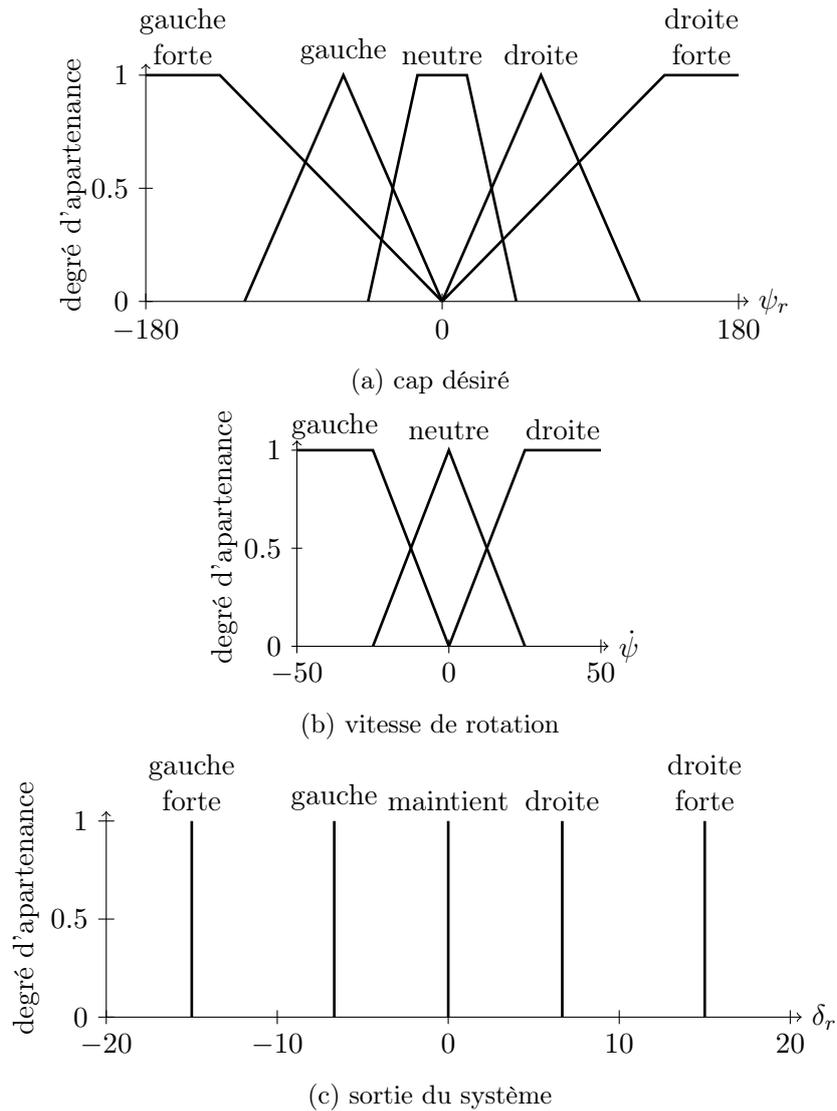


FIGURE 1.9 – Ensembles flous du FLC du safran

Changement de safran		Rotation		
		gauche	neutre	droite
Direction désirée	gauche forte	gauche	gauche forte	gauche forte
	gauche	maintient	gauche	gauche forte
	maintient	droite	maintient	gauche
	droite	droite forte	droite	maintient
	droite forte	droite forte	droite forte	droite

TABLEAU 1.1 – Règles du contrôleur flou

Contrôleur type Fuzzy-PID Le système d'inférence flou peut, de plus, être appliqué dans le cas où différents contrôleurs sont utilisés à différents points de fonctionnement : le passage d'un contrôleur à l'autre se fera via une logique floue [Le et al., 2003].

Deux scénarios sont envisageables :

- Un correcteur PID (comme décrit en section 1.3.1) et un autre de type FLC (similaire à celui en section 1.3.2) sont définis. Le PID est utilisé quand l'amplitude de l'erreur est faible alors que le FLC prend le dessus en cas de forte erreur. Le passage d'un correcteur à l'autre ce fait via un second FLC.

- Plusieurs PID sont configurés pour différents points de fonctionnement : le passage d'un correcteur à l'autre se fait via un correcteur FLC. Ainsi, le système sera plus robuste aux variations de la vitesse ou de la gîte comparé à un PID unique.

Ces deux stratégies permettent un meilleur contrôle de l'angle de safran comparé à un seul PID ou à un correcteur flou unique.

1.3.3 Contrôleur basé sur du backstepping

Un contrôleur non linéaire du safran basé sur le backstepping a été proposé dans [Xiao and Jouffroy, 2014]. Ce contrôleur a été synthétisé à partir du modèle cité en section 1.1.3. Sa dynamique est la suivante :

$$\dot{\psi} = r \cos \phi \quad (1.7)$$

$$\dot{r} = f(\tilde{\psi}, r, \delta_r, u, v, p, \phi) \quad (1.8)$$

où $[\psi, r]^\top \in [-\pi, \pi] \times \mathbb{R}$ représente l'état, δ_r est la commande et $[\delta_s, u, v, p, \phi]$ sont considérés comme des perturbations.

En définissant l'erreur de cap $z_1 \triangleq \psi - \psi_d$ où $\psi_d = \text{const}$ est le cap à suivre et en considérant $\dot{\psi} = r \cos \phi$ comme une entrée virtuelle utilisée pour stabiliser le système, la dynamique devient $\dot{z}_1 = r \cos \phi$.

Soit $\mathcal{V}_1 = z_1^2/2$ la fonction de stockage à minimiser, sa dynamique est :

$$\dot{\mathcal{V}}_1 = z_1 r \cos \phi = z_1 \alpha_1 \cos \phi$$

En choisissant $r \triangleq \alpha_1 = -k_1 z_1$, où $k_1 > 0$ et où l'angle de gîte $\phi \in]-\pi/2; \pi/2[$, la dynamique de la fonction de stockage devient :

$$\dot{\mathcal{V}}_1 = -k_1 z_1^2 \cos \phi \leq 0$$

L'état r n'est pas une entrée de commande. Un changement de variable est nécessaire pour faire apparaître δ_r . Soit $z_2 \triangleq r - \alpha_1$. On a donc :

$$\dot{z}_1 = (z_1 + \alpha_1) \cos \phi$$

L'expression de $\dot{\mathcal{V}}_1$ devient :

$$\dot{\mathcal{V}}_1 = z_1(z_2 + \alpha_1) \cos \phi = -k_1 \cos \phi z_1^2 + z_1 z_2 \cos \phi$$

Tandis que la dynamique de z_2 est :

$$\dot{z}_2 = f - \dot{\alpha}_1 = f + k_1 r \cos \phi$$

En choisissant une nouvelle fonction de stockage $\mathcal{V}_2 = \mathcal{V}_1 + z_2^2/2$, on obtient :

$$\dot{\mathcal{V}}_2 = -k_1 \cos \phi z_1^2 + z_1 z_2 \cos \phi + z_2(f + k_1 r \cos \phi)$$

On déduit que pour stabiliser la fonction précédente, f doit avoir pour valeur :

$$\begin{aligned} f &\triangleq -k_1 r \cos \phi - z_1 \cos \phi - k_2 z_2 \\ &= -(k_1 \cos \phi + k_2)r - (\cos \phi + k_1 k_2)(\psi - \psi_d) \end{aligned} \quad (1.9)$$

avec $k_2 > 0$. On obtient donc $\dot{\mathcal{V}}_2 = -k_1 \cos \phi z_1^2 - k_2 z_2^2 \leq 0, \forall z_1 \neq 0, z_2 \neq 0$, garantissant une stabilité asymptotique. La valeur de l'angle du safran δ_r est calculée en résolvant l'équation (1.9).

Ce correcteur à l'avantage de prendre en compte le roulis mais ne permet que de faire un suivi de cap. Ce sera donc l'algorithme de recherche de chemin qui devra compenser la dérive en envoyant la référence de cap adéquate.

1.4 Planification de mouvements

Les contrôleurs de safran présentés dans la section précédentes utilisent comme paramètre d'entrée un cap désiré. Il est donc nécessaire de mettre en place des algorithmes pour déterminer ce cap à suivre. Cela revient à déterminer des chemins permettant d'éviter les zones où les conditions de navigation sont défavorables, telles que les zones à faible vent ou ceux à vent de face. Un chemin mal choisi peut rallonger considérablement le temps de parcours, notamment à cause d'une allure marine non optimale. Les méthodes de planification peuvent être divisées en deux catégories : les méthodes locales et les méthodes globales.

L'avantage des méthodes locales est qu'elles ne déterminent pas le chemin global jusqu'au prochain point de passage mais seulement le cap permettant de s'y rapprocher, simplifiant les calculs. On ne suit pas un chemin mais un cap préféré. L'inconvénient est le risque de tomber sur un minimal local, même si ce risque est faible dans une application marine compte tenu du faible nombre d'obstacles réellement présents sur un plan d'eau.

Les principales méthodes de la littérature sont décrites dans cette section.

1.4.1 Méthode de projection de la vitesse

Cette méthode a notamment été décrite dans [Elliot, 1973, Stelzer and Pröll, 2008] et s'inspire des aides à la navigation disponibles sur certains voiliers du commerce.

C'est une méthode de recherche locale qui exploite la polaire des vitesses pour calculer la direction minimisant le temps de parcours jusqu'au prochain point de passage. Elle est basée sur la projection de l'estimation de la vitesse du voilier selon un cap donné sur la droite reliant sa position au prochain point de passage.

Soit \vec{v}_b l'estimation de la vitesse du voilier selon le cap ψ_c (obtenue via la polaire des vitesses) et \vec{t} le vecteur reliant le voilier G au prochain point de passage P_F . La vitesse VMG (velocity made good) représente la vitesse de rapprochement vers la cible. Il s'agit donc de la la projection de \vec{v}_b sur \vec{t} :

$$\text{VMG} = \vec{v}_b \cdot \frac{\vec{t}}{|\vec{t}|}$$

Le but est de trouver un cap qui maximise la VMG, ce qui permet de diminuer le temps de parcours jusqu'à P_F . Pour cela, VMG est calculée pour tous les caps ψ_c possibles.

Pour éviter les changements de bord trop fréquents lors d'une remontée au vent du voilier, un coefficient d'hystérésis $n > 1$ est utilisé.

$$\text{VMG}' > n\text{VMG} \Rightarrow \text{suivre le cap } \psi_c$$

Ainsi, le changement de cap n'a lieu que si le nouveau cap permet d'atteindre une vitesse projetée VMG' supérieur à la vitesse projetée actuelle d'un facteur n .

Le coefficient n peut être constant, mais cela augmentera la fréquence de changement de cap à mesure que l'on s'approche du point P_F . Un coefficient dynamique est donc préféré. Le coefficient proposé est :

$$n = 1 + \frac{p_c}{|\vec{t}|}$$

Le coefficient p_c est proportionnel à la largeur du couloir autorisé à la navigation et reliant G à P_F .

La méthode est améliorée dans [Stelzer et al., 2010] pour prendre en compte la présence d'obstacles. Chaque obstacle vient déformer la polaire des vitesses pour pénaliser le cap y conduisant. Pour que la déformation ait lieu, il faut que le navire soit dans la zone d'influence de l'obstacle (à une distance inférieure à r_{min}). La valeur de VMG est pondérée par q_b pour obtenir la vitesse pondérée VMG* :

$$q_b = \min \left(1, \max \left(0, \frac{d_b - r_{min}}{r_{max} - r_{min}} \right) \right)$$

et

$$\text{VMG}^* = \begin{cases} -\infty, & \text{si } |\vec{v}_b| = 0 \\ -\infty, & \text{si } \text{dist}(G, P_o^i) < r_{min} \\ q_b \text{VMG} & \text{ailleurs} \end{cases}$$

r_{min} et r_{max} sont les distances minimale et maximale de l'obstacle. Ainsi, l'évolution de q_b par rapport à la distance de l'obstacle est présentée en figure 1.10. Plus la valeur de q_b est petite, plus le cap correspondant sera pénalisé.

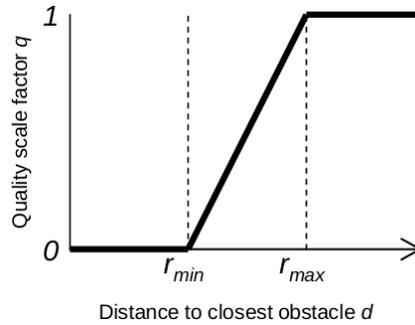


FIGURE 1.10 – Évolution de q_b en fonction de la distance à l'obstacle (extrait de [Stelzer and Pröll, 2008])

Une autre implémentation de la méthode de projection de la vitesse prenant en compte les obstacles a été proposée dans [Guo et al., 2011] et [Ramirez, 2012]. Dans cette implémentation, le but est de trouver un cap qui minimise un coût C représentant le temps de parcours jusqu'à P_F . Pour cela, on teste différents caps ψ_c et on calcule le coût $C(\psi_c)$ pour chacun d'eux. Le cap à suivre sera celui ayant le coût minimal.

La valeur de VMG selon ψ_c est utilisée pour calculer un premier coût $C_w(\psi_c)$:

$$C_w(\psi_c) = (1 - \eta_w \text{VMG}(\psi_c))$$

avec $\eta_w \leq 1$ un facteur d'hystérésis pour limiter le changement de cap. Soit β l'angle du vent réel, le cercle autour du voilier est divisé par la ligne du vent en deux secteurs : $\Lambda_1 = [\beta - \pi; \beta[$ et $\Lambda_2 = [\beta; \beta + \pi[$. Le secteur favorisé Λ est celui auquel appartient l'angle de cap actuellement suivi ψ et aura un facteur d'hystérésis fort. Le secteur opposé $\neg\Lambda$ aura un facteur faible :

$$\eta_w = \begin{cases} 1 & \text{si } \psi_c \in \Lambda \\ 0 & \text{ailleurs} \end{cases}$$

Chaque obstacle i est lié à un coût C_o^i qui augmente à mesure que l'on s'en approche. La valeur du coût est définie par :

$$C_o^i = \begin{cases} \left(\frac{1}{d_{obs}} - \frac{1}{d_o} \right) & \text{si } d_{obs} \leq d_o \\ 0 & \text{ailleurs} \end{cases}$$

Les coûts liés aux obstacles et à la polaire sont additionnés pour chaque cap ψ_c sondé :

$$C(\psi_c) = G_w C_w(\psi_c) + G_o \sum C_o^i$$

G_w et G_o sont deux coefficients de pondération qui, une fois réglés, permettent de favoriser les chemins s'approchant des obstacles ou, à l'inverse, favoriser ceux qui s'en éloignent. Le cap minimisant le coût sera celui suivi.

1.4.2 Méthode floue

Comme dans la méthode précédente, la polaire des vitesses est exploitée pour minimiser le temps de parcours. La différence réside dans la façon de déterminer le cap à suivre en fonction des différentes données. Cette méthode a notamment été testée dans [Abril et al., 1997] et [Ramirez, 2012]. Elle permet de transcrire l'expérience des navigateurs par un ensemble de règles. Le système est basé sur un système d'inférence floue de type Mamdani.

Les entrées du système d'inférence proposé par [Ramirez, 2012] sont la vitesse effective vers le prochain point de passage P_F et le coefficient de dangerosité des obstacles. L'objectif est de trouver le cap minimisant le temps nécessaire pour atteindre l'objectif tout en restant à une certaine distance des obstacles. Le calcul de la vitesse effective VMG se fait via l'équation (1.4.1).

Pour éviter les changements de cap trop fréquents, la vitesse effective est pondérée par un coefficient d'hystérésis η_w défini comme dans 1.4.1

$$C_w = \eta_w \text{VMG}$$

Le coefficient de dangerosité des obstacles est, quand à lui, dépendant de sa distance du voilier :

$$C_o^i = \begin{cases} \eta_o \left(\frac{1}{d_{obs}} - \frac{1}{d_o} \right) & \text{si } d_{obs} \leq d_o \\ 0 & \text{ailleurs} \end{cases}$$

Ces deux entrées sont évaluées pour chaque cap ψ_c testé puis sont transformées en ensembles flous. Par la suite, les règles du système d'inférence sont appliquées aux ensembles. Ces règles sont définies sous la forme « *la direction désirée est x **ET** l'obstacle est y **ALORS** pertinence est Z* » :

1. **SI** (C_w est Bonne) **ALORS** (Sortie est Bonne)
2. **SI** (C_w est Moyenne) **ALORS** (Sortie est Moyenne)
3. **SI** (C_w est Mauvaise) **ALORS** (Sortie est Mauvaise)
4. **SI** (C_w est Bonne) **ET** (C_o est Sûre) **ALORS** (Sortie est Bonne)
5. **SI** (C_w est Bonne) **ET** (C_o est Warning) **ALORS** (Sortie est Moyenne)
6. **SI** (C_w est Bonne) **ET** (C_o est Danger) **ALORS** (Sortie est Mauvaise)
7. **SI** (C_w est Moyenne) **ET** (C_o est Sûre) **ALORS** (Sortie est Moyenne)
8. **SI** (C_w est Moyenne) **ET** (C_o est Warning) **ALORS** (Sortie est Moyenne)
9. **SI** (C_w est Moyenne) **ET** (C_o est Danger) **ALORS** (Sortie est Moyenne)

Le cap ψ_c maximisant la sortie Bonne sera retenu. Cette méthode doit-être évaluée périodiquement pour prendre en compte les changement de conditions (distance au point de passage, vent, position des obstacles, ...).

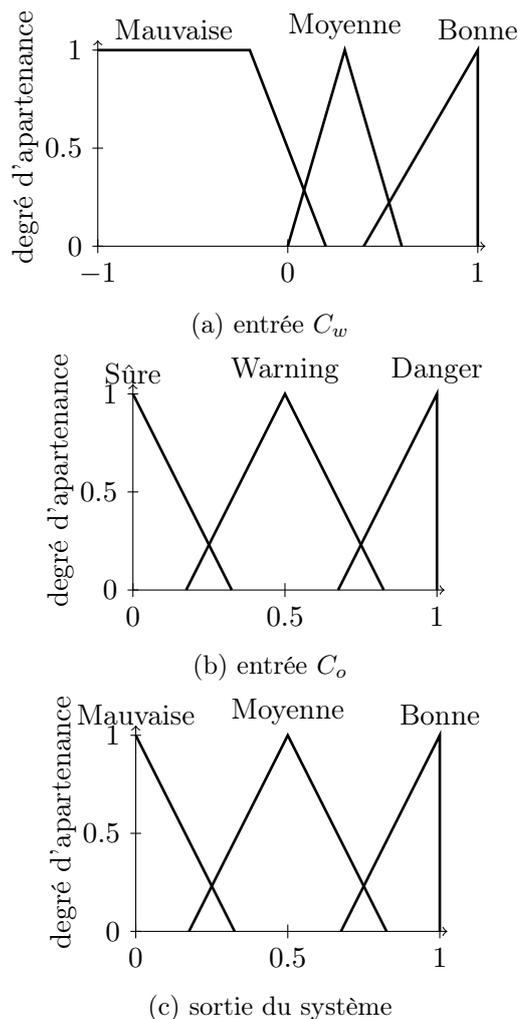


FIGURE 1.11 – Ensembles flous du FLC pour la recherche de chemin

1.4.3 Méthode des champs de potentiels

Cette méthode de recherche locale, utilisée notamment dans [Pêtrès et al., 2012], se base sur la création de champs pour déterminer le meilleur cap à suivre.

Une carte de potentiel, constituée d'un champ global et d'un autre local, est construite en se basant sur la position de chaque obstacle, du point de passage et du vent. Le cap à suivre est celui qui correspond au gradient de potentiel le plus faible autour du voilier.

Le champ global peut être divisé en une composante attractive et une autre répulsive. Le but du champ attractif est d'attirer le voilier. Il est donc nul sur le point de passage et sa valeur augmente lorsqu'on s'en éloigne. Le champ répulsif permet d'éviter les obstacles. On ajoute ensuite un champ local centré sur le voilier et basé sur la polaire des vitesses.

La détermination du cap optimal se fait en évaluant localement (sur une couronne centrée sur le voilier) le champ total (l'addition des champs global et local) puis son gradient. La direction minimisant le gradient correspond au cap optimal.

Soit m_F la position finale à rejoindre et m_{obs}^i la position de l'obstacle i . Le potentiel attractif P_g d'un point m est fonction de la distance le séparant de m_F :

$$P_g = G_g \text{dist}(m, m_F)$$

Pour chaque obstacle i , le potentiel répulsif P_o^i d'un point m est fonction de la

distance entre ces deux points :

$$d_o^i \triangleq \text{dist}(m, m_{obs}^i)$$

$$P_o^i = \frac{k_{obs}}{d_o^i}$$

Ce potentiel croit vers l'infini lorsque le bateau se rapproche de l'obstacle.

Pour prendre en compte la cinématique du navire, un champ de potentiel P_s reflétant la polaire des vitesses est calculé autour de la position du navire. Ce champ favorise la direction maximisant la vitesse en régime établi sous conditions de réglage de voile optimal.

La valeur de P_s est indépendante de la position du navire : elle ne dépend que du vent et du cap ψ_c que l'on souhaite tester. La valeur du champ P_s au point m est calculée selon :

$$P_s = G_s \frac{|V_{\max}(\psi_c) - |v||}{|V_{\max}(\psi_c)|}$$

avec

- $\psi_c = \angle(m_P - m_G)$: le cap à estimer où m_G est la position du barycentre voilier,
- $V_{\max}(\psi_c)$: la vitesse maximale selon le cap ψ_c en régime établi (fourni par la polaire des vitesses). À ce champ issu de la polaire réelle, on ajoute un champ afin de pénaliser plus lourdement les caps se rapprochant des zones faces aux vent ou à vent arrière (les no-go zones).

Un champ répulsif recouvrant un secteur angulaire pour chacune de ces no-go zones est créé (ψ_{up} et ψ_{down} définissent les secteurs respectivement face au vent et à vent arrière).

La valeur du P_w se résume comme suivant :

$$P_w = \begin{cases} G_{up} \text{dist}(m, m_G) & \text{si } 0 < |\psi_c| < \psi_{up} \\ G_{down} \text{dist}(m, m_G) & \text{si } 0 < |\psi_c| < \psi_{down} \\ 0 & \text{ailleurs} \end{cases}$$

avec G_{up} et G_{down} les valeurs de gradient désirées dans les configurations face au vent/vent arrière.

Pour contrôler le nombre de virement de bord, un dernier champ répulsif d'hystérésis est ajouté. Sa valeur dépend de l'angle actuellement suivi et de l'angle de vent. Soit β l'angle du vent réel, le cercle autour du voilier est divisé en deux secteurs : $\Lambda_1 = [\beta - \pi; \beta[$ et $\Lambda_2 = [\beta; \beta + \pi[$. Le secteur favorisé Λ est celui auquel appartient l'angle de cap actuellement suivi ψ et aura un potentiel nul. L'autre secteur aura un potentiel positif non-nul :

$$P_h = \begin{cases} 0 & \text{si } \psi_c \in \Lambda \\ G_h \text{dist}(m, m_G) & \text{ailleurs} \end{cases} \quad (1.10)$$

Le potentiel total P_t est la somme des différents potentiels précédemment décrits.

$$P_t = P_g + \sum P_o^i + P_s + P_w + P_h$$

La méthode a été améliorée dans [Plumet et al., 2013] pour éviter les obstacles de façon plus efficace. Un horizon d'influence d_{inf} a été ajoutée aux obstacles pour que leurs potentiels répulsifs n'agissent pas au delà. Un potentiel proportionnel à la distance de l'obstacle a aussi été ajouté. Ainsi, le potentiel proportionnel à la distance dévie

légèrement le voilier alors que le potentiel inversement proportionnel l'éloigne dès qu'il s'approche dangereusement de l'obstacle :

$$P_o^i = \begin{cases} k_{obs} \left(\frac{1}{d_o^i} - \frac{1}{d_{inf}} \right) + G_L \left(\frac{d_{inf} - d_o^i}{d_{inf}} \right) & \text{si } d_o^i \leq d_{inf} \\ 0 & \text{ailleurs} \end{cases}$$

L'autre apport fut la possibilité de délimiter un couloir de largeur fixe entre deux points de passage et imposer au voilier de ne pas en sortir.

Dans ce cas là, le point à suivre m_F n'est plus la position du prochain point de passage mais celle du point de ligne de mire LOS . Ce point est calculé comme étant l'intersection entre la droite reliant le point de passage précédent au point de passage suivant et le cercle centré sur m_G et de diamètre L_0 . Si deux intersections existent, le point LOS est situé sur l'intersection la plus proche du prochain point de passage. Le point LOS doit être recalculé à chaque itération du système.

Une approche similaire, basée sur des champs de vecteurs, a été également utilisée dans [Jaulin and Bars, 2013] pour effectuer un suivi de ligne par un robot voilier.

1.4.4 Chemin pour le virement de bord

Cette méthode n'est pas utilisée pour atteindre un objectif ou un point de passage. Elle ne s'applique que pour effectuer un virement de bord pendant une remonté au vent selon un chemin optimal [Jouffroy, 2009].

L'avantage de cette commande est qu'elle définit la longueur maximale du chemin en fonction de la vitesse initiale du voilier, de façon à ce qu'il puisse parcourir le chemin et virer de bord en se basant uniquement sur son énergie cinétique et sans se retrouver bloqué face au vent.

Cette commande utilise le modèle décrit dans la section 1.1.1. La distance maximale l_∞ pouvant être parcourue dans la no-go zone dépend de la vitesse initiale v_0 , de la masse du système m et du coefficient de frottement visqueux d :

$$l_\infty = v_0 \frac{m}{d}$$

Ainsi, en fonction des conditions initiales et de la faisabilité du chemin, la choix de faire un virement de bord peut être repoussé.

Le véhicule considéré dans [Jouffroy, 2009] étant un char à voile, un chemin composé de deux segments de clothoïdes encadrés de segments de droites a été proposé pour les virements de bord (figure 1.12).

Il permet d'obtenir une consigne optimisée et sans à-coups pour le contrôleur de cap, améliorant les performances du suivi de chemin comparé au cas où le chemin serait composé exclusivement de segments de droites.

1.4.5 Méthode globale avec les diagrammes de Voronoï

Cette méthode globale a été testée par [Xiao et al., 2011] pour l'élaboration d'une stratégie de contrôle sans connaissance de la direction du vent. Cette méthode ne nécessite que la présence de capteur de vitesse et de position.

L'algorithme est divisé en deux parties : une hors ligne pour l'élaboration du diagramme à proprement parler et une en ligne pour le suivi de chemin.

La partie hors ligne est faite avant le début du voyage. Les points de départ et d'arrivée sont définis ainsi que la position des obstacles et des points de référence nécessaires à l'élaboration du diagramme de Voronoï. Contrairement à ce qui est fait

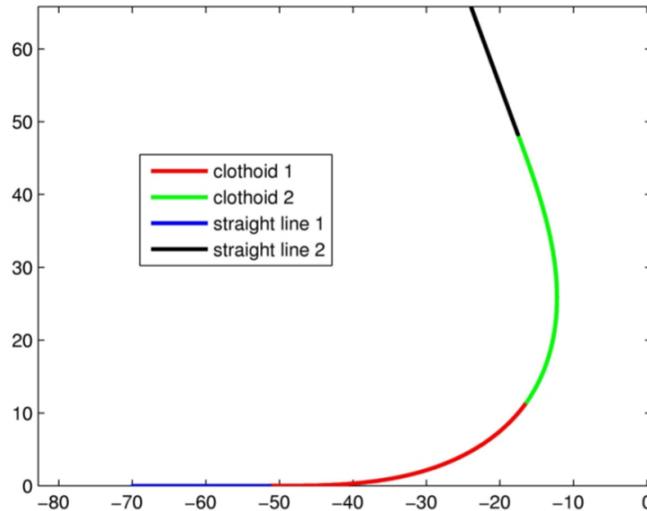


FIGURE 1.12 – Chemin pour le virement de bord (extrait de [Jouffroy, 2009])

sur les robots mobiles terrestres ([Garrido et al., 2006]), le but n'est pas de longer les arrêtes du diagramme mais d'avancer d'un site à l'autre et de s'approcher du point final tout en évitant les obstacles. Un total de m directions pointant vers les sites voisins sont définies pour chaque site. Pour garantir la présence de chemins navigables, le nombre de directions m doit être supérieur à 1 et le secteur angulaire couvert par les directions émanant d'un même site doit être supérieur au secteur de no-go zone. L'efficacité de la stratégie dépend du choix initial des points de référence. Ces points doivent donc être choisis par un navigateur expérimenté.

La partie en ligne est directement implémentée sur le voilier et utilise le diagramme pré-calculé. Son fonctionnement est décrit dans l'algorithme 1.1.

Algorithm 1.1 Méthode de Voronoï - test des chemins en-ligne

```

1: loop
2:   identifier le site de Voronoï sur lequel se trouve le voilier
3:   if le site correspond à la position finale then
4:     | terminer le programme
5:   end if
6:    $d \leftarrow 0$ 
7:   repeat
8:     |  $d \leftarrow d + 1$ 
9:     | régler la voile pour maximiser la vitesse selon  $d$ 
10:  until le voilier échoue à suivre la direction  $d$ 
11: end loop

```

Pour déterminer si le voilier échoue à suivre la direction d , sa position et sa vitesse doivent être vérifiées au bout d'un laps de temps Δt . Si le voilier avance dans la direction d avec une marge d'erreur acceptable, on considère qu'il n'a pas échoué. Sinon, c'est qu'il tente probablement d'avancer dans le secteur d'une no-go zone.

Le réglage de voile utilisé pour cet algorithme est expérimental : toutes les configurations de voile sont testées pour identifier la meilleure solution globale (celle maximisant la vitesse d'avancement). Cela doit être fait à chaque changement de direction. Localement, de légères modifications sont testées pour trouver la meilleure solution locale.

L'inconvénient majeur vient du choix des points de référence et leurs influences sur le chemin à suivre : l'intervention humaine doit être supprimée pour avoir un système autonome capable d'adapter sa trajectoire en fonction des points de passages et des

obstacles mobiles.

1.4.6 Produits commerciaux

Il existe une multitude de produits commerciaux tels que « Squid »¹, « TIME-ZERO »² ou « Expedition »³, qui permettent de définir une route globale à suivre en prenant en compte aussi bien les performances du voilier que les prévisions de vent, de courants marins ou des vagues. Les algorithmes de routage derrière ces produits sont propriétaires. Certains s'inspirent de la méthode des isochrones [Hanssen and James, 1960, Faulkner, 1963, Spaans, 1985, Roh, 2013] qui a l'avantage de donner un résultat optimal malgré les temps de calculs nécessaires au routage. Le fonctionnement de la méthode des isochrones est le suivant (figure 1.13) :

- une enveloppe est dessinée autour du point de départ. Elle représente la distance maximale pouvant être parcourue en un temps T ,
- une seconde enveloppe est dessinée autour de la première pour délimiter la zone pouvant être atteinte en un temps $2T$,
- d'autres enveloppes sont construites autour des précédentes jusqu'à englober le point de destination,
- pour trouver la route menant du point initial au point finale, il suffit de parcourir le graphe résultant de cette construction.



FIGURE 1.13 – Méthode des isochrones

Compte tenu du caractère commercial de ces produits, les méthodes de routage utilisées ne sont pas publiques.

1.5 Conclusion

Ce chapitre a présenté les principaux travaux sur la modélisation et la commande des voiliers. Différents modèles ont été décrit : des modèles cinématiques pour la commande ainsi que d'autres dynamiques et plus complets pour la simulation du comportement

1. <http://www.squid-sailing.com/>
 2. <http://www.maxsea.com/products/software>
 3. <http://www.expeditionmarine.com/>

d'un voilier. En se basant sur ces modèles, des contrôleurs de safran et de voile ont été élaborés.

Les correcteurs de safran présentés asservissent le cap du voilier. Les plus simples d'entre eux négligent les effets de la gîte tandis que le plus élaboré prend en compte aussi bien la gîte que la vitesse longitudinale. Malgré cela, tous les contrôleurs présentés s'appuient sur un découplage de la commande du safran de celui de la voile. Ainsi, les contrôleurs de voile considèrent le couple safran comme étant une perturbation tandis que le couple voile est considéré comme une perturbation par le contrôleur de safran.

De plus, à part l'extremum seeking, aucune des méthodes de réglage de voile présentées permet de maximiser la vitesse longitudinale du voilier.

Il est donc intéressant de développer une commande de voile maximisant la vitesse du voilier tout en assurant une synchronisation entre les réglages de voile et ceux du safran. De plus, la route de voilier voilier (i.e. la direction que suit le voilier ou celle du vecteur vitesse) diffère de son cap. Un correcteur de route pourrait donner de meilleures performances qu'un correcteur de cap lors d'un suivi de chemin.

Chapitre 2

Plate-forme d'expérimentation

Sommaire

2.1	Hiérarchie de commande	27
2.1.1	Planification globale et fonction de coût	28
2.1.2	Planification locale	31
2.2	Architecture matérielle et logicielle de la plate-forme expérimentale	32
2.3	Discussion	37

La navigation d'un voilier comporte certaines spécificités. À la différence des robots mobiles terrestres, un voilier doit être capable de parcourir de longues distances dans un environnement relativement dégagé et comportant peu d'obstacles autres que les côtes. En contrepartie, sa force de propulsion provient du vent qui ne peut être déterminé précisément à l'avance (seul des prévisions météorologiques sont disponibles).

Dans ce chapitre, nous présenterons une hiérarchie de commande permettant au voilier de naviguer dans cet environnement et d'atteindre son objectif tout en prenant en compte les prévisions météorologiques, les mesures instantanées du vent ainsi que les obstacles pouvant se trouver sur son parcours. De plus, nous présenterons le matériel utilisé pour l'expérimentation ainsi que son environnement logiciel.

2.1 Hiérarchie de commande

Pour faciliter la commande du voilier, nous utilisons un système hiérarchisé semblable à ceux présentés dans [Stelzer and Jafarmadar, 2007, Gomes et al., 2015] et reposant sur deux niveaux de planification : un premier niveau (planification globale), basé entre autres sur les prédictions météorologiques et les cartes maritimes, permet de générer des points de passages (waypoints). Un second niveau (planification locale) permet de calculer en temps réel la direction à suivre par le voilier pour rejoindre le prochain point de passage en se basant sur les mesures des capteurs embarqués. Grâce à cette stratégie, le voilier s'adapte aux conditions locales et réelles de vent en évitant les obstacles fixes et mobiles.

Le schéma de commande (figure 2.1) peut donc être résumé comme suit :

- **Planification globale** : cette planification s'appuie sur des connaissances a priori telles que la position initiale du voilier, la position à atteindre, les positions des obstacles fixes (côtes, îles, bouées fixes, ...) ainsi que des prévisions météo. La

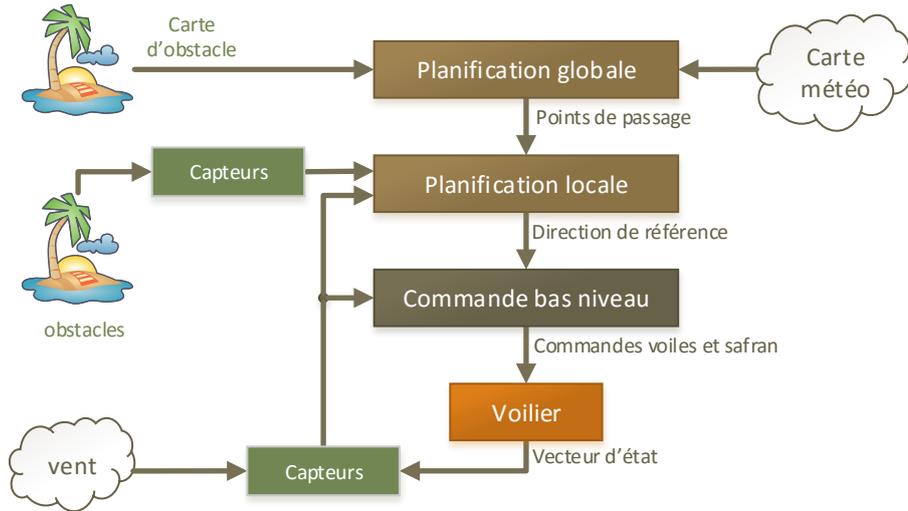


FIGURE 2.1 – Schéma de la hiérarchie de commande du voilier Asarome II

planification peut être exécutée soit en amont de la mission, soit de façon périodique quand de nouvelles prévisions sont disponibles. Suite à cette phase, une liste des waypoints $\{W_p\}$ et une liste contenant la position des obstacles connus sont envoyées vers le planificateur local. La génération de waypoints peut se faire avec des méthodes de path planning classiques tel de A^* ou RRT (voir section 2.1.1).

- **Planification locale** : l'objectif de ce niveau est de réagir en temps réel aux changements des conditions météorologiques (vents, courants marins) ainsi qu'aux déplacements des obstacles mobiles. En utilisant conjointement ces informations et la liste de waypoints $\{W_p\}$ fournit par la planification globale, cette étape calcule la direction à suivre pour atteindre le prochain waypoint en évitant les obstacles. Cette planification peut se faire via des champs de potentiels, méthode floue ou autre.
- **Commande bas niveau** : à partir de la direction à suivre et des relevés des différents capteurs, cette boucle calcule les consignes à envoyer aux actionneurs de voile et de safran. Cette boucle assure donc le suivi de direction et un réglage adéquat de la voile.

La planification globale du voilier n'a pas été abordée lors des travaux précédents au laboratoire. Nous présentons donc dans ce chapitre une implémentation de la planification globale basée sur la « Probabilistic Road Map » (PRM) ainsi que Dijkstra et utilisant une fonction de coût adaptée aux voiliers. En ce qui concerne l'étape de planification locale, la méthode implémentée sur le voilier Asarome II est basée sur les champs de potentiels et reprend le travail déjà développé dans [Ramirez, 2012]. Quant à la commande bas-niveau, elle sera développée dans les chapitres 4, 5 et 6.

2.1.1 Planification globale et fonction de coût

La planification globale peut être interprétée comme la recherche d'un chemin dans un graphe. Le graphe recouvre l'espace de navigation tandis que les nœuds constituant le chemin obtenu représentent les points de passage [Mannarini et al., 2015].

Les méthodes de path planning tels que A^* , Dijkstra ou RRT permettent de calculer des chemins qui minimisent des coûts. En définissant le coût entre deux nœuds du

graphe comme étant la distance les séparant, la trajectoire générée tend à minimiser la distance entre le point de départ et le point d'arrivée.

Dans le cas d'un voilier, le chemin le plus court entre deux positions n'est pas nécessairement le plus rapide. Cela est dû à l'influence du vent sur la dynamique particulière du voilier. En fonction de la direction du vent, le chemin le plus court peut même être impraticable. Dans ces conditions, définir le coût d'une trajectoire comme étant fonction de sa longueur n'est pas le meilleur des choix.

Une solution possible est de définir un coût qui reflète le temps nécessaire pour parcourir un chemin [Mannarini et al., 2015]. L'utilisation de ce coût avec des méthodes de path planning permet de trouver le chemin minimisant le temps de parcours. Une telle définition du coût doit prendre en compte aussi bien la cinématique du voilier que l'effet du vent.

Définition de la fonction de coût pour voilier

Soit seg_i un segment reliant deux points de la zone de navigation. Le coup C_{seg_i} de chaque segment seg_i est défini comme étant le temps estimé pour le parcourir. Il est donc fonction de sa longueur $|l_{\text{seg}_i}|$ et de la vitesse du navire sur ce segment :

$$C_{\text{seg}_i} = \frac{|l_{\text{seg}_i}|}{|v_{\text{seg}_i}|}$$

La vitesse du voilier est estimée grâce aux prévisions de vent \vec{v}_{w,seg_i} le long du segment seg_i en utilisant la polaire des vitesses $P(\vec{v}_{w,\text{seg}_i}, \Theta_{\text{seg}_i})$ (figure 2.2 ainsi que le paragraphe « Polaire des vitesses et no-go zones » page 6).

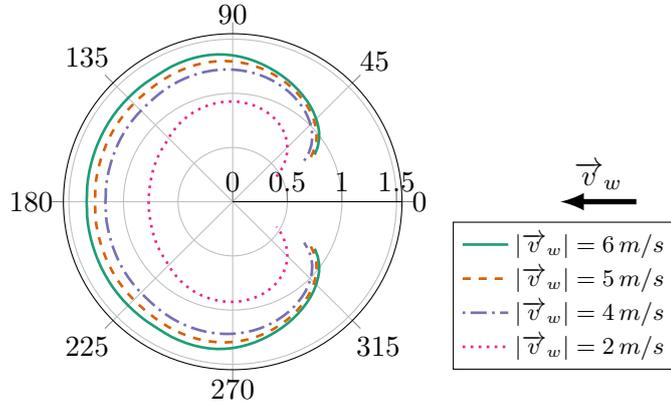


FIGURE 2.2 – Polaire issue de la simulation du voilier Asarome II

L'estimation de la vitesse pourrait se faire à partir de l'estimation des efforts ainsi que des caractéristiques du voilier [Lin et al., 2013]. Extraire la vitesse à partir de la polaire présente toutefois l'avantage de demander moins de temps de calcul. De plus, la polaire peut être ajustée expérimentalement.

Les vitesses du vent sont issues des prévisions météorologiques et sont supposées constantes le long du segment pour le calcul de C_{seg_i} . Par conséquent, si la longueur du segment est plus importante que la résolution spatiale de la grille du vent (i.e. si les conditions de vent changent le long d'un segment), cela doit être pris en compte lors du calcul du coût. Une solution est, lors du calcul du coût, de voir le segment à vent variable comme autant de sous segments alignés que de conditions de vent rencontrés.

Ainsi, sur chaque sous segment, le vent sera constant :

$$C_{\text{seg}_i} = \sum_j C_{\text{sous-seg}_j} = \sum_j \frac{|l_{\text{sous-seg}_j}|}{|v_{\text{sous-seg}_j}|}$$

Les segments constituant le chemin obtenu par les méthodes de path planning ne sont pas forcément alignés, cela peut conduire à un nombre élevé de manœuvre de navigation (virement de bord ou changement de cap) or ces manœuvres répétées ralentissent le voilier. Pour limiter le non alignement des segments et minimiser le nombre de manœuvres, on modifie la fonction de coût pour y introduire un terme dépendant de l'angle relatif entre deux segments successifs seg_{i-1} et seg_i (la fin du premier segment coïncide avec le début du second) :

$$C_{\text{seg}_i} = \frac{|l_{\text{seg}_i}|}{|v_{\text{seg}_i}|} + t(\text{seg}_{i-1}, \text{seg}_i)$$

avec $t(\text{seg}_{i-1}, \text{seg}_i) = f(\theta_{\text{seg}_{i-1}}, \theta_{\text{seg}_i})$ et θ_{seg_x} l'angle du segment seg_x dans le repère inertiel \mathcal{I} . Ce terme $t(\text{seg}_{i-1}, \text{seg}_i)$ représente donc une pénalité liée à la perte de vitesse induite par la manœuvre de changement de cap lors du passage de seg_{i-1} à seg_i . Il peut être interprété comme étant le temps nécessaire pour passer de seg_{i-1} à seg_i et atteindre un régime stationnaire. Le terme peut être estimé via simulations ou extrait de données expérimentales.

La prise en compte des obstacles (côtes, bouées, zones peu profondes et non propices à la navigation) se fait facilement en pénalisant les segments qui sont trop proches de l'horizon h_j de l'obstacle obs_j . Soit le cercle c_j de rayon h_j et centré sur obs_j , le coût du segment tend vers l'infini s'il est sécant avec le cercle c_j :

$$C_{\text{seg}_i} \rightarrow \infty \quad \text{si} \quad \exists j : c_j \cap \text{seg}_i \neq \emptyset$$

Cette formule peut être étendu à des obstacles lignes obsligne_k :

$$C_{\text{seg}_i} \rightarrow \infty \quad \text{si} \quad (\exists j : c_j \cap \text{seg}_i \neq \emptyset) \cup (\exists k : \text{obsligne}_k \cap \text{seg}_i \neq \emptyset)$$

Cette définition du coût peut maintenant être utilisée avec les méthodes classiques de path planning telles que Dijkstra, RRT ou A*.

Simulation

La simulation suivante a pour but de générer des points de passage lors de la planification globale. Elle est réalisée en utilisant la méthode PRM-Dijkstra comme suivant :

- Premièrement, l'algorithme « Probabilistic Road Map » (PRM) [Kavraki et al., 1996] est utilisé pour créer un graphe et générer des points à distribution aléatoire dans l'espace de navigation. Cela permet d'utiliser un nombre de points moins important que dans une carte discrète à distribution constante (comme dans [Langbein et al., 2011]), diminuant le temps de calcul. Un autre avantage réside dans la possibilité de biaiser la génération des points et augmenter leur densité aux alentours des zones d'intérêts (obstacles fixes, côtes, point d'arrivée, ...).
- Après la création de ce graphe, l'algorithme Dijkstra [Dijkstra, 1959] est utilisé conjointement avec la fonction de coût présentée en section 2.1.1 pour obtenir le chemin le plus rapide tout en évitant les obstacles fixes. Les obstacles mobiles seront, quant à eux, traités durant la phase de planification locale. La polaire des vitesses utilisée dans le calcul des coûts a été obtenue via simulation du système (figure 2.2).

Le chemin obtenu par PRM-Dijkstra est constitué de plusieurs segments. Nous considérerons les nœuds délimitant ces segments comme des points de passage intermédiaires (waypoints) utilisés par la planification locale.

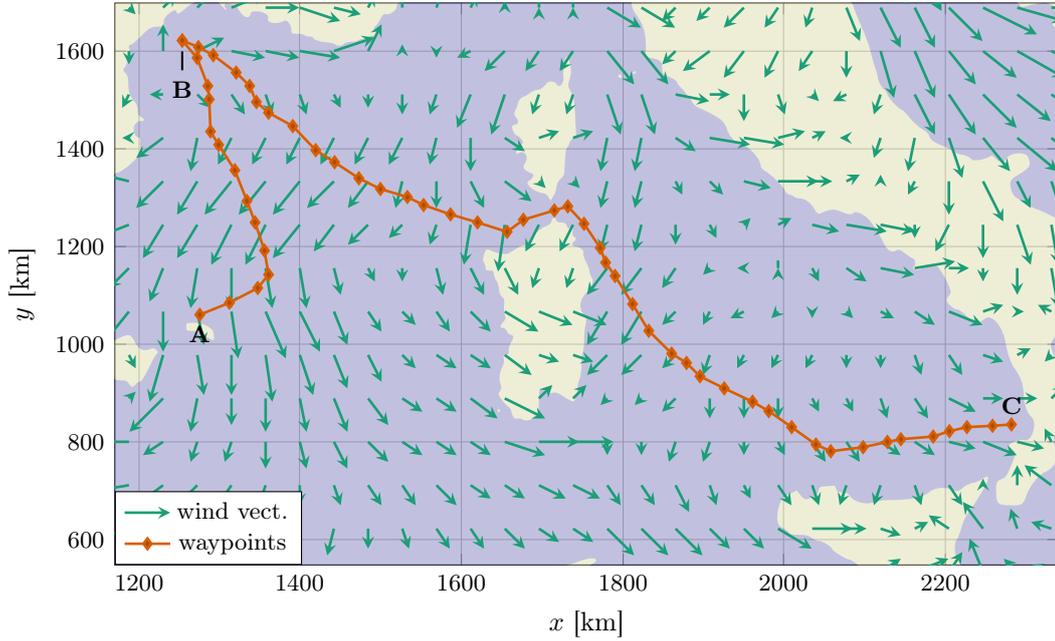


FIGURE 2.3 – Points de passage générés par PRM-Dijkstra

La figure 2.3 montre les résultats de cette planification globale pour le voilier devant partir du point A=[1275,1060] pour rejoindre le point B = [1255,1620] puis le point C=[2281,824]. Le vent varie localement et représente les prévisions pour le bassin méditerranéen pour le 04/20/2015 à 15h00 UTC (source : « National Oceanographic and Atmospheric Administration »).

On peut noter que le chemin ainsi obtenu évite, autant que possible, les côtes et les zones à vent défavorable (vent trop faible) tout en permettant une bonne allure de navigation (pas de navigation face au vent).

Les losanges sur la figure représentent les extrémités des segments et constituent les points de passage (waypoints) dont la liste $\{wp\}$ est fournie au planificateur local.

2.1.2 Planification locale

La méthode des champs de potentiels (voir section 1.4.3 page 20) permet d'effectuer la planification locale entre deux points de passage afin de spécifier la direction à suivre. Le suivi de cette direction est assuré par les contrôleurs de safran et de voile (voir les chapitres 4, 5 et 6).

Dans la simulation suivante (figure 2.4), le voilier doit rejoindre différents points de passages $\{wp\}$. Le vent provient du nord et est perturbé par une composante sinusoïdale ainsi qu'une autre aléatoire à distribution gaussienne :

$$v_w^{\mathcal{I}} = \begin{bmatrix} 0 \\ 4 \end{bmatrix} + 1e^{j\frac{2\pi t}{180}} + 0,5e^{j2\pi \text{rand}}$$

Des obstacles lignes ont été placés le long du parcours pour illustrer la capacité des champs de potentiels à régir dynamiquement afin d'éviter les collisions. Le potentiel lié au vent utilise une polaire idéale à deux no-go zones (une avant et l'autre arrière). La voilier débute sa trajectoire au point wp_1 pour rejoindre les points wp_2 à wp_{10} qui

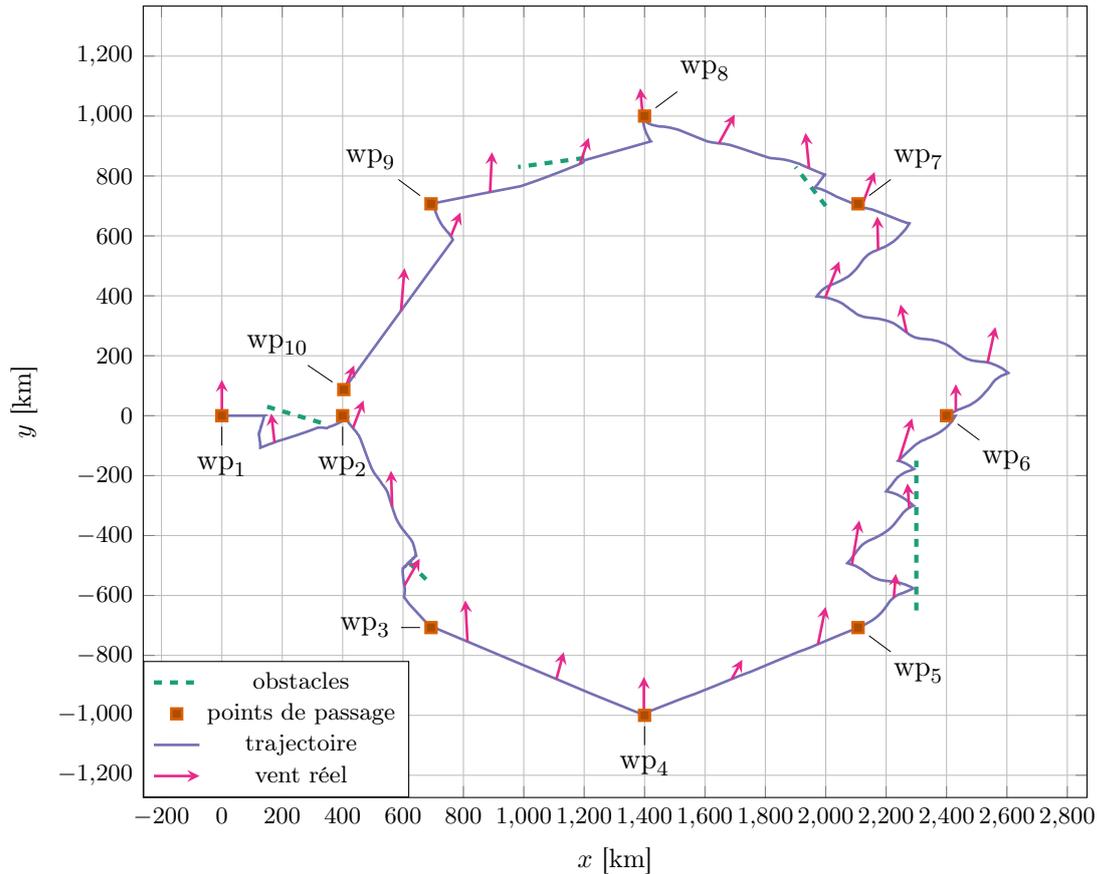


FIGURE 2.4 – Planification locale

forment les sommets d'un octogone dont le coté est 750 m, ce qui permet de tester la planification locale sous toutes les conditions de navigation. Cette trajectoire est illustrée figure 2.4.

Comme attendu, le voilier évite les obstacles et ajuste sa route en temps réel en fonction des conditions de vent mesuré par les capteurs embarqués.

2.2 Architecture matérielle et logicielle de la plate-forme expérimentale

Les correcteurs et stratégies de commande élaborés ont été expérimentés sur un voilier de taille réduite basé sur celui utilisé dans [Ramirez, 2012].

Le voilier de [Ramirez, 2012] est un « Robbe Smaragd » (figure 2.5a), un voilier de modélisme radio-commandé, disponible dans le commerce. Ses caractéristiques générales sont présentées dans le tableau 2.1. Il est équipé d'une grand-voile et d'un foc reliés à un mécanisme les commandant via un unique actionneur (un servomoteur DC), d'un safran actionné via un servomoteur et d'un récepteur sans-fil « R2104GF » fonctionnant sur la bande 2,4 GHz permettant de piloter le voilier à distance.

Afin de le rendre autonome, le voilier de [Ramirez, 2012] était équipé de divers instruments tel qu'un duo anémomètre/girouette mécanique pour mesurer le vent et une centrale inertielle « XSens MTi-G » avec GPS intégré pour mesurer l'attitude du voilier et connaître sa position.

Les actionneurs étaient pilotés par un microcontrôleur « Arduino Nano », lui même connecté au module de réception sans-fil « R2104GF » et à un ordinateur embarqué de type PC104 sur lequel était implémenté les programmes permettant d'effectuer le



FIGURE 2.5 – Voilier télécommandé « Robbe Smaragd » et voilier autonome « Asarome II »

Longueur	1,38 m
Largeur	0,36 m
Tirant d'eau	0,3 m
Hauteur de mât	1,8 m
Hauteur total	2,2 m
Surface de voile	0,8 m ²
Déplacement	12 kg
Poids du ballast	8 kg

TABEAU 2.1 – Caractéristiques du voilier Asarome II

suivi de direction et la planification locale (figure 2.6). Les consignes des actionneurs peuvent être envoyées depuis la télécommande (mode manuel) ou depuis l'ordinateur embarqué (mode automatique).

Un lien Wi-Fi entre l'ordinateur embarqué et un PC de supervision permet de reprendre la main à distance ou de modifier les paramètres des contrôleurs.

Pour améliorer la fiabilité du voilier, nous avons mis à jour certains de ces composants matériels. L'ordinateur embarqué a été remplacé par un « Odroid U3 », un « Single Board Computer » à architecture Arm d'une fréquence de 1 GHz et d'une puissance de calcul de 2000 DMIPS/Mhz. Les avantages de ce type d'ordinateur sont le faible encombrement et la consommation minimale comparé au PC104 initialement présent (2W vs. 12W) tout en ayant une puissance de calcul largement suffisante pour les algorithmes actuellement implémentés. Le duo anémomètre/girouette mécaniques a été remplacé par un anémomètre à ultrason « LCJ Capteurs CV7-C », le nouveau composant étant plus robuste et bénéficiant d'une meilleure étanchéité tout en fournissant des informations plus précises. Le reste des composants matériels a été conservé.

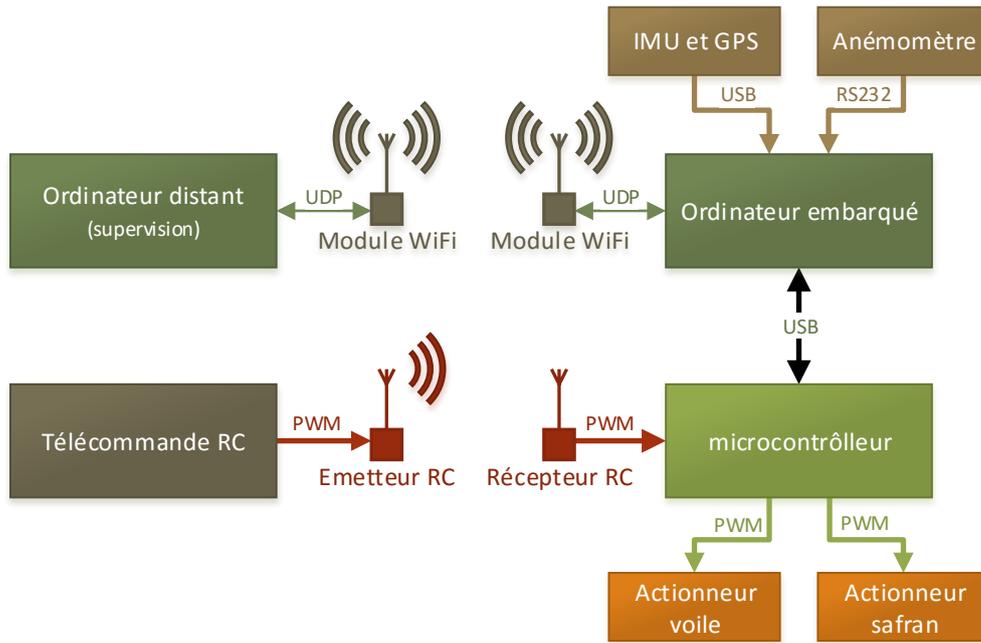


FIGURE 2.6 – Informatique embarquée du voilier : structure matérielle

Environnement d'expérimentation Les essais avec le voilier Asarome II ont été réalisés sur des plans d'eau d'Île-de-France (base de loisirs de Saint-Quentin-en-Yvelines et base nautique du lac de Viry-Châtillon). Ils ont été effectués sans la présence d'obstacle réel même si des obstacles virtuels peuvent être inclus dans l'étape de planification locale.

Suite aux faibles superficies de ces plans d'eau ($< 2 \text{ km}^2$), la planification globale n'a pas été mise en place durant les essais. Les points de passage ont été choisis arbitrairement pour tester les contrôleurs sous différents vents relatifs.

Logiciels PC L'implémentation du logiciel embarqué est divisée en deux nœuds (programmes) distincts communiquant via UDP (figure 2.7) :

- **HighLevelNode**: ce programme reçoit continuellement les informations en provenance des capteurs (centrale inertielle et anémomètre) puis les utilise pour calculer la direction à suivre jusqu'au prochain point de passage et réaliser la planification locale (figure 2.8). De plus, à partir des mesures et de la direction à suivre, le programme calcule constamment les commandes à envoyer aux actionneurs de safran et de voile et assurer la commande bas niveau. Ces commandes sont transmises vers le deuxième nœud via UDP.
- **LowLevelNode**: cette application fait la liaison entre le nœud précédent et le hardware (figure 2.9) :
 1. les commandes reçues par UDP depuis le nœud HighLevelNode sont transmises au microcontrôleur Arduino puis aux actionneurs,
 2. les mesures faites par les capteurs (IMU, GPS, anémomètre) sont lues puis envoyées vers le premier nœud (HighLevelNode),
 3. toutes les commandes ainsi que les mesures brutes sont stockées dans un fichier pour analyses ultérieures.

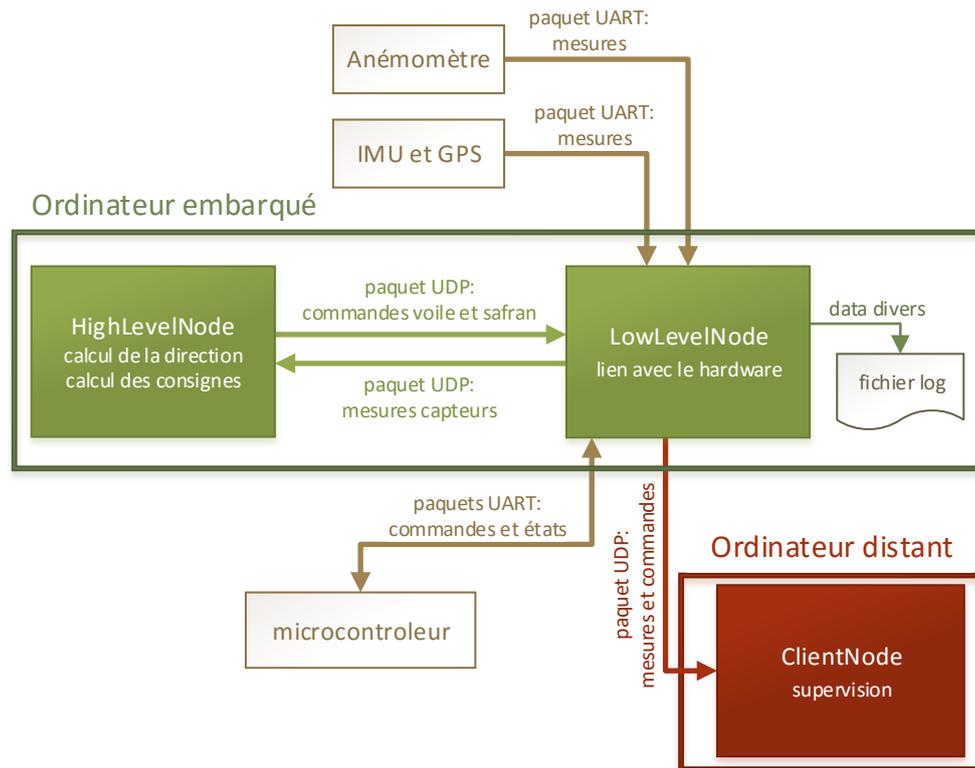


FIGURE 2.7 – Informatique embarquée du voilier : structure logicielle

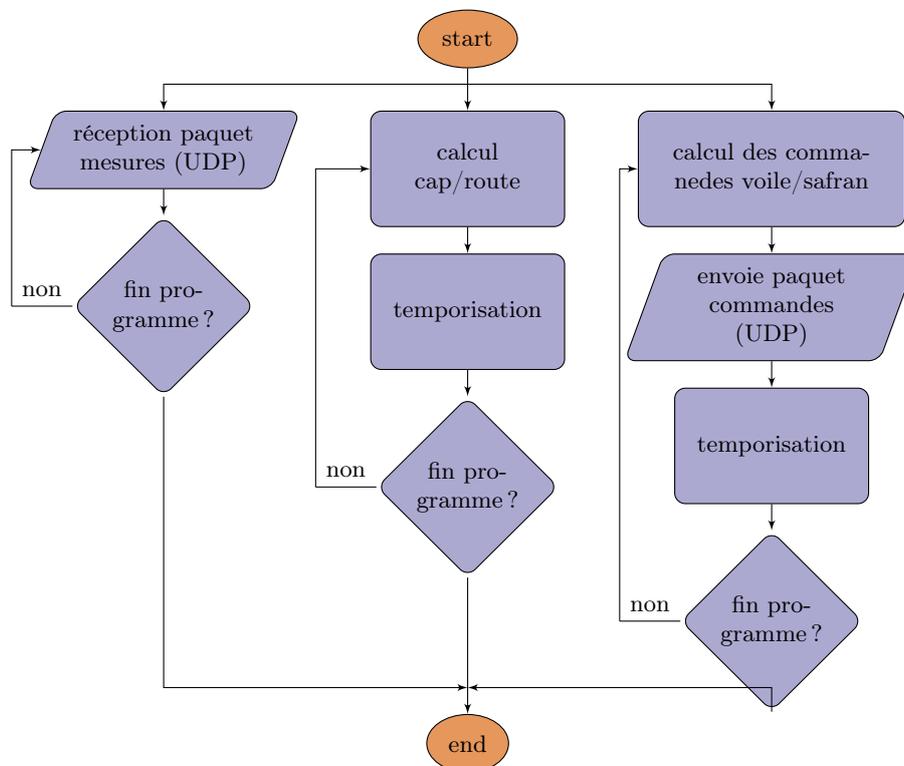


FIGURE 2.8 – Fonctionnement du nœud « HighLevelNode »

Chaque nœud est multi-threadé et a été implémenté en utilisant du C++ standard conjointement avec l'API POSIX (pour la communication réseau et pour le multi-

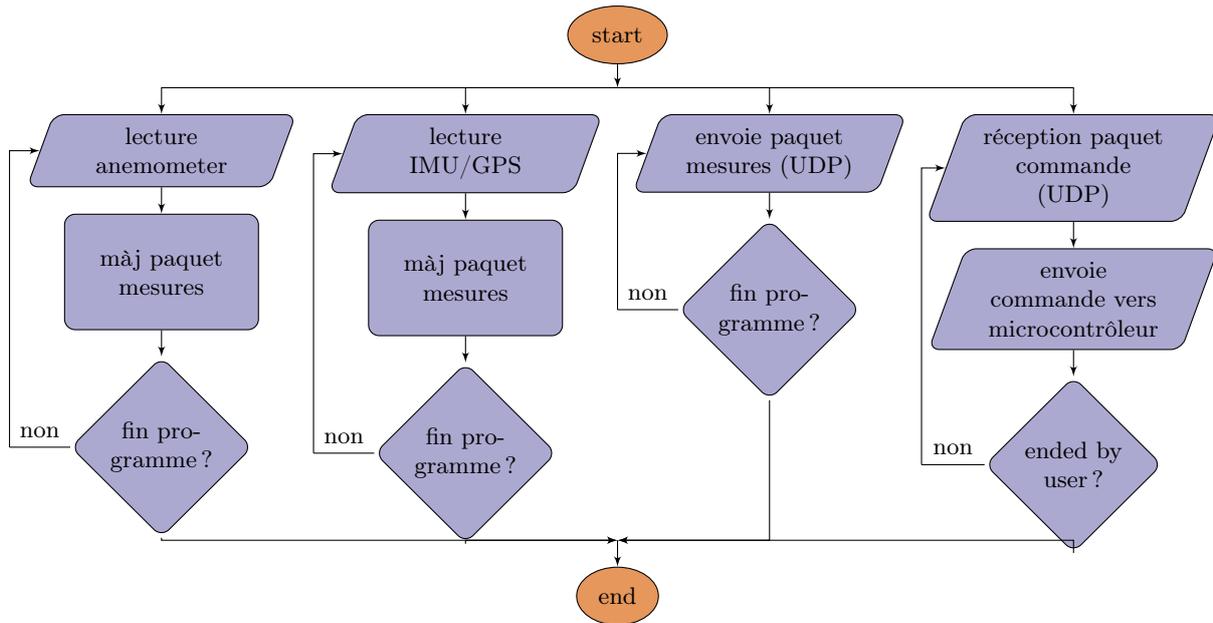


FIGURE 2.9 – Fonctionnement du nœud « LowLevelNode »

threading), ce qui permet d'avoir un code rapide et portable ne dépendant pas de l'architecture de l'ordinateur. L'avantage de la liaison UDP entre les nœuds est la possibilité d'utiliser une connexion Wi-Fi et de lire à distance et en temps réel les messages échangés entre eux.

À ces deux nœuds s'ajoute un troisième optionnel nommé « ClientNode » et permettant de superviser en direct le fonctionnement de la plateforme depuis un autre PC connecté à celui de Asarome II via Wi-Fi.

Un nœud additionnel `GlobalPlanningNode` peut être implémenté pour effectuer la planification globale en amont des essais et/ou pour actualiser la liste de points de passage périodiquement à chaque nouvelle prévision météo. Cette liste pourra être transmise au `HighLevelNode` via UDP.

Logiciel microcontrôleur Le logiciel microcontrôleur a été implémenté en C. Le microcontrôleur peut recevoir les consignes de voile et safran de deux sources distinctes :

- de l'ordinateur via une communication USB (consignes calculées pour effectuer un suivi de direction),
- de la télécommande via des signaux PWM (commande manuelle du voilier).

La télécommande envoie un signal permettant de choisir entre ces deux sources (figure 2.10). Ainsi, un opérateur peut prendre la main sur le voilier et écraser les consignes de l'ordinateur en cas de besoin (voilier trop proche de la côte ou d'autres voiliers, erreur dans le programme de suivi de direction, ...). De plus, la compacité et la simplicité du code du microcontrôleur comparé à celui de l'ordinateur le rendent plus robuste que ce dernier et permettent de commander manuellement le voilier même quand l'ordinateur ou son code est sujet à un dysfonctionnement, augmentant la sécurité du système.

Grâce à la hiérarchie de commande ainsi qu'aux architectures logicielle et matérielle présentées, nous avons réalisé plusieurs essais et vérifié la faisabilité de lois de commande et méthode de réglage qui seront présentés.

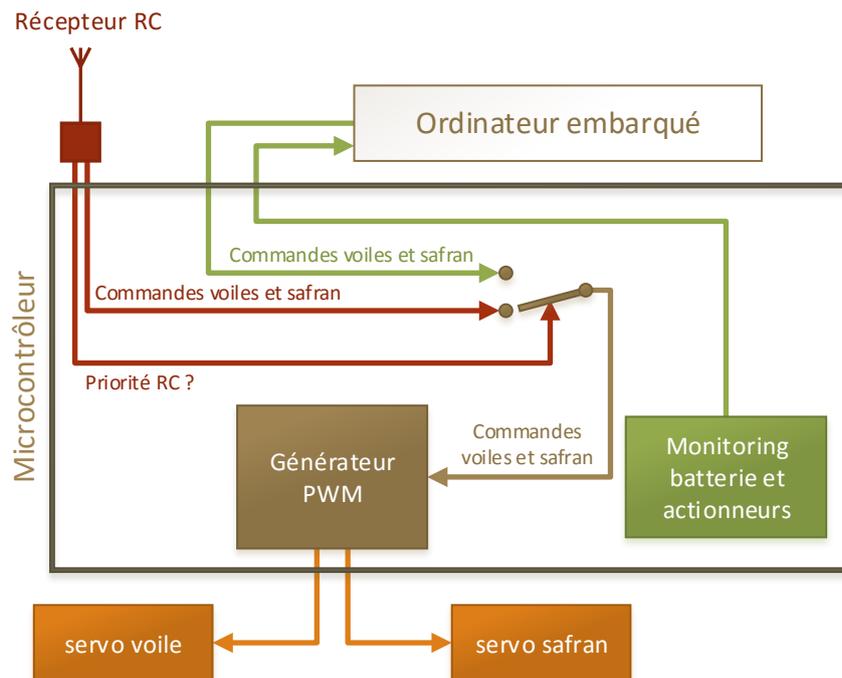


FIGURE 2.10 – Schéma du microcontrôleur

2.3 Discussion

La hiérarchie de commande présentée dans ce chapitre permet de diviser les tâches nécessaires pour rendre le voilier autonome. De plus, ce schéma simplifie et clarifie la structure logicielle à implémenter dans le système embarqué du voilier.

Une des objectifs de ce chapitre était la description du rôle de la planification globale dans l'architecture de commande multi-niveau puis de présenter une fonction de coût pouvant être utilisée durant cette étape.

La fonction de coût développée permet l'utilisation des méthodes de planification globale telles que A^* ou Dijkstra pour planifier la trajectoire d'un voilier. Le chemin obtenu assure un temps de parcours faible. Cette fonction a été testée en simulation en l'intégrant dans l'algorithme de PRM-Dijkstra et a permis d'obtenir un chemin qui minimise le temps de parcours. La fonction proposée à l'avantage de ne pas utiliser explicitement la dynamique du voilier, elle est basée sur la polaire des vitesses. En revanche, elle ne prend pas en compte les effets des courants marins ou des vagues sur la vitesse.

L'étape de planification globale s'appuie sur les prévisions météorologiques pour déterminer des points de passages. Or, typiquement, ces prévisions fournissent l'évolution du vent à intervalle régulier (par exemple toutes les 3 heures) et sur un horizon temporel de plus de 24 heures. Ainsi, afin de prendre en compte l'évolution du vent, il est préférable d'utiliser des graphes dynamiques lors de la planification globale [Chabini, 1998, Nannicini and Liberti, 2008] et non pas des graphes statiques comme dans notre simulation.

De plus, plus ces prévisions sont pour des horizons temporels lointains, plus leurs fiabilités décroissent. Ainsi, il est préférable que la planification globale prennent en compte les incertitudes [Wellman et al., 1995, Blackmore, 2008, Sermanet et al., 2008, ?] afin de déterminer les meilleurs chemins ainsi que l'intervalle temporelle d'arrivée. Cela ouvre la voie à des applications comme l'organisation de rendez-vous ou les échan-

tillonnages spatiaux et temporels contrôlés.

Chapitre 3

Modélisation du voilier

Sommaire

3.1	Décomposition en sous-systèmes	40
3.1.1	Force et couple aérodynamiques sur les voiles	41
3.1.2	Force et couple hydrodynamiques sur le safran	44
3.1.3	Force et couple hydrodynamiques sur la quille	45
3.1.4	Résistance hydrodynamique de la carène (coque)	45
3.1.5	Flottabilité et couple de redressement	47
3.1.6	Masse ajoutée	48
3.2	Modèle de voile semi-actionnée	49
3.2.1	État de l'art	49
3.2.2	Modèles proposés	51
3.2.3	Transfert des efforts	51
3.3	Équations du mouvement	51
3.3.1	Équations du mouvement pour un modèle à 6 degrés de liberté	52
3.3.2	Simplification vers un modèle à 4 DDL	53
3.3.3	Simplification vers un modèle à 3 DDL	55
3.3.4	Simplification possibles dues à la géométrie des appendices	55
3.4	Simulateur et vérification du modèle	57
3.4.1	Paramètres du voilier	57
3.4.2	Tests unitaires	62
3.4.3	Simulateur vs. Asarome II	65
3.5	Discussion	72

Afin de bien comprendre la physique d'un voilier, l'écriture d'un modèle mathématique est incontournable. Ce modèle devra dans un premier temps être le plus complet et refléter les différents phénomènes physiques influant sur le comportement du voilier, ceci afin d'implémenter ce modèle et de créer un simulateur numérique. Ce sera donc un modèle basé sur la dynamique du système et de ces composants. Le simulateur nous permettra de tester les différentes lois de commande et stratégies de contrôle du voilier durant la phase de développement. Par la suite, nous simplifierons ce modèle afin d'obtenir des équations utilisables pour la synthèse de correcteurs.

Le tableau 3.1 regroupe les différents symboles utilisés dans ce chapitre de modélisation.

TABLEAU 3.1 – Notations utilisées pour la modélisation

symbole	définition
x^\top	la transposée de $x \in \mathbb{R}^{m \times n}$
\dot{x}	la dérivée temporelle de $x \in \mathbb{R}^{m \times n}$
\vec{x}	vecteur affine associé à l'espace vectoriel $x \in \mathbb{R}^3$
$\vec{x} \cdot \vec{y}$	le produit scalaire des vecteurs \vec{x} et \vec{y}
$\vec{x} \times \vec{y}$	le produit vectoriel des vecteurs \vec{x} et \vec{y}
$\{e_1, e_2, e_3\}$	vecteurs de base de \mathbb{R}^3
$x_1^{\mathcal{X}}, x_2^{\mathcal{X}}, x_3^{\mathcal{X}}$	composante du vecteur $x^{\mathcal{X}} \in \mathbb{R}^3$
$ \cdot $	norme euclidienne
x_\times	la matrice antisymétrique associée à $x \in \mathbb{R}^3$, i.e. $x_\times y = x \times y, \forall y \in \mathbb{R}^3$
$x^{\mathcal{X}}$	le vecteur des coordonnées de \vec{x} projeté dans le repère \mathcal{X}
$R_{\mathcal{X}}^{\mathcal{Y}}$	la matrice de rotation représentant l'orientation de \mathcal{X} par rapport à \mathcal{Y} . $R_{\mathcal{X}}^{\mathcal{Y}} \in SO(3)$. Pour tout vecteur affine \vec{x} , $x^{\mathcal{Y}} = R_{\mathcal{X}}^{\mathcal{Y}} x^{\mathcal{X}}$
G	centre de masse du voilier (CoM)
G_s, G_r, G_k	centre de pression de la voile, du safran et de la quille
\mathcal{I}	repère inertiel ($\mathcal{I} = \{0; \vec{i}_0, \vec{j}_0, \vec{k}_0\}$)
\mathcal{B}	repère lié au voilier et fixé sur sa coque ($\mathcal{B} = \{G; \vec{i}, \vec{j}, \vec{k}\}$)
\mathcal{S}	repère lié à la voile ($\mathcal{S} = \{G_s; \vec{i}_s, \vec{j}_s, \vec{k}_s\}$)
\mathcal{R}	repère lié au safran $\mathcal{R} = \{G_r; \vec{i}_r, \vec{j}_r, \vec{k}_r\}$, où $\vec{k} \equiv \vec{k}_s \equiv \vec{k}_r$
m_0, J_0	la masse et la matrice d'inertie du voilier. $m_0 \in \mathbb{R}$ et $J_0 \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$
$\vec{x}, \vec{x}_s, \vec{x}_r$	position de G, G_s et G_r
$\vec{\omega}$	vitesse angulaire du repère lié au voilier
\vec{v}	vitesse linéaire de G
$\vec{v}_s, \vec{v}_r, \vec{v}_k$	vitesse linéaires de G_s, G_r et G_k
\vec{v}_w	vecteur du vent réel (le vent perçu par un observateur externe)
\vec{v}_c	vecteur du courant marin réel
$\vec{v}_{as}, \vec{v}_{ar}, \vec{v}_{ak}$	vitesse apparente de la voile, du safran et de la quille
x, R, ω, v	notation abrégée pour $x^{\mathcal{I}}, R_{\mathcal{B}}^{\mathcal{I}}, \omega^{\mathcal{B}}, v^{\mathcal{B}}$
$\nu := [v, \omega]^\top$	
δ_s, δ_r	angles de la voile et du safran
$\alpha_s, \alpha_r, \alpha_k$	l'angle d'attaque sur la voile, le safran et la quille
S_s, S_r, S_k	surface de la voile, de la quille et du safran
$\rho_{\text{air}}, \rho_{\text{water}}$	respectivement la densité de l'air et de l'eau
$C_s^L(\cdot), C_s^D(\cdot)$	respectivement les coefficients de portance/trainée de la voile
$C_r^L(\cdot), C_r^D(\cdot)$	respectivement les coefficients de portance/trainée de du safran
$C_k^L(\cdot), C_k^D(\cdot)$	respectivement les coefficients de portance/trainée de la quille.
$R_z(\psi)$	matrice de rotation d'angle ψ autour de \vec{z}
$R_y(\theta)$	matrice de rotation d'angle θ autour de \vec{y}
$R_x(\phi)$	matrice de rotation d'angle ϕ autour de \vec{x}

3.1 Décomposition en sous-systèmes

Le voilier peut être vu comme un ensemble de sous-systèmes où chaque composant interagit avec son environnement (figure 3.1). Cette décomposition permet de simplifier la démarche de modélisation mais suppose certaines considérations comme l'absence d'interaction hydro-aérodynamique entre quille, safran et coque ou aérodynamique entre les voiles.

Le voilier est décomposé en quatre sous-systèmes rigides : les voiles, le safran, la coque et la quille.

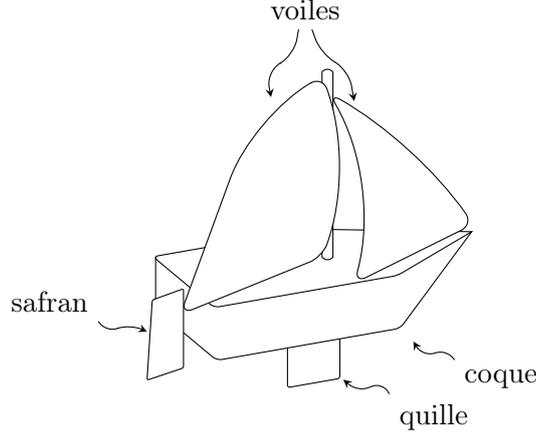


FIGURE 3.1 – Sous-systèmes du voilier

3.1.1 Force et couple aérodynamiques sur les voiles

Les voiles sont les organes de propulsion du voilier transformant l'énergie éolienne en force de propulsion. L'interaction entre un corps supposé rigide (la voile) et un fluide environnant est régie par les équations de Navier–Stokes, équations différentielles n'ayant pas de solution analytique. Une modélisation exacte de la voile nécessiterait donc l'utilisation de méthodes à base d'éléments finis pour obtenir une solution numérique [Fossati and Drayton, 2010]. Une solution alternative est d'assimiler chaque voile à une aile rigide en mouvement dans une masse d'air et d'utiliser les équations déterminants les efforts générés sur cette aile. C'est cette méthode qui sera développée par la suite.

Les étapes suivantes négligeront les interactions aérodynamiques entre les voiles et la coque. Nous développerons l'expression des efforts (force et couple) pour la grand-voile, sachant que l'expressions des efforts sur d'autres voiles (par exemple le foc) est similaire.

Le voile étant représentée par une aile évoluant dans la masse d'air environnante, la première étape est de définir la vitesse de la voile par rapport à cette masse d'air. C'est ce que l'on nomme la vitesse apparente. L'angle entre la voile et cette vitesse apparente définit l'angle d'attaque dont dépend les efforts générés par le vent.

Soit la vitesse apparente de la voile \vec{v}_{as} définie comme la différence entre la vitesse \vec{v}_s du centre de pression de la voile G_s et la vitesse du vent \vec{v}_w i.e. $\vec{v}_{as} := \vec{v}_s - \vec{v}_w$.

L'expression de \vec{v}_s est obtenue en dérivant le vecteur position G_s (voir la figure 3.2). Sachant que $\overrightarrow{GG_s} = r_s \vec{v} - l_s \vec{v}_s + h_s \vec{k}_s$ et que $\vec{x}_s = \vec{x} + \overrightarrow{GG_s}$, la position du centre de masse exprimée dans le repère inertiel s'écrit sous la forme suivante :

$$\vec{x}_s^I = \vec{x}^B + R_B^I(r_s \vec{e}_1 + h_s \vec{e}_3 - l_s R_S^B \vec{e}_1)$$

Le vecteur vitesse de la voile dans le repère bateau devient :

$$\begin{aligned} R_B^I v_s^B &= R_B^I v + R_B^I \omega \times (r_s \vec{e}_1 + h_s \vec{e}_3 - l_s R_S^B \vec{e}_1) - l_s \dot{\delta}_s R_B^I R_S^B \vec{e}_3 \times \vec{e}_1 \\ \Rightarrow v_s^B &= v + \omega \times (r_s \vec{e}_1 + h_s \vec{e}_3 - l_s R_S^B \vec{e}_1) - l_s \dot{\delta}_s R_S^B \vec{e}_2 \end{aligned}$$

ou, sous forme vectorielle :

$$\vec{v}_s = \vec{v} + \vec{\omega} \times \overrightarrow{GG_s} - l_s \dot{\delta}_s \vec{j}_s$$

La vitesse apparente de la voile par rapport à l'air peut donc être écrite sous la forme suivante :

$$\vec{v}_{as} = \vec{v} - \vec{v}_w + \vec{\omega} \times \overrightarrow{GG_s} - l_s \dot{\delta}_s \vec{j}_s$$

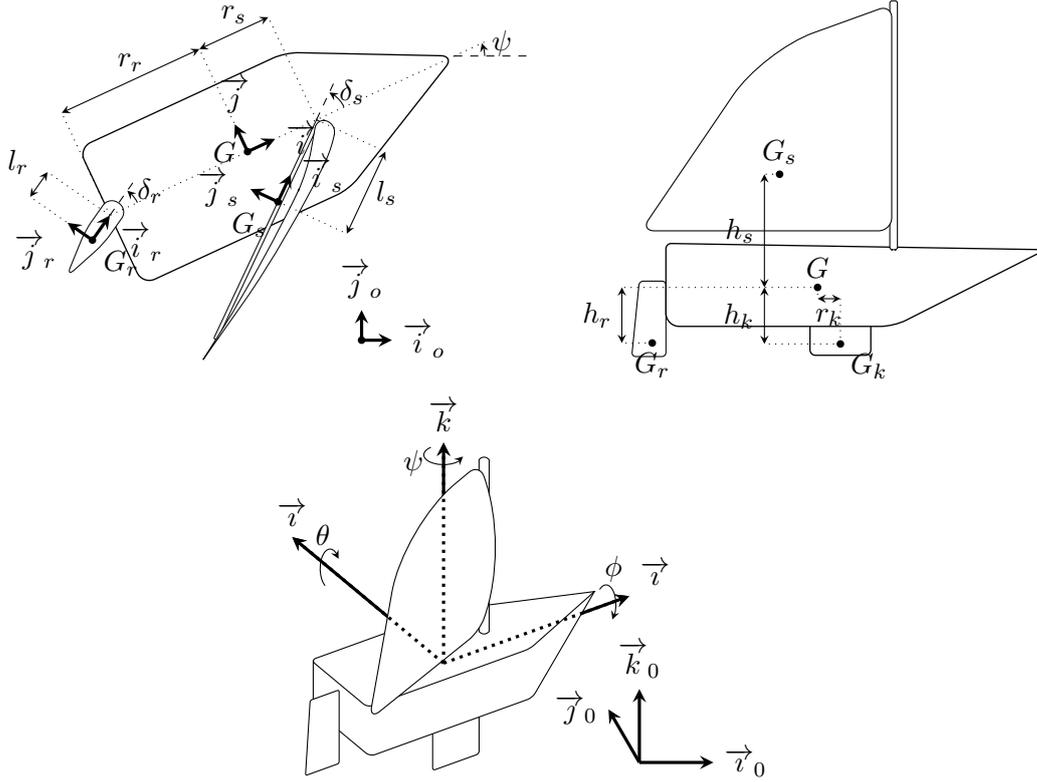


FIGURE 3.2 – Repères et paramètres géométriques du voilier

L'angle d'attaque α_s est défini comme étant l'angle entre le vecteur vitesse apparente de la voile \vec{v}_{as} et la projection orthogonale de \vec{v}_{as} sur le plan de la voile ou "zero lift line" (quand \vec{v}_{as} est parallèle à cette dernière, aucun effort de portance n'est généré). L'angle d'attaque est donc calculé comme suit :

$$\alpha_s := \text{atan} \left(\frac{-\vec{v}_{as} \cdot \vec{j}_s}{\sqrt{(\vec{v}_{as} \cdot \vec{i}_s)^2 + (\vec{v}_{as} \cdot \vec{k}_s)^2}} \right) = \text{atan} \left(\frac{-v_{as,2}^S}{\sqrt{(v_{as,1}^S)^2 + (v_{as,3}^S)^2}} \right) \quad (3.1)$$

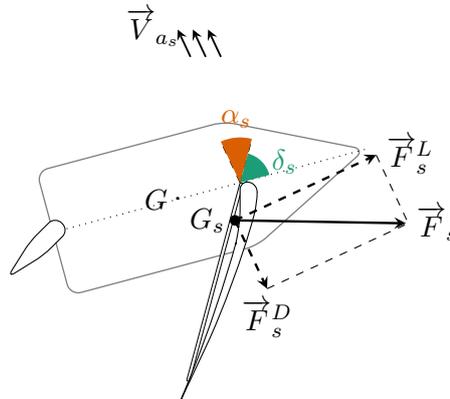


FIGURE 3.3 – Vitesse apparente, angle d'attaque et efforts de portance et de traînée

La force aérodynamique \vec{F}_s qui s'exerce au centre de pression G_s de la voile et générée par l'interaction entre le vent et la voile est formée de deux composantes : une force de portance \vec{F}_s^L (lift force) perpendiculaire à la vitesse apparente et une force de traînée \vec{F}_s^D (drag force) parallèle à cette dernière [Marchaj, 2002]. Ces deux com-

posantes dépendent de paramètres environnementaux (densité de l'air ρ_{air} , vitesse du vent \vec{v}), de la configuration de la voile (surface de voilure S_s , angle de la voile δ_s) et de la vitesse du voilier \vec{v} . Ces efforts dépendent aussi du type de voile utilisée, caractérisée par les coefficients C_s^L pour la portance et C_s^D pour la traînée [Marchaj, 2002]. L'amplitude de ces efforts est définie comme suit :

$$\begin{aligned} |\vec{F}_s^D| &= \frac{1}{2} \rho_{\text{air}} S_s C_s^D(\alpha_s) |\vec{v}_{as}|^2 \\ |\vec{F}_s^L| &= \frac{1}{2} \rho_{\text{air}} S_s C_s^L(\alpha_s) |\vec{v}_{as}|^2 \end{aligned}$$

Les valeurs de C_s^L et C_s^D peuvent être obtenus expérimentalement en soufflerie/bassin ou en simulation via des méthodes d'éléments finis [Ketcham et al., 2003, Sarraf et al., 2010, Karim et al., 2014].

La portance est perpendiculaire à la vitesse apparente \vec{v}_{as} et sa direction dépend de \vec{v}_{as} et de l'angle d'attaque α_s . Elle est donc caractérisée par le vecteur unitaire [Pucci et al., 2015] \vec{e}_s^L (voir figure 3.4) :

$$\begin{aligned} \vec{F}_s^D &= -\frac{1}{2} \rho_{\text{air}} S_s C_s^D(\alpha_s) |\vec{v}_{as}| \vec{v}_{as} \\ \vec{F}_s^L &= +\frac{1}{2} \rho_{\text{air}} S_s C_s^L(\alpha_s) |\vec{v}_{as}|^2 \vec{e}_s^L \end{aligned}$$

avec $\vec{e}_s^L := \sin \alpha_s \vec{\beta}_s + \cos \alpha_s \vec{j}_s$, où $\vec{\beta}_s$ est le vecteur unitaire colinéaire au vecteur $\vec{v}_{as,1,3} := (\vec{v}_{as} \cdot \vec{i}_s) \vec{i}_s + (\vec{v}_{as} \cdot \vec{k}_s) \vec{k}_s$.

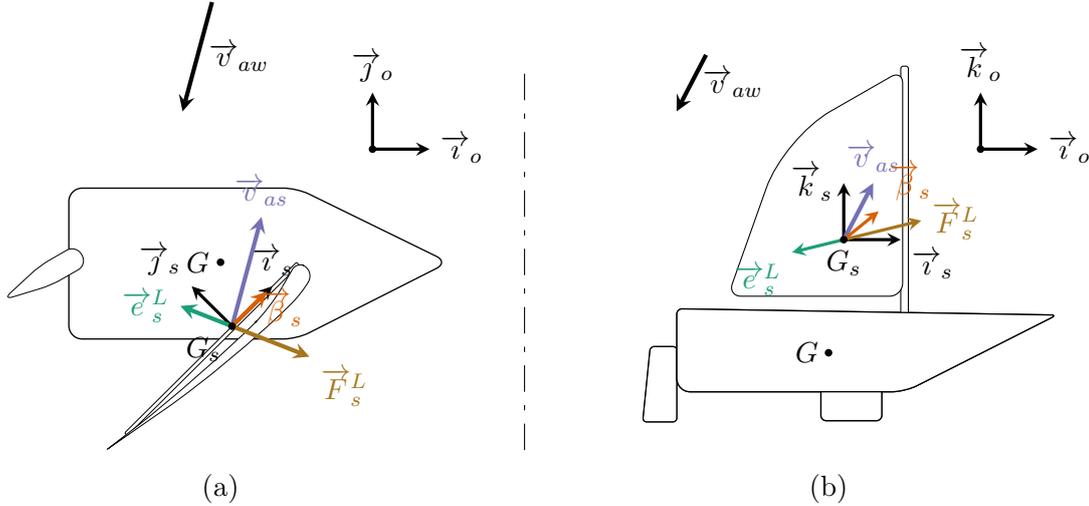


FIGURE 3.4 – Vecteurs $\vec{\beta}_s$ et \vec{e}_s^L pour un vent apparent $\vec{v}_{aw}^T = [-0, 52; -1, 3; -1]$. La figure (a) représente les vecteurs dans le plan défini par \vec{i}_0 et \vec{j}_0 tandis que la figure (b) les représente dans le plan défini par \vec{i}_0 et \vec{k}_0 .

La vitesse apparente \vec{v}_{as} peut être réécrite sous la forme $\vec{v}_{as} = |\vec{v}_{as}|(\cos \alpha_s \vec{\beta}_s - \sin \alpha_s \vec{j}_s)$, on en déduit que :

$$|\vec{v}_{as}| \vec{e}_s^L = \tan \alpha_s \vec{v}_{as} + |\vec{v}_{as}| (\cos \alpha_s)^{-1} \vec{j}_s$$

Les forces aérodynamiques de portance et traînée peuvent donc être exprimées comme suivant [Pucci et al., 2015] :

$$\begin{cases} \vec{F}_s^D = -\lambda_s C_s^D(\alpha_s) |\vec{v}_{as}| \vec{v}_{as} \\ \vec{F}_s^L = +\lambda_s C_s^L(\alpha_s) |\vec{v}_{as}| \left(\tan \alpha_s \vec{v}_{as} + \frac{|\vec{v}_{as}|}{\cos \alpha_s} \vec{j}_s \right) \end{cases}$$

avec $\lambda_s := \frac{1}{2}\rho_{\text{air}}S_s$, $C_s^L(\alpha_s)$ le coefficient de portance et $C_s^D(\alpha_s) > 0$ le coefficient de traînée. La force aérodynamique résultante est la somme de la portance et de la traînée :

$$\begin{aligned}\vec{F}_s &:= \vec{F}_s^D + \vec{F}_s^L \\ &= -\lambda_s (C_s^D(\alpha_s) - C_s^L(\alpha_s) \tan \alpha_s) |\vec{v}_{as}| \vec{v}_{as} + \lambda_s \frac{C_s^L(\alpha_s)}{\cos \alpha_s} |\vec{v}_{as}|^2 \vec{j}_s\end{aligned}\quad (3.2)$$

La force aérodynamique \vec{F}_s peut être ré-exprimée comme étant la somme de deux forces : une normale au plan de la voile (parallèle à \vec{j}_s) et une tangentielle à la voile (parallèle à \vec{v}_s). Ces deux forces dépendent de nouveaux coefficients $C_s^N(\alpha_s)$ et $C_s^T(\alpha_s)$ qui se déduisent des coefficients de portance et de traînée :

$$\begin{aligned}C_s^T &:= C_s^L(\alpha_s) \sin(\alpha_s) - C_s^D(\alpha_s) \cos(\alpha_s) \\ C_s^N &:= C_s^L(\alpha_s) \cos(\alpha_s) + C_s^D(\alpha_s) \sin(\alpha_s)\end{aligned}$$

Les efforts normal \vec{F}_s^N et tangential \vec{F}_s^T ont donc l'expression suivante :

$$\vec{F}_s = \vec{F}_s^T + \vec{F}_s^N \quad : \quad \begin{cases} \vec{F}_s^T = \lambda_s C_s^T(\alpha_s) |\vec{v}_{as}|^2 \vec{\beta}_s \\ \vec{F}_s^N = \lambda_s C_s^N(\alpha_s) |\vec{v}_{as}|^2 \vec{j}_s \end{cases}\quad (3.3)$$

Le centre de pression de la voile étant différent du centre de rotation du système, un couple aérodynamique résulte de la force \vec{F}_s . Ce couple a pour expression :

$$\vec{\tau}_s = \overrightarrow{GG_s} \times \vec{F}_s\quad (3.4)$$

3.1.2 Force et couple hydrodynamiques sur le safran

Les forces hydrodynamiques sur le safran sont de même nature que celles aérodynamiques sur la voile, ce qui nous permet d'utiliser la même méthode de déduction pour obtenir les expressions des forces hydrodynamiques. La vitesse \vec{v}_r du centre de masse du safran G_r s'écrit sous la forme $\vec{v}_r = \vec{v} + \vec{\omega} \times \overrightarrow{GG_r} - l_r \dot{\delta}_r \vec{j}_r$, avec $\overrightarrow{GG_r} = -r_r \vec{v} - l_r \vec{v}_r - h_r \vec{k}$ (voir figure 3.2). La vitesse apparente du safran par rapport au fluide est donc définie par l'équation suivante avec \vec{v}_c la vitesse du courant :

$$\begin{aligned}\vec{v}_{ar} &:= \vec{v}_r - \vec{v}_c \\ &= \vec{v} - \vec{v}_c + \vec{\omega} \times \overrightarrow{GG_r} - l_r \dot{\delta}_r \vec{j}_r\end{aligned}\quad (3.5)$$

La force hydrodynamique sur le safran devient :

$$\vec{F}_r = -\lambda_r (C_r^D(\alpha_r) - C_r^L(\alpha_r) \tan \alpha_r) |\vec{v}_{ar}| \vec{v}_{ar} + \lambda_r \frac{C_r^L(\alpha_r)}{\cos \alpha_r} |\vec{v}_{ar}|^2 \vec{j}_r\quad (3.6)$$

avec $\lambda_r = \frac{1}{2}\rho_{\text{water}}S_r$, $C_r^L(\alpha_r)$ le coefficient de portance, $C_r^D(\alpha_r) > 0$ le coefficient de traînée et α_r l'angle d'attaque du safran défini comme :

$$\alpha_r := \text{atan} \left(\frac{-v_{ar,2}^{\mathcal{R}}}{\sqrt{(v_{ar,1}^{\mathcal{R}})^2 + (v_{ar,3}^{\mathcal{R}})^2}} \right)$$

Le couple résultant sur le safran est le résultat du produit vectoriel entre la distance $\overrightarrow{GG_r}$ et la force \vec{F}_r :

$$\vec{\tau}_r = \overrightarrow{GG_r} \times \vec{F}_r\quad (3.7)$$

3.1.3 Force et couple hydrodynamiques sur la quille

Les forces hydrodynamiques sur la quille sont elles aussi de même nature que les forces sur le safran ou la voile. Comme la quille est attachée à la coque du navire et que son axe x coïncide avec celui du voilier, l'expression de la vitesse apparente de la quille devient :

$$\vec{v}_{ak} = \vec{v} - \vec{v}_c + \vec{\omega} \times \overrightarrow{GG'_k}$$

avec $\overrightarrow{GG'_k} = -h_k \vec{k}$ (voir figure 3.2). L'angle d'attaque de la quille est :

$$\alpha_k := \text{atan} \left(\frac{-v_{ak,2}^{\mathcal{B}}}{\sqrt{(v_{ak,1}^{\mathcal{B}})^2 + (v_{ak,3}^{\mathcal{B}})^2}} \right)$$

Quant à la force hydrodynamique, son expression est donnée par :

$$\vec{F}_k = -\lambda_k (C_k^D(\alpha_k) - C_k^L(\alpha_k) \tan \alpha_k) |\vec{v}_{ak}| \vec{v}_{ak} + \lambda_k \frac{C_k^L(\alpha_k)}{\cos \alpha_k} |\vec{v}_{ak}|^2 \vec{j} \quad (3.8)$$

avec $\lambda_k = \frac{1}{2} \rho_{\text{water}} S_k$.

Le couple résultant à la forme suivante :

$$\vec{\tau}_k = \overrightarrow{GG'_r} \times \vec{F}_k \quad (3.9)$$

3.1.4 Résistance hydrodynamique de la carène (coque)

Plusieurs phénomènes freinent l'avance du voilier et limitent sa vitesse. Ces amortissements ont pour sources la résistance de friction sur les surfaces immergées, la résistance due aux vagues et celles dues aux tourbillons générés par la coque. Ces différents effets créent des amortissements non linéaires \vec{F}_d et un couple résistif $\vec{\tau}_d$ [Fossen, 2011, p. 122].

Résistance longitudinale

Vu l'importance de l'amortissement longitudinal sur la vitesse et la position du voilier, elle a été modélisée avec un modèle comportemental représentant une force de friction R_f et une autre appelée "*residuary resistance*" R_{rh} principalement liée à la formation de la vague d'étrave par la coque [Keuning and Sonnenberg, 2008] :

$$|\vec{F}_d \vec{v}| = R_f + R_{rh}$$

La force de friction est fonction d'un coefficient de friction C_f , de la surface immergée S_{im} , de la vitesse longitudinale apparente du voilier \vec{v}_a (la vitesse relative du voilier par rapport à la masse d'eau environnante : $\vec{v}_a = \vec{v} - \vec{v}_c$) ainsi que de la densité de l'eau. Soit $V = v_a^\top e_1$, la formule de R_f devient :

$$R_f = \frac{1}{2} \rho_{\text{water}} V^2 S_{\text{im}} C_f$$

Le coefficient de friction dépend du nombre de Reynolds $Rn = \frac{0,7|V|Lwl}{\nu}$ où Lwl est la longueur de la ligne de flottaison et ν la viscosité cinématique de l'eau. Il peut être approximé par [Keuning and Sonnenberg, 2008] :

$$C_f = \frac{0,075}{(\log(Rn) - 2)^2}$$

La force liée à la vague d'étrave R_{rh} est fonction de paramètres géométriques, du type de coque, du volume d'eau déplacé et de la vitesse du voilier :

$$\begin{aligned} \frac{R_{rh}}{\nabla \rho_{\text{water}} g} = & a_0 + \left(a_1 + \frac{LCB_{fpp}}{Lwl} + a_2 C_p + a_3 \frac{\nabla^{\frac{1}{2}}}{A_w} + a_4 \frac{Bul}{Lwl} \right) \frac{\nabla^{\frac{1}{3}}}{Lwl} \\ & + \left(a_5 \frac{\nabla^{\frac{2}{3}}}{S_{im}} + a_6 \frac{LCB_{fpp}}{LCF_{fpp}} + a_7 \left(\frac{LCB_{fpp}}{Lwl} \right)^2 + a_8 C_p^2 \right) \frac{\nabla^{\frac{1}{3}}}{Lwl} \end{aligned} \quad (3.10)$$

avec :

- ∇ : le volume d'eau déplacé
- a_i : des coefficients adimensionnels dépendants du nombre de Froude $Fn \approx |\vec{v}| / \sqrt{gLwl}$ ainsi que de la forme de la coque,
- C_p : coefficient prismatique,
- A_w : intersection de la coque avec le plan d'eau à vitesse nulle,
- Bul : largeur de la ligne de flottaison,
- LCB_{fpp} : distance longitudinale entre l'avant du voilier et le centroïde de la partie immergée de la coque,
- LCF_{fpp} : distance longitudinale entre l'avant du voilier et le centre de l'intersection de la coque avec le plan d'eau.

Pour un voilier de petite taille ($Lwl=1,2m$) et à faible vitesse ($|\vec{v}| < 0,8$), la valeur de R_f est plus importante que celle de R_{rh} et freine légèrement le voilier (figure 3.5). En revanche, à mesure que la vitesse augmente, R_{rh} prend soudainement une valeur importante largement plus grande que celle de R_f , limitant la vitesse maximale pouvant être atteinte par le voilier.

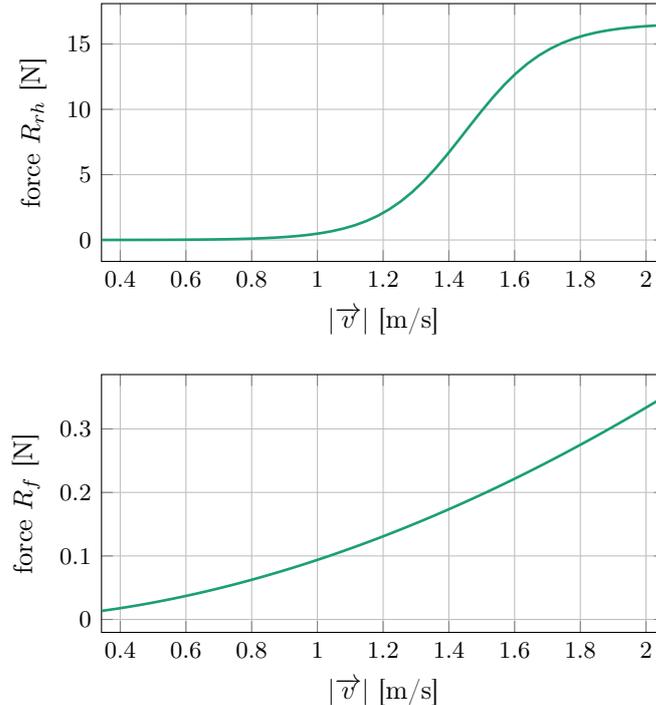


FIGURE 3.5 – Évolution des efforts longitudinaux R_f et R_{rh} en fonction de la vitesse

Autres résistances

Les autres composantes de la force \vec{F}_d ont une influence moindre sur la dynamique du voilier que la composante longitudinale. Elles seront donc modélisées par des polynômes fonctions des vitesses linéaires. L'expression de \vec{F}_d devient :

$$\begin{aligned}\vec{F}_d = & - \frac{\vec{v}_a \cdot \vec{v}}{|\vec{v}_a \cdot \vec{v}|} (R_f + R_{rh}) \vec{v} \\ & - c_1^j (\vec{v}_a \cdot \vec{j})^2 \vec{j} - c_2^j (\vec{v}_a \cdot \vec{j}) \vec{j} \\ & - c_1^k (\vec{v}_a \cdot \vec{k})^2 \vec{k} - c_2^k (\vec{v}_a \cdot \vec{k}) \vec{k}\end{aligned}$$

où $\vec{v}_a := \vec{v} - \vec{v}_c$ représente la vitesse apparente de la coque par rapport à l'eau.

Le couple hydrodynamique $\vec{\tau}_d$ sera modélisé par des polynômes fonctions des vitesses angulaires :

$$\begin{aligned}\vec{\tau}_d = & -c_3^l |\omega_1| \omega_1 \vec{i} - c_4^l \omega_1 \vec{i} - c_3^j |\omega_2| \omega_2 \vec{j} - c_4^j \omega_2 \vec{j} - c_3^k |\omega_3| \omega_3 \vec{k} - c_4^k \omega_3 \vec{k} \\ = & -(c_3^l |\omega_1| + c_4^l) \omega_1 \vec{i} - (c_3^j |\omega_2| + c_4^j) \omega_2 \vec{j} - (c_3^k |\omega_3| + c_4^k) \omega_3 \vec{k}\end{aligned}$$

3.1.5 Flottabilité et couple de redressement

L'effort sur la voile \vec{F}_s tend à faire gîter le voilier (à augmenter son angle ϕ autour de l'axe \vec{i}). Ce qui l'empêche de chavirer est le couple τ_{rest} généré par les efforts de gravité \vec{F}_G et de flottabilité \vec{F}_B lié à la poussée d'Archimède et qui tend à redresser le voilier. Ces deux efforts sont colinéaires mais de sens opposés, leur couple étant proportionnel à la distance entre le centre de gravité CoG et le centre de flottabilité CoB .

La force de rappel est la somme de celle de gravité et de celle de la poussée d'Archimède [Fossen, 1994] :

$$\vec{F}_{res.} = \vec{F}_G + \vec{F}_B = -mg \vec{k}_0 + \rho_{water} g \nabla \vec{k}_0$$

où ∇ est le volume d'eau déplacé par la partie submergée de la coque.

Pour calculer ∇ , on peut utiliser l'expression :

$$\nabla = \frac{m}{\rho_{water}} + \delta \nabla$$

où $\delta \nabla$ est la variation du volume de la partie immergée. Pour de faibles variations de la gîte ϕ et de la distance z selon \vec{k}_0 , la surface A_z à la ligne de flottaison (surface de l'intersection de la coque avec le plan d'eau) peut être considérée constante et la variation de ∇ est :

$$\delta \nabla = A_z z$$

Quand le voilier se déplace selon l'axe \vec{k}_0 , la force de flottabilité varie et la force de rappel qui en résulte s'oppose à ce déplacement. Ainsi, la force de rappel assure l'équilibre du voilier selon l'axe \vec{k}_0 .

Le couple de redressement peut être découpé selon \vec{i} et \vec{j} [Fossen, 1994]. Pour calculer les deux composantes, nous devons définir le point métacentrique M_t comme étant le centre de rotation du voilier autour de \vec{x} et le point métacentrique M_l comme étant le centre de rotation autour de \vec{y} . Soit G , le centre de gravité du voilier, B le centre de flottabilité pour $\phi = 0$ et B_1 le centre de flottabilité pour $\phi \neq 0$. En

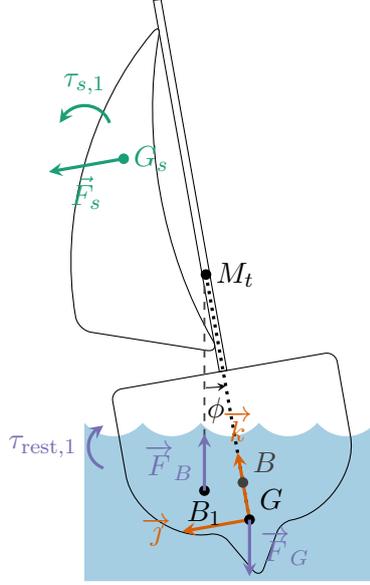


FIGURE 3.6 – Efforts de rappel

faisant l'approximation $\vec{k}_0 \times \overline{M_t B_1} \approx \vec{0}$ et en considérant la hauteur métacentrique transversale $\overline{GM_t} \approx GM_t \vec{k}$, l'expression du couple de redressement autour de \vec{v}_i est :

$$\vec{\tau}_{B_t} = \vec{F}_B \times \overline{GB_1} = \vec{F}_B \times (\overline{GM_t} + \overline{M_t B_1}) \approx \vec{F}_B \times \overline{GM_t}$$

Son expression dans le repère du voilier est :

$$\tau_{B_t} = -\rho_{\text{water}} g \nabla GM_t \sin \phi e_1$$

Par analogie, l'expression du couple de redressement autour de \vec{j} dans le repère du voilier est :

$$\tau_{B_l} = -\rho_{\text{water}} g \nabla GM_l \sin \theta e_2$$

Le couple de redressement total dans le repère du voilier devient :

$$\begin{aligned} \tau_{\text{rest.}} &= \tau_{B_t} + \tau_{B_l} \\ &= -\rho_{\text{water}} g \nabla \begin{bmatrix} GM_t \sin \phi \\ GM_l \sin \theta \\ 0 \end{bmatrix} \end{aligned}$$

Ce couple de redressement assure l'équilibre en rotation du voilier autour de \vec{v}_i et \vec{j} . Ainsi, quand l'angle de gîte (ou de tangage) augmente, sous l'effet par exemple des efforts aérodynamiques sur la voile, la distance entre \vec{F}_G et \vec{F}_B s'accroît, ce qui augmente la valeur du couple de redressement qui s'oppose au mouvement de gîte (ou de tangage).

3.1.6 Masse ajoutée

En se déplaçant, le voilier transmet de l'énergie aux particules d'eau environnantes et les déplace. Ce phénomène peut être modélisé comme un effort résultant d'une masse ajoutée $M_A \in \mathbb{R}^{6 \times 6}$ [Fossen, 1994].

L'expression de la masse ajoutée dépend des efforts sur le système et de son accélération. Différentes méthodes sont possible pour la calculer [Salvesen et al., 1970, Hem Lata and Thiagarajan, 2007].

La valeur de la masse ajoutée dépend de paramètres géométriques et est fonction de la fréquence d'oscillation de l'eau environnante. Elle peut être considérée comme constante dans le cas d'un plan d'eau plat. De plus, en négligeant les effet de couplage entre les différents mouvements, les éléments non diagonaux de la matrice de masse ajoutée deviennent négligeables [Fossen, 2011] :

$$M_A = \text{diag}([M_{11}, M_{22}, M_{33}, M_{44}, M_{55}, M_{66}])$$

3.2 Modèle de voile semi-actionnée

Sur la plupart des voiliers, la voile n'est pas reliée directement à un actionneur mais est semi-actionnée via un mécanisme d'écoute (figure 3.7) : en changeant la longueur de l'écoute, on change le débattement maximale de la voile. La position réelle de la voile dépendra de la longueur de l'écoute et de l'angle du vent apparent \vec{v}_{as} . Avec ce mécanisme, l'angle de voile de référence $\delta_{s_{ref}}$ ne peut être signé ($\delta_{s_{ref}} \geq 0$).

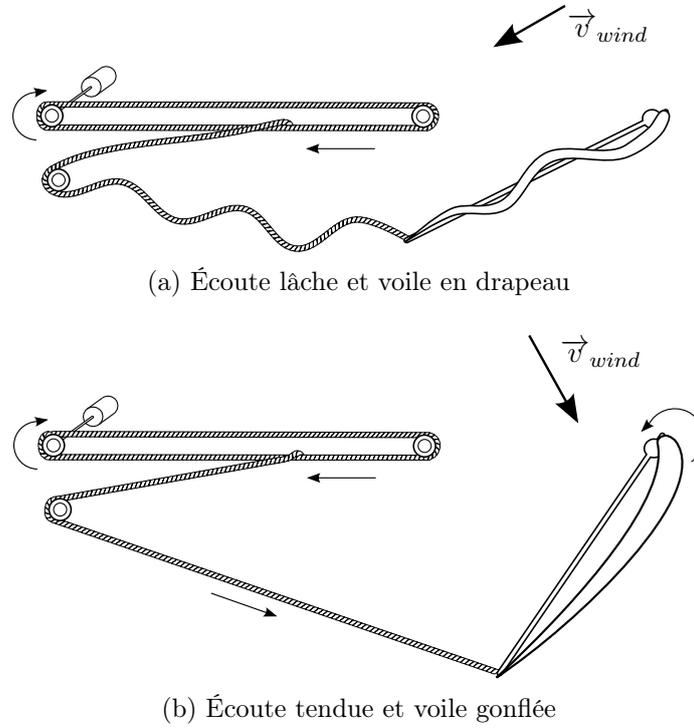


FIGURE 3.7 – Mécanisme d'écoute pour l'actionnement de voile

3.2.1 État de l'art

Une méthode de modélisation du comportement de la voile est proposée dans [Jaulin et al., 2012] et est basée sur l'observation de l'écoute dont la longueur l_σ dépend de l'angle de voile de référence $\delta_{s_{ref}}$: $l_\sigma = f(\delta_{s_{ref}})$. Pour vérifier si l'écoute est tendue, un indicateur σ_J dépendant de $\delta_{s_{ref}}$ est défini :

$$\sigma_J = \cos(\angle v_{aw}^B) + \cos \delta_{s_{ref}} \quad : \quad \vec{v}_{aw} = -\vec{v}_{as} \approx \vec{v}_w - \vec{v}$$

$$\begin{cases} \sigma_J < 0 & : \text{écoute lâche et voile en drapeau si } |\delta_{s_{new}}| = \delta_{s_{ref}} \\ \sigma_J > 0 & : \text{écoute tendue et voile gonflé si } |\delta_{s_{new}}| = \delta_{s_{ref}} \end{cases}$$

Selon ce modèle, quand l'écoute est tendue, la voile converge vers l'angle de référence et quand l'écoute est lâche, la voile suit le vent :

$$\delta_s = \begin{cases} \pi + \angle v_{aw}^B & \text{si } \sigma_J < 0 \\ \text{sign} [\sin(-\angle v_{aw}^B)] \delta_{s_{\text{ref}}} & \text{si } \sigma_J > 0 \end{cases}$$

La limitation de cette méthode est que le calcul de σ_J n'est valide que pour $\delta_s \in [-\pi/2; \pi/2]$ et $\delta_{s_{\text{ref}}} \in [0; \pi/2]$ et qu'elle ne prends pas en compte la valeur courante de δ_s (on considère toujours que l'angle initiale de la voile est $\delta_s = 0^\circ$). En d'autres termes, cette méthode considère que la voile ne dépasse pas les $\pm 90^\circ$ et qu'elle converge toujours vers le demi cercle le plus favorable et offrant le plus de libertés de commande.

Les exemples suivant montre deux cas où ces limitations se manifestent :

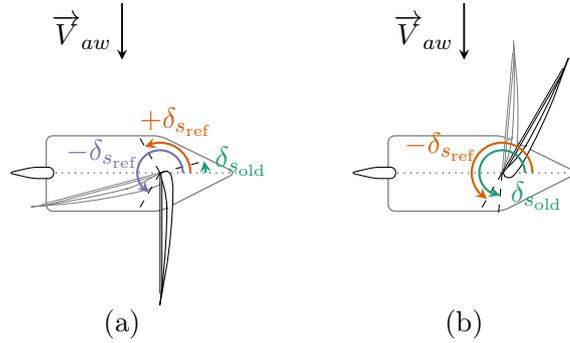


FIGURE 3.8 – Évolution de la voile en fonction du vent, de $\delta_{s_{\text{ref}}}$ et de $\delta_{s_{\text{old}}}$. a) la voile devient lâche et suit le vent, b) la voile reste gonflée et converge vers -120°

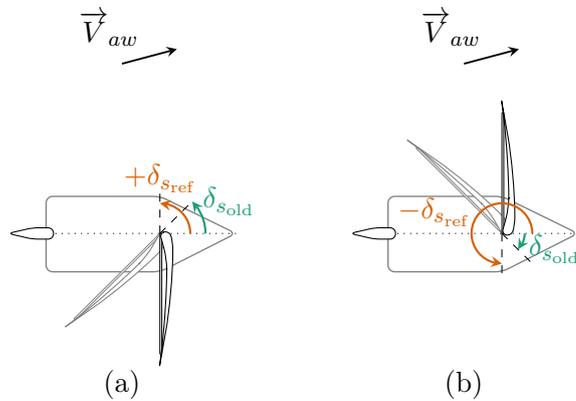


FIGURE 3.9 – Évolution de la voile en fonction du vent, de $\delta_{s_{\text{ref}}}$ et de $\delta_{s_{\text{old}}}$. a) la voile reste gonflée et converge vers $+90^\circ$, b) la voile reste gonflée et converge vers -90°

- Soit l'angle de vent $\angle v_{aw}^B = -90^\circ$, l'angle de référence de la voile $\delta_{s_{\text{ref}}} = 120$ (figure 3.8). L'indice d'écoute aura une valeur négative $\sigma_J < 0$ traduisant une écoute lâche et une voile suivant le vent. Or, en pratique, cela n'est le cas que si la valeur précédente de l'angle de voile $\delta_{s_{\text{old}}} > -90^\circ$ (par exemple $\delta_{s_{\text{old}}} = +10^\circ$ comme en figure 3.8.a). Dans le cas contraire (par exemple $\delta_{s_{\text{old}}} = -100^\circ$ comme en figure 3.8.b), l'écoute reste tendue, la voile est bien gonflée et tend vers $\delta_s \rightarrow -120^\circ$
- Soit l'angle de référence $\delta_{s_{\text{ref}}} = 90^\circ$, l'angle du vent apparent $\angle v_{aw}^B = 15^\circ$ et la précédente valeur de l'angle de voile $\delta_{s_{\text{old}}} = +45^\circ$ (figure 3.9.a). En pratique, l'angle de voile va converger vers $\delta_s \rightarrow +90^\circ$. Or, d'après le calcul de σ_J , on obtient $\delta_{s_{\text{new}}} = -90^\circ$.

Ces limitations n'ont d'importance que si l'on souhaite étudier un correcteur de voile ou le comportement du voilier dans des situations de virement de bord et de changement de cap.

3.2.2 Modèles proposés

Pour déterminer si l'écoute est lâche ou tendue, on définit un indicateur de stabilité σ_S comme suivant :

$$\sigma_S(\delta_s) \triangleq \begin{cases} 1 & \text{si } \sin(\angle v_{aw}^S) \sin \delta_s < 0 \\ 0 & \text{si } \sin(\angle v_{aw}^S) \sin \delta_s \geq 0 \end{cases} \quad (3.11)$$

qui peut également s'exprimer comme :

$$\sigma_S(\delta_s) \triangleq \begin{cases} 1 & \text{si } v_{aw,2}^S \sin \delta_s < 0 \\ 0 & \text{si } v_{aw,2}^S \sin \delta_s \geq 0 \end{cases} \quad (3.12)$$

Une autre définition possible de σ_S est la suivante :

$$\sigma_S(\delta_s) \triangleq \begin{cases} 1 & \text{si } F_{s,2}^S \sin \delta_s < 0 \\ 0 & \text{si } F_{s,2}^S \sin \delta_s \geq 0 \end{cases}$$

On en déduit que l'écoute est lâche quand $\sigma_S(\delta_s) = 0$ et que l'écoute est tendue lorsque $\sigma_S = 1$.

Une approche pour modéliser le mécanisme de la voile passe par l'observation de l'effort \vec{F}_s . Quand l'écoute est tendue, la vitesse de rotation de la voile est imposée par la vitesse de l'actionneur de l'écoute :

$$\dot{\delta}_s = k$$

Quand l'écoute est lâche, la dynamique de la voile dépend de l'effort $F_{s,2}^S$ généré par le vent \vec{v}_{as} , de l'inertie de la voile J_{voile} et des frottements $f(\delta_s, \dot{\delta}_s)$:

$$J_{voile} \ddot{\delta}_s = l_s F_{s,2}^S - f(\delta_s, \dot{\delta}_s) + \tau_{g,voile}$$

où $\tau_{g,mat}$ est le couple de gravité causé par la masse de la voile et de la bôme.

3.2.3 Transfert des efforts

Quand la voile n'est pas gonflée ($\sigma_S = 0$), le transfert des efforts aérodynamiques vers le corps du voilier est suspendu. L'effet de \vec{F}_s et τ_s sur la dynamique du voilier dépend donc de la dynamique de la voile et de la vitesse v_{as} . L'expression de l'effort de voile transmise au centre de gravité devient :

$$\begin{aligned} \vec{F}_{s,CoG} &= \sigma_S \vec{F}_s \\ \vec{\tau}_{s,CoG} &= \sigma_S \vec{\tau}_s \end{aligned}$$

3.3 Équations du mouvement

Les équations du mouvement du voilier complet sont obtenues en écrivant le principe fondamental de la dynamique et en sommant l'ensemble des efforts agissant sur les sous-systèmes développés en section 3.1. Dans un premier temps, nous développons les équations dans le cas général à 6 degrés de liberté (DDL) afin de pouvoir implémenter le simulateur numérique. Par la suite, des modèle simplifiés à 4 DDL puis à 3 DDL seront développés pour synthétiser les différentes lois de commande.

3.3.1 Équations du mouvement pour un modèle à 6 degrés de liberté

Afin d'alléger les notations des vecteurs fréquemment utilisés, nous noterons v , ω et x pour respectivement $v^{\mathcal{B}}$, $\omega^{\mathcal{B}}$ et $x^{\mathcal{I}}$. Les équations cinématiques du voilier sont données par :

$$\begin{cases} \dot{x} = R_{\mathcal{B}}^{\mathcal{I}} v \\ \dot{R}_{\mathcal{B}}^{\mathcal{I}} = R_{\mathcal{B}}^{\mathcal{I}} \omega_{\times} \end{cases} \quad (3.13)$$

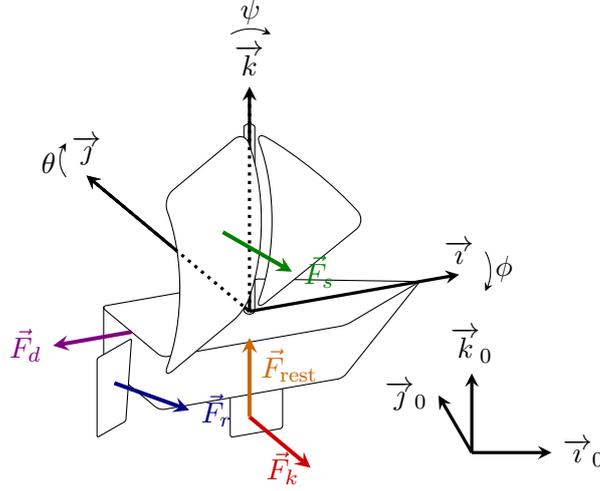


FIGURE 3.10 – Forces sur chaque sous-système

Soit $\nu = [v, \omega]^{\top}$ le vecteur vitesse du système. En reprenant le formalisme introduit dans [Fossen, 1994, Fossen, 2011], les équations de mouvement régissant la dynamique du voilier peuvent s'exprimer sous la forme :

$$M_T \dot{\nu} + C_T(\nu) \nu = \begin{bmatrix} \sum F^{\mathcal{B}} \\ \sum \tau^{\mathcal{B}} \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

où $\sum F^{\mathcal{B}}$ et $\sum \tau^{\mathcal{B}}$ sont respectivement la somme des efforts et des couples dans le repère lié au voilier et transmis au centre de masse du voilier (efforts et couples de voiles au centre de gravité, safran, quille, carène et redressement développés dans la section 3.1).

En faisant coïncider le centre de masse du voilier G avec le repère lié au corps \mathcal{B} , la matrice d'inertie M_{RB} et la matrice de Coriolis $C_{RB}(\nu)$ du système prennent les formes suivantes : [Fossen, 1994, Eq. 2.100][Fossen, 2011] :

$$M_{RB} := \begin{bmatrix} mI_3 & 0 \\ 0 & J_0 \end{bmatrix}, \quad C_{RB}(\nu) := \begin{bmatrix} m\omega_{\times} & 0 \\ 0 & -(J_0\omega)_{\times} \end{bmatrix}$$

Les matrices de masse et de Coriolis liées à la masse ajoutée ont pour forme [Fossen, 1994, Eq. 2.125] [Fossen, 2011] :

$$M_A := \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{bmatrix}, \quad C_A(\nu) := \begin{bmatrix} 0 & -(A_{11}v + A_{12}\omega)_{\times} \\ -(A_{11}v + A_{12}\omega)_{\times} & -(A_{21}v + A_{22}\omega)_{\times} \end{bmatrix}$$

En définissant $M_T := M_{RB} + M_A$ et $C_T(\nu) := C_{RB}(\nu) + C_A(\nu)$, $M = m_0I_3 + A_{11}$ et $J = J_0 + A_{22}$ on obtient :

$$M_T = \begin{bmatrix} M & A_{12} \\ A_{21} & J \end{bmatrix}, \quad C_T = \begin{bmatrix} m_0\omega_{\times} & -(A_{11}v + A_{12}\omega)_{\times} \\ -(A_{11}v + A_{12}\omega)_{\times} & -(J\omega + A_{21}v)_{\times} \end{bmatrix}$$

3.3.2 Simplification vers un modèle à 4 DDL

En considérant que la coque possède 3 axes de symétrie, la contribution des éléments non diagonaux de la matrice de masse ajoutée peut être négligée ; A_{11} et A_{22} sont donc diagonales et $A_{12} = A_{21} \approx 0$. Le terme $C_T(\nu)\nu$ devient :

$$\begin{aligned} C_T(\nu)\nu &= \begin{bmatrix} m\omega_{\times}v - (A_{11}v)_{\times}\omega \\ -(A_{11}v)_{\times}v - (J\omega)_{\times}\omega \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega_{\times}(m + A_{11})v \\ -(A_{11}v)_{\times}v - (J\omega)_{\times}\omega \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} \omega_{\times}Mv \\ \omega_{\times}J\omega + v_{\times}A_{11}v \end{bmatrix} \end{aligned}$$

En utilisant les expressions de $M_T\dot{\nu}$ et $C_T(\nu)\nu$ dans l'équation (3.14), la dynamique du voilier peut être ré-écrite comme suivant :

$$\begin{cases} M\dot{v} = -\omega_{\times}Mv + \sum F^B \\ J\dot{\omega} = -\omega_{\times}J\omega - v_{\times}A_{11}v + \sum \tau^B \end{cases} \quad (3.15)$$

avec $M := m_0I_3 + A_{11} = \text{diag}(m_{11}, m_{22}, m_{33})$ et $J := J_0 + A_{22}$.

En faisant l'hypothèse que le tangage est négligeable (rotation faible autour de \vec{j}_0 dû au couple de redressement important) et que les mouvements verticaux selon \vec{k}_0 sont également négligeables (pilonnement négligeable ce qui signifie que l'altitude par rapport à la surface de l'eau reste constante, ce qui est vrai pour un petit navire ayant tendance à « bouchonner »), nous pouvons faire les approximation suivante :

$$\begin{aligned} x_3 &= \dot{x}_3 = 0 \\ \theta &= \dot{\theta} = 0 \end{aligned}$$

La matrice de rotation $R_{\mathcal{B}}^{\mathcal{I}}$ (rotation depuis le repère inertiel jusqu'au repère bateau) se simplifie et peut s'exprimer comme une rotation d'un angle ψ autour de \vec{k}_0 suivie d'une rotation d'un angle ϕ autour de \vec{i} . L'expression de $R_{\mathcal{B}}^{\mathcal{I}}$ devient :

$$R_{\mathcal{B}}^{\mathcal{I}} = R_z(\psi)R_x(\phi)$$

avec :

$$R_z(\psi) := \begin{bmatrix} \cos \psi & -\sin \psi & 0 \\ \sin \psi & \cos \psi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad R_x(\phi) := \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \phi & -\sin \phi \\ 0 & \sin \phi & \cos \phi \end{bmatrix}$$

Soit η_2 le vecteur des paramètres de rotation, la cinématique en rotation devient [Fossen, 2011] :

$$\dot{\eta}_2 = J_2(\eta_2)\omega \quad : \quad \eta_2 = \begin{bmatrix} \phi \\ \theta \\ \psi \end{bmatrix}, \quad J_2(\eta_2) = \begin{bmatrix} 1 & \sin \phi \tan \theta & \cos \phi \tan \theta \\ 0 & \cos \phi & -\sin \phi \\ 0 & \frac{\sin \phi}{\cos \theta} & \frac{\cos \phi}{\cos \theta} \end{bmatrix}, \quad \omega = \begin{bmatrix} \omega_1 \\ \omega_2 \\ \omega_3 \end{bmatrix}$$

Un tangage négligeable ($\theta = \dot{\theta} = 0$) conduit aux relations suivantes entre la vitesse angulaire et la dérivée des angles de cap et de gîte [Stuelpnagel, 1964] :

$$\begin{bmatrix} \dot{\phi} \\ 0 \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega_1 \\ \omega_2 \cos \phi - \omega_3 \sin \phi \\ \omega_2 \sin \phi + \omega_3 \cos \phi \end{bmatrix}$$

$$\begin{cases} \dot{\phi} = \omega_1 \\ \dot{\psi} = \omega_3 (\cos \phi)^{-1} \\ \omega_2 = \omega_3 \tan \phi \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} \ddot{\phi} = \dot{\omega}_1 \\ \ddot{\psi} = \dot{\omega}_3 (\cos \phi)^{-1} + \omega_1 \omega_3 \tan \phi (\cos \phi)^{-1} \end{cases} \quad (3.16)$$

Or, d'après l'équation (3.15), la dynamique de ω est :

$$\dot{\omega} = -J^{-1}(\omega_{\times} J \omega) - J^{-1}(v_{\times} A_{11} v) + J^{-1} \sum \tau^{\mathcal{B}}$$

La dynamique des angles d'Euler devient :

$$\begin{cases} \ddot{\phi} = -e_1^{\top} (J^{-1} \omega_{\times} J \omega + J^{-1} v_{\times} A_{11} v) + e_1^{\top} J^{-1} \sum \tau^{\mathcal{B}} \\ \ddot{\psi} = \omega_1 \omega_3 \frac{\tan \phi}{\cos \phi} - e_3^{\top} \frac{J^{-1} \omega_{\times} J \omega + J^{-1} v_{\times} A_{11} v}{\cos \phi} + e_3^{\top} \frac{J^{-1} \sum \tau^{\mathcal{B}}}{\cos \phi} \end{cases} \quad (3.17)$$

En négligeant le mouvement de translation vertical (pilonnement $\dot{x}_3 = 0$), on obtient :

$$e_3^{\top} R_{\psi} R_{\phi} v = v_2 \sin \phi + v_3 \cos \phi = 0 \Rightarrow v_3 = -v_2 \tan \phi \quad (3.18)$$

Parallèlement, l'absence de mouvement vertical implique que $\vec{F}_B = -\vec{F}_G$ et conduit à $\vec{F}_{res.} = \vec{0}$. Le couple de redressement peut donc être approximé via l'équation suivante :

$$\tau_{res.}^{\mathcal{B}} = -mgGM_t \sin \phi e_1$$

avec une longueur $GM_t > 0$ constante.

Les vitesses longitudinale et latérale $V_{long.}$, $V_{lat.}$ du voilier sont définies par :

$$V_{ll} \triangleq \begin{bmatrix} V_{long} \\ V_{lat} \\ 0 \end{bmatrix} \triangleq R_{\psi}^{\top} \dot{x} = R_x(\phi) v = \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 \cos \phi - v_3 \sin \phi \\ v_2 \sin \phi + v_3 \cos \phi \end{bmatrix}$$

En reprenant l'équation (3.18), l'expression de V_{ll} devient :

$$V_{ll} = \begin{bmatrix} V_{long} \\ V_{lat} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 (\cos \phi)^{-1} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.19)$$

La dynamique en translation est donc exprimée par :

$$\begin{aligned} \dot{V}_{ll} &= R_x(\phi) \dot{\phi} (e_1)_{\times} v + R_x(\phi) M^{-1} (-\omega_{\times} M v + \sum F^{\mathcal{B}}) \\ &= \omega_1 (e_1)_{\times} V - R_x(\phi) M^{-1} \omega_{\times} M R_x(\phi)^{\top} V + R_x(\phi) M^{-1} \sum F^{\mathcal{B}} \end{aligned}$$

ce qui conduit à :

$$\begin{cases} \dot{V}_{long} = -e_1^{\top} M^{-1} \omega_{\times} M R_x(\phi)^{\top} V + e_1^{\top} R_x(\phi)^{\top} M^{-1} \sum F^{\mathcal{B}} \\ \dot{V}_{lat} = -e_2^{\top} R_x(\phi) M^{-1} \omega_{\times} M R_x(\phi)^{\top} V + e_2^{\top} R_x(\phi) M^{-1} \sum F^{\mathcal{B}} \end{cases} \quad (3.20)$$

Ce modèle sera utilisé en section 4.1 pour synthétiser une loi de commande pour asservir l'orientation du voilier en prenant en compte sa vitesse apparente ainsi que l'angle de gîte.

3.3.3 Simplification vers un modèle à 3 DDL

En repartant du modèle à 4 DDL précédent, on peut également passer à un modèle à 3 DDL en négligeant l'effet de la gîte (angle de roulis $\phi = \dot{\phi} = 0$). Cette simplification est valable sur les voiliers pour lesquels le couple de redressement $\vec{\tau}_{res.}$ est suffisamment important comparé au couple généré par la voile. Cette conception est intéressante car elle permet de maximiser les forces et couples sur le safran puisqu'elles sont proportionnelles à $\cos \phi$ [Van Oossanen, 1993, Van Oossanen, 1979]. En considérant les composantes $M_{A,22}$ et $M_{A,33}$ de la masse ajoutée égales (ce qui suppose une coque à deux plans de symétrie $(\vec{i} - -\vec{k})$ et $(\vec{i} - -\vec{j})$), on a $m_{22} \approx m_{33}$. D'après l'équation (3.20) et en reprenant l'hypothèse précédente, on peut déduire la dynamique du voilier en translation :

$$\begin{cases} m_{11} \dot{V}_{\text{long}} = e_1^\top \sum F^B + m_{22} \omega_3 V_{\text{lat}} \\ m_{22} \dot{V}_{\text{lat}} = e_2^\top \sum F^B - m_{11} \omega_3 V_{\text{long}} \end{cases} \quad (3.21)$$

La dynamique en rotation devient :

$$\begin{cases} \dot{\psi} = \omega_3 \\ J_{33} \ddot{\psi} = e_3^\top \sum \tau^B \end{cases} \quad (3.22)$$

3.3.4 Simplification possibles dues à la géométrie des appendices

Les ailes rigides et symétriques avec des profils de type NACA00XX ont des coefficients de portance et de traînée à allures sinusoïdales (figure 3.11). On peut donc envisager de les approximer par ce type de fonction. Cette approximation est valide pour la plupart des formes de quille et safran mais ne l'est que pour les voiles rigides telles que celles utilisées dans [Neal, 2006] ou [Xie et al., 2014].

En supposant que la quille, le safran et la voile sont équivalents à des ailes rigides à profils NACA 00XX, leurs coefficients de portance et de traînée peuvent être approximés [Pucci et al., 2011] par :

$$\begin{cases} C_i^D(\alpha_i) = c_0^i + 2c_1^i \sin^2(\alpha_i) \\ C_i^L(\alpha_i) = c_1^i \sin(2\alpha_i) \end{cases} \quad (3.23)$$

avec c_0^i, c_1^i des constantes positives et $i \in \{s, r, k\}$. Par ailleurs, on note que c_0^i est une constante positive de très faible valeur ($c_1^i \gg c_0^i \approx 0$) car correspondant à l'effort de traînée à angle d'incidence nul.

Cette approximation ne prend pas en compte le nombre de Reynolds. En d'autres termes, elle ne reflète pas les phénomènes de décrochage qui peuvent survenir pour des angles d'attaque élevés. Elle sera donc utilisée pour la synthèse de lois de commande (chapitre 4). En simulation, l'utilisation de données expérimentales ou de modèles plus élaborés tel que [Viola, 2009] est conseillé.

À partir du modèle (3.23), on déduit la relation suivante :

$$c_0^i = C_i^D(\alpha_i) - C_i^L(\alpha_s) \tan(\alpha_i), \quad i = s, r, k$$

Or, selon l'équation 3.2, l'expression de \vec{F}_s est :

$$\vec{F}_s = -\lambda_s (C_s^D(\alpha_s) - C_s^L(\alpha_s) \tan \alpha_s) |\vec{v}_{as}| \vec{v}_{as} + \lambda_s \frac{C_s^L(\alpha_s)}{\cos \alpha_s} |\vec{v}_{as}|^2 \vec{j}_s \quad (3.24)$$

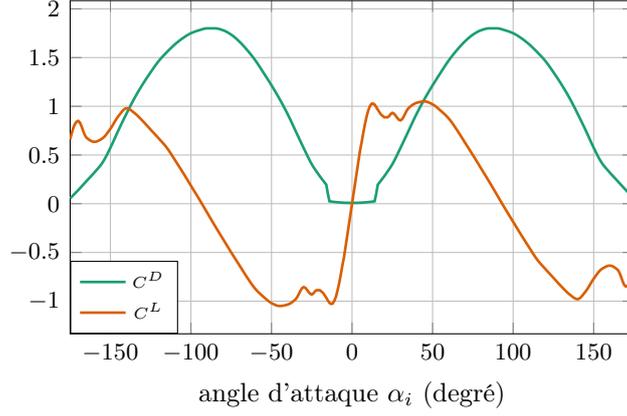


FIGURE 3.11 – Coefficients de portance et de traînée d'une aile NACA0018

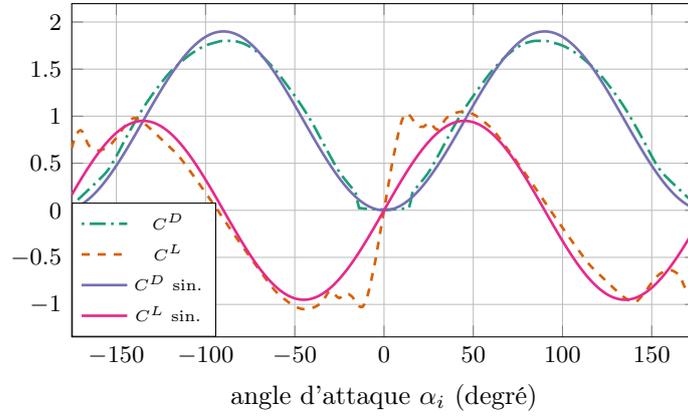


FIGURE 3.12 – Approximation sinusoïdale des coefficients d'une aile NACA 0018

Comme $c_0^i \approx 0$, l'effort sur la voile devient :

$$\vec{F}_s = +\lambda_s \frac{C_s^L(\alpha_s)}{\cos \alpha_s} |\vec{v}_{as}|^2 \vec{j}_s \quad (3.25)$$

Par analogie et en reprenant les équations (3.6), (3.8) ainsi que le modèle (3.23), les efforts sur la voile, quille et safran ayant des profils NACA 00XX sont :

$$\begin{cases} F_s^{\mathcal{B}} \approx \lambda_s \frac{C_s^L(\alpha_s)}{\cos \alpha_s} |\vec{v}_{as}|^2 R_S^{\mathcal{B}} e_2 = 2\lambda_s c_1^s |v_{as}^{\mathcal{S}}| v_{as,2}^{\mathcal{S}} (\sin \delta_s e_1 - \cos \delta_s e_2) \\ F_r^{\mathcal{B}} \approx \lambda_r \frac{C_r^L(\alpha_r)}{\cos \alpha_r} |\vec{v}_{ar}|^2 R_{\mathcal{R}}^{\mathcal{B}} e_2 = 2\lambda_r c_1^r |v_{ar}^{\mathcal{R}}| v_{ar,2}^{\mathcal{R}} (\sin \delta_r e_1 - \cos \delta_r e_2) \\ F_k^{\mathcal{B}} \approx \lambda_k \frac{C_k^L(\alpha_k)}{\cos \alpha_k} |\vec{v}_{ak}|^2 e_2 = -2\lambda_k c_1^k |v_{ak}^{\mathcal{B}}| v_{ak,2}^{\mathcal{B}} \end{cases} \quad (3.26)$$

Dans les approximation de (3.26), on considère que les forces hydrodynamique et aérodynamiques sont orthogonales aux plans des corps (voile, safran et quille) Cette approximation est aussi utilisée dans [Jaulin et al., 2012, Briere, 2008b].

En utilisant les équations (3.4), (3.7), (3.9), et l'approximation (3.26), les couples

aéro et hydrodynamiques deviennent :

$$\begin{cases} \tau_s^B = ((r_s - l_s \cos \delta_s)e_1 - l_s \sin \delta_s e_2 + h_s e_3) \times F_s^B \\ \quad \approx 2\lambda_s c_1^s |v_{as}^S| v_{as,2}^S (h_s \cos \delta_s e_1 + h_s \sin \delta_s e_2 + (l_s - r_s \cos \delta_s)e_3) \\ \tau_r^B = (-(r_r + l_r \cos \delta_r)e_1 - l_r \sin \delta_r e_2 - h_r e_3) \times F_r^B \\ \quad \approx 2\lambda_r c_1^r |v_{ar}^R| v_{ar,2}^R (-h_r \cos \delta_r e_1 - h_r \sin \delta_r e_2 + (l_r + r_r \cos \delta_r)e_3) \\ \tau_k^B = -h_k e_3 \times F_k^B \approx -2\lambda_k c_1^k h_k |v_{ak}^B| v_{ak,2}^B e_1 \end{cases} \quad (3.27)$$

3.4 Simulateur et vérification du modèle

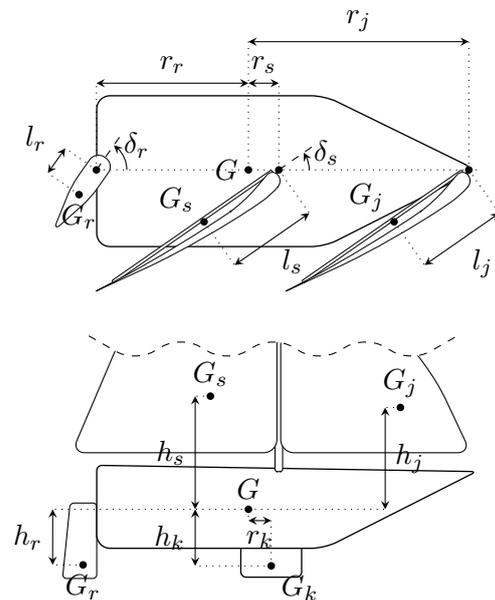
Les modèles dynamiques analytiques développés dans la partie 3.3 ont comme objectif la synthèse de correcteurs de voile et de safran ainsi que l'évaluation en simulation de ces correcteurs. À partir du modèle à 6 DDL, un simulateur numérique a été développé. Ce modèle numérique à 6 DDL est utilisé pour toutes les simulations présentées dans les chapitres portant sur la commande de voilier (chapitres 4, 5 et 6). Les valeurs des différents paramètres de ce modèle ont été déterminées sur la base du voilier Asarome II (voir chapitre 2) utilisé pour les validations expérimentales. L'identification expérimentale précise de ces différents paramètres nécessiterait l'usage de moyens d'essais contrôlables (bassin de carène, soufflerie) ainsi que de capteurs (en particulier, capteurs de position de précision centimétrique) dont nous ne disposons pas. Les différents paramètres du modèle ont donc été estimés à partir de mesures directes (en particulier pour les paramètres géométriques), d'approximations et d'essais unitaires. Ces différents paramètres ont ensuite été ajustés empiriquement de sorte que le comportement du voilier en simulation soit proche du comportement du voilier réel.

3.4.1 Paramètres du voilier

Les constantes géométriques liées à la grand-voile $(\cdot)_s$, au foc $(\cdot)_j$, au safran $(\cdot)_r$ et à la quille $(\cdot)_k$ sont mesurées sur le voilier Asarome II et leur valeurs numériques sont reprises dans le tableau 3.2. La détermination des autres coefficients (inertie, masse ajoutée, portance et traînée) est décrite dans la suite de cette section.

TABLEAU 3.2 – Paramètres géométriques du voilier Asarome II

organe	coefficient	valeur	unité
grand-voile	r_s	0,16	m
	h_s	0,86	m
	l_s	0,185	m
	s_s	0,42	m ²
foc	r_j	0,66	m
	h_j	0,86	m
	l_j	0,24	m
safran	r_r	-0,5	m
	h_r	-0,04	m
	l_r	0,02	m
	s_r	0,0146	m ²
quille	r_k	0,04	m
	h_k	-0,12	m
	s_k	0,0357	m ²



Inertie du voilier J_0

L'inertie du voilier J_0 a été calculée en la décomposant en inertie de coque, de quille et d'anémomètre et en négligeant l'inertie du mat, de la voile et du safran. L'anémomètre est considéré comme une masse ponctuelle de 0,15 kg se trouvant à 1.8 m au dessus du centre de gravité. La coque est assimilée à un demi-cylindre de masse $m_{\text{coque}} = 4$ kg, de longueur $L = 1,38$ m et de rayon $D = 0,18$ m tandis que la quille est assimilée à une plaque rectangulaire de masse $m_{\text{quille}} = 8$ kg, d'épaisseur nulle, de hauteur $b = 0,17$ m et de longueur $a = 21$ cm.

Avec ces valeurs, la matrice d'inertie du voilier devient :

$$J_0 = \begin{bmatrix} 0,46 & 0 & 0 \\ 0 & 0,72 & 0 \\ 0 & 0 & 0,363 \end{bmatrix}$$

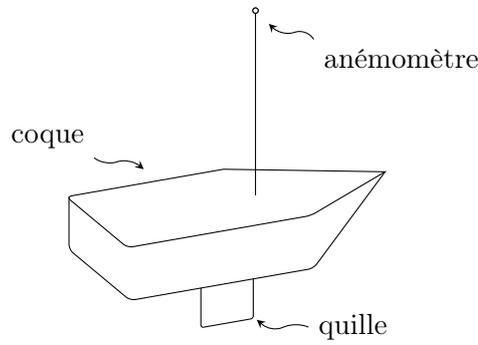


FIGURE 3.13 – Voilier du point de vue de l'inertie

Masse ajoutée M_A

La masse ajoutée du voilier dépend de paramètres géométriques et de la fréquence d'oscillation du plan d'eau. En négligeant les vagues, et en assimilant la partie immergée du voilier à un demi cylindre de rayon $D_{\text{im}} = 0,1$ m, de longueur $L_{\text{im}} = 1$ m et de largeur $B_{\text{im}} = 2D_{\text{im}}$, les coefficients principaux de la masse ajoutée sont [Fossen, 1994, p. 39-40] :

$$\begin{aligned} M_{A,11} &\approx 0,05m_{\text{coque}} \\ M_{A,22} &= \frac{1}{2}\rho_{\text{water}}\pi D_{\text{im}}^2 L \\ M_{A,66} &= \frac{1}{24}(0,1m_{\text{coque}}B_{\text{im}}^2 + \rho_{\text{water}}\pi D_{\text{im}}^2 L_{\text{im}}^3) \end{aligned}$$

Les autres coefficients seront négligés. La matrice de masse ajoutée devient :

$$\begin{aligned} M_A &= \text{diag}([M_{A,11}, M_{A,22}, 0, 0, 0, M_{A,66}]) \\ &= \begin{bmatrix} 0,6 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 70 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1,2 \end{bmatrix} \end{aligned}$$

Coefficients de portance et traînée de la voile

Comme vu précédemment, chaque voile ou aile est caractérisée par ses coefficients de portance et de traînée qui, en fonction de l'angle d'attaque, du nombre de Reynolds et de paramètres géométriques, permettent de déterminer les efforts générés.

N'ayant pas de moyen fiable pour identifier expérimentalement ces coefficients, nous avons utilisé les coefficients C^L et C^D comme dans [Marchaj, 2002, p. 86] correspondant à des voiles de forme (cambrure et rapport d'aspect) similaires à celles du voilier Asarome II. Les grandeurs géométriques des voiles (surface, position du centre de pression) ont été estimées par des mesures directes (tableau 3.2).

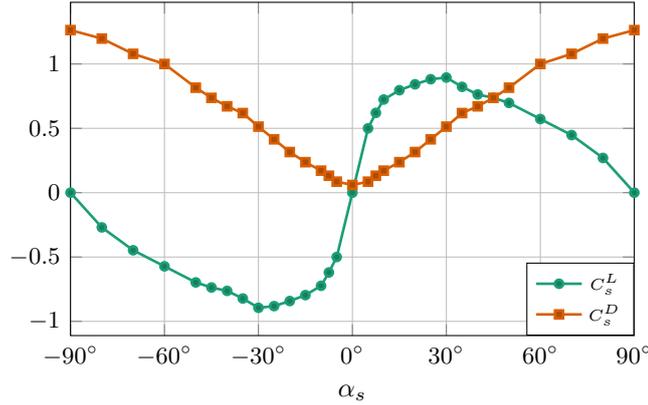


FIGURE 3.14 – Coefficients de portance et de traînée des voiles en fonction de l'angle d'attaque α_s (extrait de [Marchaj, 2002, p. 86])

Les coefficients de portance C_s^L et de traînée C_s^D définis dans [Marchaj, 2002, p. 86] sont représentés figure 3.14. Afin de faciliter l'implémentation dans le simulateur, ces coefficients ont été approximés par des courbes polynomiales d'ordre 5 et 3 pour $\alpha_s \in [-\pi/2; \pi/2]$:

$$C_s^L(\alpha_s) = \text{sign}(\alpha_s) \sum_{i=0}^5 a_i^L |\alpha_s|^i$$

$$C_s^D(\alpha_s) = \sum_{i=0}^3 a_i^D |\alpha_s|^i$$

Dans le cas où $\alpha_s \notin [-\pi/2; \pi/2]$, sa valeur doit être ramenée à l'intervalle $[-\pi/2; \pi/2]$ avant le calcul des coefficients de portance/traînée : $\alpha_s \leftarrow \arctan(\tan \alpha_s)$ avec $\arctan : \mathbb{R} \rightarrow [-\pi/2; \pi/2]$

Les valeurs des constantes des polynômes sont présentées dans le tableau 3.3. La figure 3.15 présente une comparaison entre les valeurs de référence et les valeurs approximées.

TABLEAU 3.3 – Coefficients des polynômes pour l'approximation polynomiale de C_s^L et C_s^D

constante	a_5^i	a_4^i	a_3^i	a_2^i	a_1^i	a_0^i
valeur pour $i = L$	2,19099	-10,6807	19,4417	-16,7859	6,45881	0
valeur pour $i = D$	0	0	-0,164212	0,189847	0,910492	0

On considère que le foc $(\cdot)_j$ a des performances identiques à la grand-voile $(\cdot)_s$:

$$C_s^L(\cdot) = C_j^L(\cdot)$$

$$C_s^D(\cdot) = C_j^D(\cdot)$$

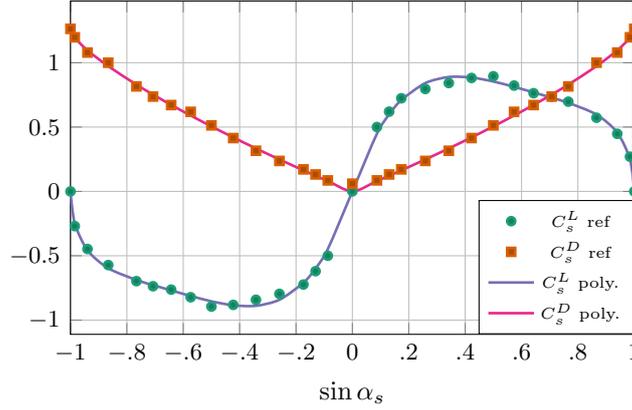


FIGURE 3.15 – Coefficients de portance et de traînée des voiles : valeurs de références et valeurs approximées

Coefficients de portance et traînée de la quille et du safran

De même que pour les voiles, l'identification expérimentale des coefficients de portance et de traînée n'a pas été possible. En revanche, les profils de ces appendices est proche des profils symétriques NACA 00XX [Neal, 2006, Xie et al., 2014]. Les mesures des longueurs et épaisseurs des appendices a permis de les identifier à des profils NACA 0012 pour obtenir les valeurs des coefficients C_r^L , C_r^D , C_k^L et C_k^D . Ici aussi, afin de faciliter l'implémentation dans le simulateur, il est possible d'approximer ces courbes par des fonctions sinusoidales (voir l'équation (3.23))

$$\begin{aligned} C_i^D(\alpha_i) &= c_0^i + 2c_1^i \sin^2(\alpha_i) \\ C_i^L(\alpha_i) &= c_1^i \sin(2\alpha_i) \end{aligned}$$

avec

$$\begin{cases} c_0^i = 0,0282 \\ c_1^i = 0,9359 \\ i \in \{r, k\} \end{cases}$$

La figure 3.16 montre l'évolution des coefficients en fonction de l'angle d'attaque.

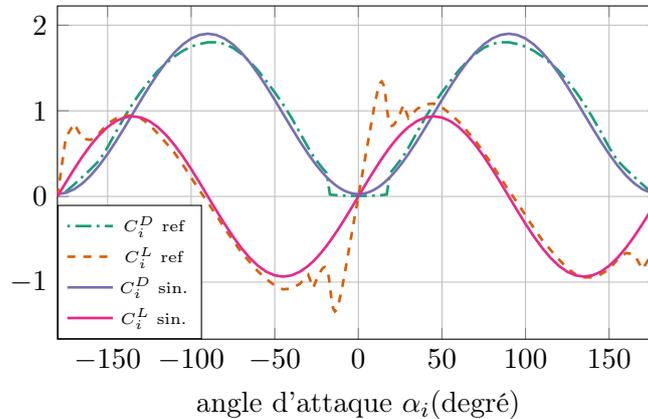


FIGURE 3.16 – Coefficients de portance et traînée de quille ($i = k$) et de safran ($i = r$) à profil NACA0012 : valeurs de référence et valeurs approximées

Résistance hydrodynamique longitudinale R_f et R_{rh} de la carène

L'expression de ces résistances dépend de divers coefficients géométriques liés à la forme de la coque. Certains de ces coefficients peuvent être mesurés directement (longueurs et surfaces, tableau 3.4) tandis que d'autres nécessitent des essais en bassin pour les estimer (coefficients adimensionnels liés à la résistance R_{rh}). N'ayant pas pu

TABLEAU 3.4 – Coefficients hydrodynamiques de coque (forces longitudinale : grandeurs géométriques)

paramètre	ν	Lwl	Bwl	∇	LCB	LCB_{fpp}	LCF_{fpp}	C_p	A_w
valeur	1,141e-6	1,2	0,31	0,013	-0,6	0,6	0,6	0,66	0,2

faire d'essais en bassin, les valeurs utilisées pour ces derniers coefficients (voir équation 3.10) sont celles d'une coque similaire présente dans [Keuning and Sonnenberg, 2008]. Les valeurs sont listées dans le tableau 3.5.

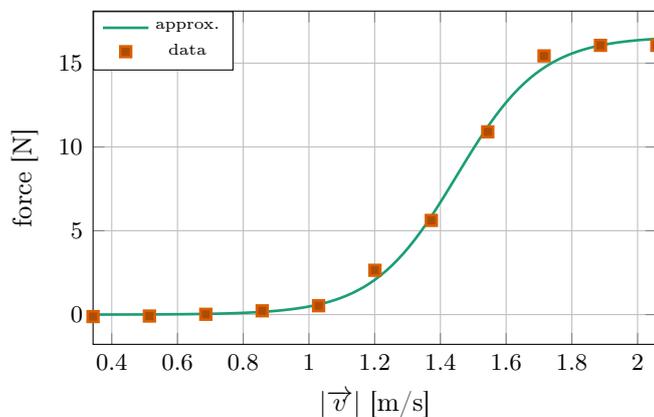
TABLEAU 3.5 – Coefficients hydrodynamiques de coque (forces longitudinale : grandeurs adimensionnelles)

Fn	$ \vec{v} $	a_0	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	a_7	a_8
0,1	0,34	-0,0014	0,0403	0,0470	-0,0227	-0,0119	0,0061	-0,0086	-0,0307	-0,0553
0,15	0,52	0,0004	-0,1808	0,1793	-0,0004	0,0097	0,0118	-0,0055	0,1721	-0,1728
0,2	0,69	0,0014	-0,1071	0,0637	0,0090	0,0153	0,0011	0,0012	0,1021	-0,0648
0,25	0,86	0,0027	0,0463	-0,1263	0,0150	0,0274	-0,0299	0,0110	-0,0595	0,1220
0,3	1,03	0,0056	-0,8005	0,4891	0,0269	0,0519	-0,0313	0,0292	0,7314	-0,3619
0,35	1,20	0,0032	-0,1011	-0,0813	-0,0382	0,0320	-0,1481	0,0837	0,0223	0,1587
0,4	1,37	-0,0064	2,3095	-1,5152	0,0751	-0,0858	-0,5349	0,1715	-2,4550	1,1865
0,45	1,54	-0,0171	3,4017	-1,9862	0,3242	-0,1450	-0,8043	0,2952	-3,5284	1,3575
0,5	1,72	-0,0201	7,1576	-6,3304	0,5829	0,1630	-0,3966	0,5023	-7,1579	5,2534
0,55	1,89	0,0495	1,5618	-6,0661	0,8641	1,1702	1,7610	0,9176	-2,1191	5,4281
0,6	2,06	0,0808	-5,3233	-1,1513	0,9663	1,6084	2,7459	0,8491	4,7129	1,1089

Afin de faciliter l'implémentation, l'expression de R_{rh} peut être approximée par une fonction sigmoïde :

$$R_{rh} \approx \frac{a}{1 + e^{-\lambda(|\vec{v}| - \kappa)}}$$

avec $\kappa = 1,45$, $a = 16,59$ et $\lambda = 7,792$. La figure 3.17 montre une comparaison entre cette approximation et la résistance issue des coefficients précédents et de la relation (3.10).


 FIGURE 3.17 – Résistance longitudinale R_{rh} en fonction de la vitesse : comparaison entre donnée de [Keuning and Sonnenberg, 2008] et approximation via sigmoïde

Coefficients de frottements

Les coefficients de frottements ont été ajustés empiriquement en comparant le comportement du voilier en simulation (vitesses linéaires, vitesses angulaires, dérive, gîte, ...) avec celui du voilier Asarome II lors de tests unitaires. Les valeurs maintenues sont listées dans le tableau 3.6.

TABLEAU 3.6 – Coefficients hydrodynamiques de coque (forces latérale et verticale ainsi que couples)

paramètre	c_1^j	c_2^j	c_1^k	c_2^k	c_3^i	c_4^i	c_3^j	c_4^j	c_3^k	c_4^k
valeur	2	20	5,75	0,7	0,035	0,10	2,2425	2,88333	0,125	0,5

Hauteurs métacentriques et autres constantes

Comme vu en section 3.1.5, la surface A_z de l'intersection entre le plan d'eau et la coque ainsi que les hauteurs métacentriques GM_t et GM_l ont un rôle important dans l'équilibre du voilier. Ces valeurs dépendent de la forme de la coque. Pour de faibles valeurs de gîte et de tangage, elle sont constantes [Fossen, 1994]. Les valeurs implémentées dans le simulateur ont été choisies de façon empirique en comparant le comportement en simulation et lors d'essais unitaires. De plus, la densité volumique de l'eau ρ_{water} et de l'air ρ_{air} sont eux aussi considérés constants. Le tableau 3.7 contient les valeurs de ces paramètres utilisées en simulation.

TABLEAU 3.7 – Hauteurs métacentriques et autres constantes

paramètre	valeur	unité
GM_t	0,045	m
GM_l	0,5	m
A_z	0,01	m ²
ρ_{water}	1000	kg/m ³
ρ_{air}	1,2	kg/m ³

3.4.2 Tests unitaires

Pour vérifier la cohérence des différents coefficients calculés ou choisis, plusieurs tests unitaires ont été effectués. Ces tests ont notamment permis d'observer le comportement du voilier en gîte ainsi que l'amortissement du système en simulation puis de comparer ces résultats avec le voilier Asarome II. N'ayant pas à notre disposition un bassin avec soufflerie, nous n'avons pas effectuer de test unitaire sur les voiles. Durant les tests, les grandeurs angulaires ainsi que les vitesse linéaires ont été mesurées avec une IMU tandis que la position a été mesurée par un GPS.

Dynamique de gîte (rotation autour de \vec{v})

Ce test à pour but de vérifier la cohérence des coefficients de frottement autour de \vec{v} , l'inertie totale (réelle et ajoutée) autour de \vec{v} et la hauteur métacentrique transversale GM_t . Le test est effectué sans voile (S_s et S_j sont égales à 0).

Dans ce test, un angle de gîte initial ϕ_0 est donné au voilier. L'angle de safran δ_r est réglé à 0. Les différents efforts, notamment le couple de redressement, agissent sur le système et le font se redresser.

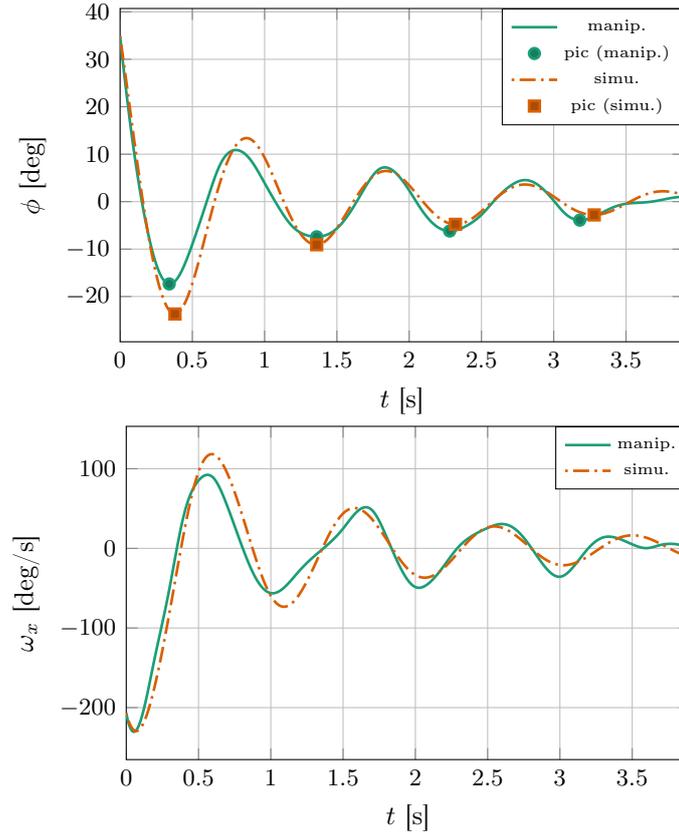


FIGURE 3.18 – Test unitaire : dynamique de gîte

La figure 3.18 affiche l'évolution de l'angle de gîte ϕ et de la vitesse de rotation $\omega_x = \dot{\phi}$ en fonction du temps pour le voilier Asarome II et pour le simulateur.

On observe une dynamique similaire entre le voilier et le simulateur. Malgré la similitude des courbes, on remarque que la fréquence d'oscillation du voilier Asarome II n'est pas constante. Cela peut être dû aux approximations faites sur la hauteur métacentrique GM_t et sur la masse ajoutée M_A : toutes deux dépendent du volume d'eau immergé qui est considéré constant. En pratique, ce volume dépend de la forme de la coque et change selon l'angle de gîte.

De plus, on observe que les premiers pics de ϕ sont plus importants dans le simulateur que durant l'expérimentation. Le pic moins important en expérimentation peut être lié à la vitesse linéaire élevée sur le bout de la quille (elle dépasse 0.8 m/s), et donc à la résistance hydrodynamique importante qui en résulte. Cela induit que le modèle d'amortissement utilisé ($\vec{\tau}_{d,3} = \sum_{i=0}^2 a_i \omega_x^i$) pourrait être amélioré en utilisant un polynôme d'ordre plus élevé.

En dépit de ces différences, le comportement en simulation est très proche du comportement réel et les coefficients actuels ont été conservés.

Dynamique longitudinale (translation selon \vec{v})

Ce test vise à vérifier la cohérence des efforts hydrodynamiques selon l'axe longitudinal (\vec{v}) et de l'inertie totale (réelle et ajoutée) selon l'axe \vec{v} en observant l'évolution de la vitesse du voilier. Le test est effectué sans voile (S_s et S_j sont égales à 0).

Dans ce test, une vitesse initiale $v_0^B = [|\vec{v}_0|, 0, 0]^T$ est donnée au voilier. L'angle de safran δ_r est réglé à 0. Les différents efforts agissent sur le système et réduisent sa

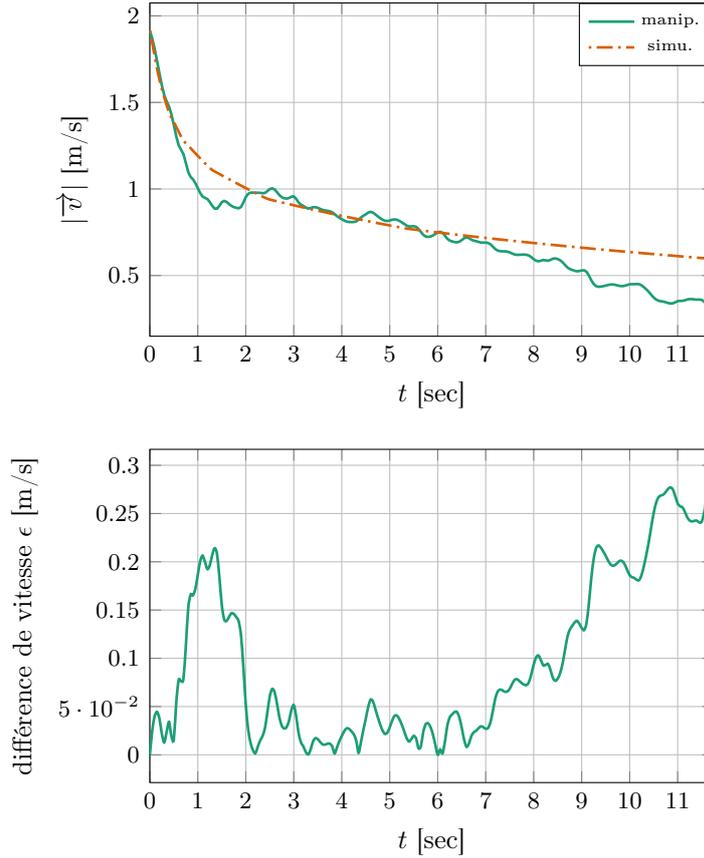


FIGURE 3.19 – Test unitaire : dynamique longitudinale

vitesse.

La figure 3.19 montre l'évolution de la vitesse $|\vec{v}|$ en fonction du temps pour le voilier Asarome II et pour le simulateur ainsi que la différence de vitesse entre la simulation et l'expérimentation.

On observe une allure similaire entre le voilier et le simulateur. La décroissance rapide de la vitesse qui intervient pendant la première seconde de navigation (quand la vitesse du voilier est supérieure à 1.2 m/s) est probablement due à l'amortissement causé par la vague d'étrave. La composante R_{rh} du vecteur \vec{F}_d permet au simulateur de reproduire ce comportement. Les oscillations et perturbations de la vitesse en expérimentation sont probablement dues aux clapot et petites vagues. Quand la vitesse du voilier est suffisamment importante ($|\vec{v}| \geq 0,6$ m/s), l'erreur entre la simulation et l'expérimentation est négligeable. Quand la vitesse du voilier est plus faible ($|\vec{v}| < 0,6$ m/s), le simulateur a tendance à sous estimer les différents efforts et la chute de vitesse est moins importante qu'en expérimentation. Cette différence de comportement à basse vitesse n'est pas problématique car en conditions de navigation réelles (voilier avec voile et correcteur), la vitesse du voilier est rarement inférieure à 0,6 m/s.

Dynamique en virage (rotation autour de \vec{k})

Le dernier test unitaire effectué vise à vérifier la cohérence des efforts hydrodynamiques autour de l'axe longitudinal (\vec{k}), l'inertie total du système autour de l'axe \vec{k} ainsi que les efforts sur le safran. Pour cela, une vitesse initiale est donnée au voilier avec un angle de safran initial nul ($\delta_r = 0$). A partir de l'instant $t = 1$ sec, l'angle de safran change ($\delta_r = 45^\circ|_{t>1 \text{ sec}}$). Le test se déroule sans voile (S_s et S_j sont égales à 0).

La figure 3.20 montre la trajectoire simulée du voilier lors de cet essai. La comparaison avec l'expérimentation n'a pas pu être faite à cause de la faible précision du GPS utilisé (environ 1 mètre). On remarque tout de même que, en simulation, le voilier effectue un cercle de rayon inférieur à 2 m, ce qui correspond au comportement observé avec le voilier Asarome II lors des essais.

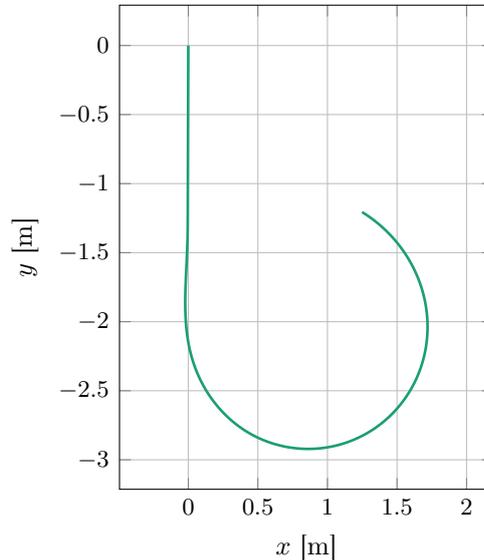


FIGURE 3.20 – Test unitaire : dynamique de virage / position

La figure 3.21 montre l'évolution de l'angle de cap ψ et de la vitesse angulaire ω_z en fonction du temps. L'évolution de ψ en simulation et en expérimentation est très proche : l'erreur médiane entre ces courbes est inférieure à 5 degrés après 10 secondes de rotation. À contrario, la dynamique de ω_z est assez différente avec des composantes hautes fréquences observées dans les relevés expérimentaux qui sont probablement dues au clapot ou autres perturbations.

La figure 3.22 affiche l'évolution de la vitesse $|\vec{v}|$ en fonction du temps ainsi que la différence de vitesse entre la simulation et l'expérimentation. On remarque que les courbes ont une allure similaire.

3.4.3 Simulateur vs. Asarome II

Les tests unitaires précédents ont permis de vérifier les valeurs numériques des différents paramètres du modèle. L'inconvénient majeur est que ces tests ignorent les effets de couplage entre ces sous-systèmes. Il est donc nécessaire d'effectuer d'autres expériences et simulations pour vérifier la cohérence globale du simulateur. De plus, n'ayant pu faire de test unitaire pour la voile, ces expériences supplémentaires permettront de vérifier son comportement.

Essai sans asservissement

Dans ces tests, le voilier Asarome II est commandé manuellement (les consignes δ_s et δ_r sont envoyés par un opérateur). La centrale inertielle, le GPS et l'anémomètre enregistrent les conditions de navigation. Ces conditions sont réinjectées dans le simulateur pour recréer l'environnement de l'expérience (vent réel $v_w^{\mathcal{I}}$, angle de voile δ_s et de safran δ_r) et observer l'évolution des différentes grandeurs (position, orientation, vitesse).

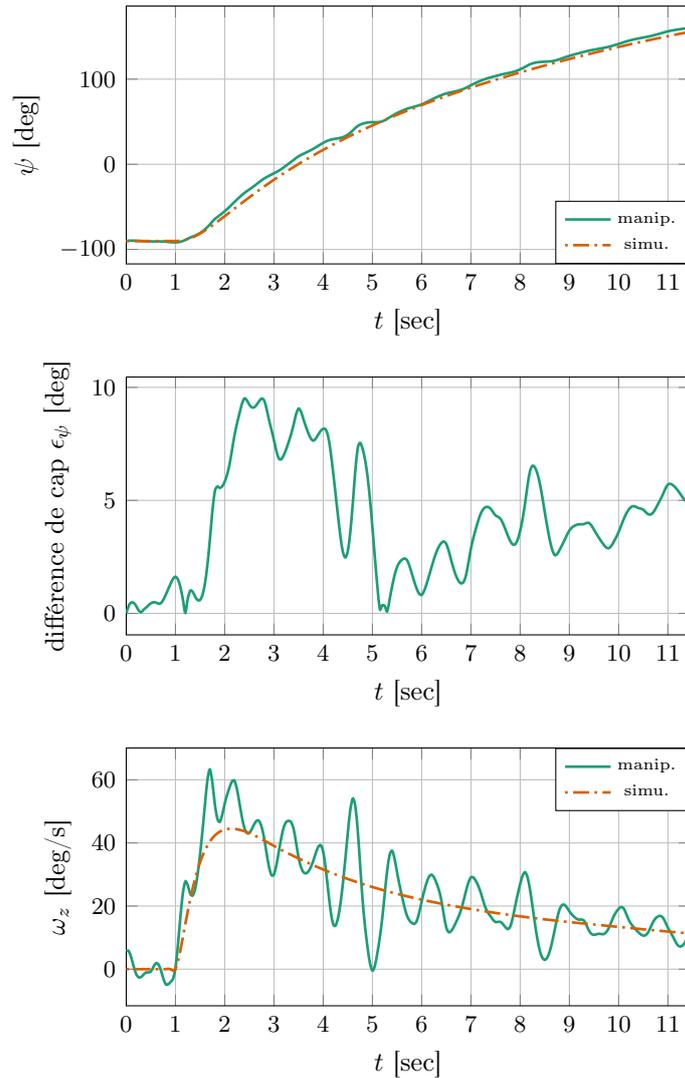


FIGURE 3.21 – Test unitaire : dynamique de virage / cap et vitesse angulaire

La figure 3.23 illustre un de ces essais et représente les trajectoires parcourues pendant l'expérience et en simulation. La durée de l'essai est 50 secondes. Le vent réel provient de l'ouest ($\angle v_w^I \in [-40^\circ; +12^\circ]$).

Les trajectoires ont une allure similaire mais une erreur de position et d'orientation est présente. La similitude des trajectoires (forme et longueur) laisse supposer que les efforts sur les différents sous-systèmes, notamment sur les voiles, sont de grandeurs comparable en expérimentation et en simulation.

La différence d'orientation peut être causé par des coefficients de portance/trainée approximatifs ainsi que par des centres de pression mal estimés. Comme nous n'avons pu identifier les positions exactes des différents centres de pression (ceux de la grand-voile, du foc et de la quille), elles ont été estimées. Or ces positions permettent de déterminer les couples sur ces composants. Décaler la position d'un de ces centres de ± 5 cm a pour conséquence de modifier le comportement du voilier en dérive ainsi que d'influencer sa tendance à se rapprocher du vent (abattre) ou, à l'inverse, à s'en éloigner (lofer).

Le problème majeur est qu'une différence d'orientation et/ou de vitesse, même minimale, entre la simulation et l'expérimentation a une incidence sur le vent apparent du simulateur. Or, cet erreur s'accumule le long de la simulation, ce qui se traduit par des conditions de navigation différentes. Ainsi, cette comparaison entre l'expérimentation

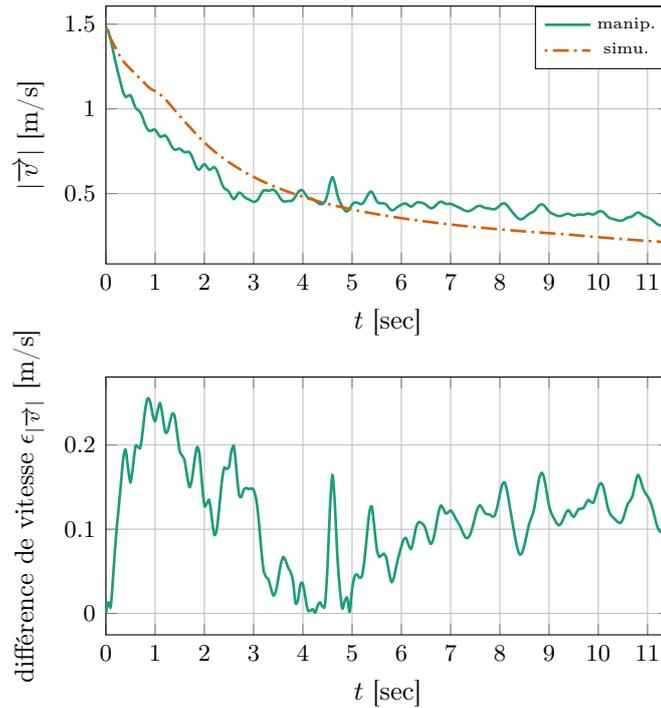


FIGURE 3.22 – Test unitaire : dynamique de virage / vitesse longitudinale

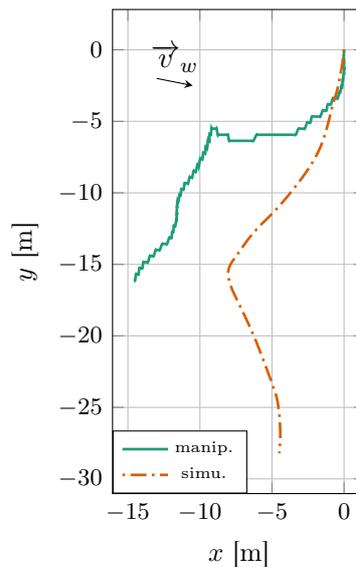


FIGURE 3.23 – Voilier en boucle ouverte : simulation vs. expérimentation (durée de l'essai : 50 secondes)

et la simulation en boucle ouverte ne peut se faire que sur un horizon temporel court (moins de 10 secondes).

Pour pouvoir comparer le simulateur avec l'expérimentation sur un horizon temporel plus long (plusieurs dizaines de secondes), les conditions de navigations ne doivent pas diverger. Une solution serait d'ajouter un asservissement d'orientation.

Essai avec asservissement de la direction

Pour garder des conditions de navigations similaire, l'orientation du voilier en simulation ne doit pas diverger de celle d'Asarome II. Cela peut être réalisé en utilisant un asservissement d'orientation avec des références et des gains identiques entre ex-

périmentation et simulation tout en réinjectant le vent réel $v_w^{\mathcal{I}}$ dans le simulateur. Ainsi, en supposant qu'Asarome II et le simulateur ont des dynamiques comparables, le deux voiliers suivront une direction correspondant à celle de référence et les vents réels exprimés dans les repère voiliers $v_w^{\mathcal{B}}$ ne divergeront pas.

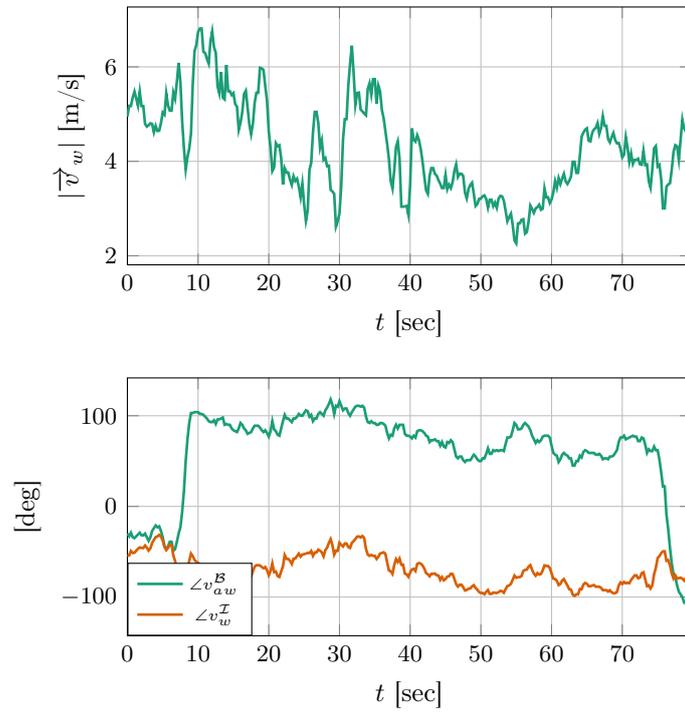
La démarche exacte pour cette comparaison est la suivante :

1. Le voilier Asarome II utilise une planification locale (méthode des champs de potentiels) pour définir la direction à suivre et atteindre un point de passage. Le réglage du safran est achevé par un correcteur PID afin d'assurer le suivi de cette direction. Le réglage de voile est obtenu via une méthode optimale (voir chapitre 5).
2. Le simulateur rejoue les conditions de vent de l'expérimentation ($v_w^{\mathcal{I}}$), la consigne de direction à suivre ainsi que les réglages de voile utilisés. En revanche, pour le réglage de safran, le simulateur utilise un correcteur PID avec les mêmes gains que celui utilisé sur Asarome II.

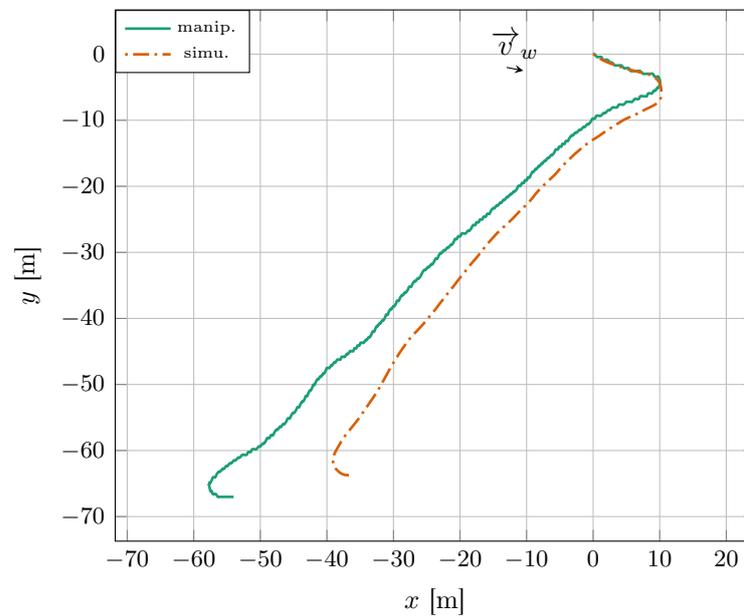
Avec cette démarche, nous avons pu vérifier le comportement du simulateur quand le voilier navigue avec un vent de travers (figure 3.24). La figure 3.24a montre les variations de vent aussi bien en intensité qu'en direction durant l'essai. Les trajectoires en simulations et en expérimentation sont très comparables (figure 3.24b).

Le comportement du voilier pendant une navigation au près a aussi été testé (figures 3.25 et 3.26). Là aussi, les trajectoires sont comparables.

La différence de position finale reflète des performances légèrement différentes entre le simulateur et Asarome II. Elle provient probablement de caractéristiques de voiles légèrement différentes. Malgré cela, la similitude des résultats confirme le comportement cohérent du simulateur.

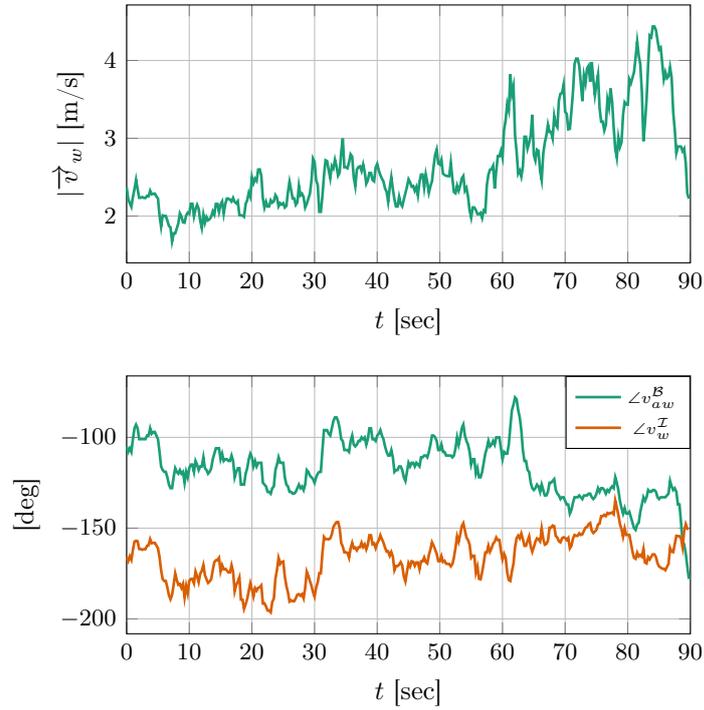


(a) Évolution de $v_w^{\mathcal{I}}$ le vent réel dans le repère inertiel et de $v_{aw}^{\mathcal{B}}$ le vent apparent dans le repère bateau

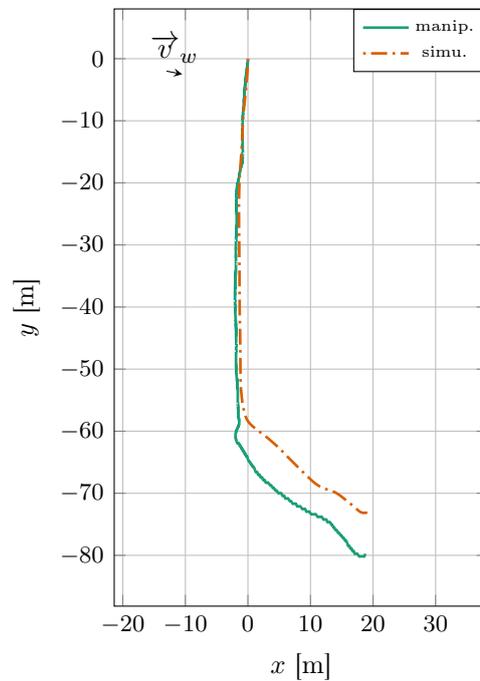


(b) Évolution de la position

FIGURE 3.24 – Vérification en boucle fermée : navigation à vent de travers

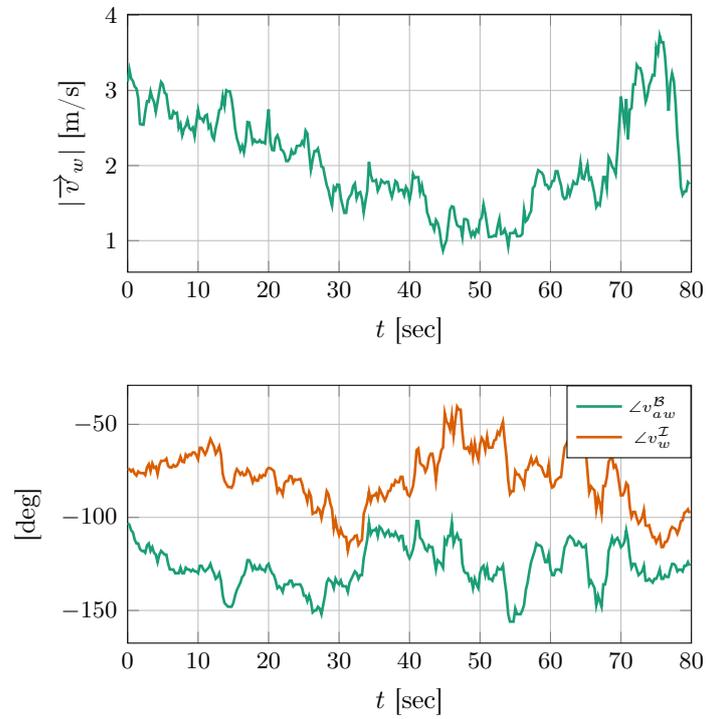


(a) Évolution de v_w^I le vent réel dans le repère inertiel et de v_{aw}^I le vent apparent dans le repère bateau

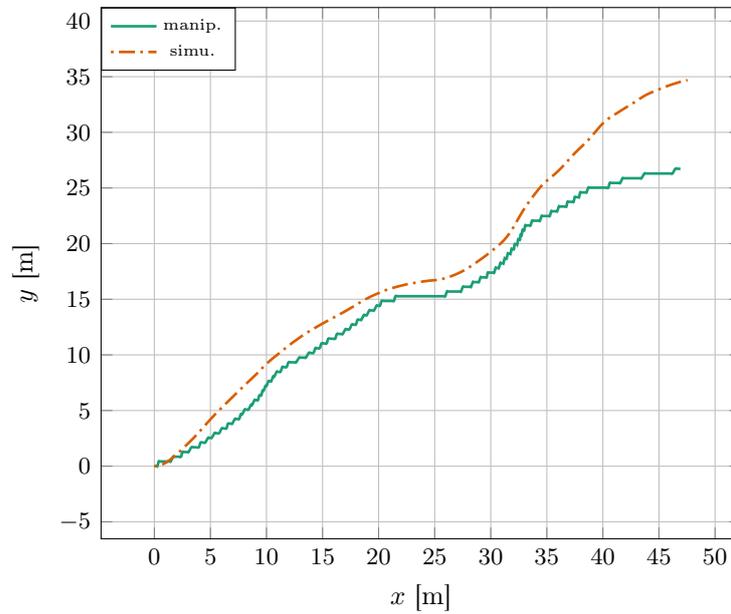


(b) Évolution de la position

FIGURE 3.25 – Vérification en boucle fermée : navigation au près



(a) Évolution de $v_w^{\mathcal{I}}$ le vent réel dans le repère inertiel et de $v_{aw}^{\mathcal{I}}$ le vent apparent dans le repère bateau



(b) Évolution de la position

FIGURE 3.26 – Vérification en boucle fermée : navigation au près

3.5 Discussion

Les tests unitaires ont permis d'ajuster les paramètres du simulateur. Les trajectoires divergentes obtenues via les essais sans asservissement ont probablement pour source une méconnaissance des caractéristiques des voiles à notre disposition, notamment de la position des centres de pression. De plus, nous avons négligé les interactions hydrodynamiques entre la carène, la quille et le safran. En pratique, ces interactions dévient le fluide environnant, modifiant la valeur de \vec{v}_{ar} ainsi que celle de l'angle d'attaque α_r [Keuning et al., 2006]. Il en est de même pour les interactions aérodynamiques entre les voiles. Une modélisation plus juste devrait prendre en compte ces interactions ainsi que les possibles variations des centres de pressions des voiles. Les simulations ont aussi négligé les clapots et courants marins, considérant l'environnement d'expérimentation comme un plan d'eau calme. En pratique, les effets de ces perturbations se ressentent sur la dynamique du voilier, notamment celle en rotation.

Malgré ces nombreuses simplifications et hypothèses faites en modélisation, les essais sous asservissement ont confirmé la cohérence du comportement du simulateur et sa similitude avec le voilier que nous avons à notre disposition. Nous pourrions donc utiliser ce simulateur pour tester les correcteurs des chapitres 4, 5 et 6 dans différentes configurations et ainsi palier l'absence de banc d'essai ou l'impossibilité de contrôler les variables environnementales durant les expérimentations.

Chapitre 4

Contrôle de l'orientation du voilier

Sommaire

4.1	Suivi de route en 4 DDL	74
4.1.1	Dynamique du système	75
4.1.2	Synthèse du correcteur de route	76
4.1.3	Relation entre l'angle de safran δ_r et l'entrée de commande u	78
4.1.4	Contrôle hybride route/cap	80
4.2	Simulations et expérimentation	81
4.3	Discussion	91

Sur un voilier, la voile est l'élément permettant de produire la force de propulsion tandis que le safran est l'organe de commande principal influant sur la direction et l'orientation. Bien régler ce dernier permet donc de suivre une direction donnée.

Beaucoup de voiliers asservissent leur cap afin d'ajuster leur orientation et atteindre leurs points d'arrivée. Cet asservissement est classiquement réalisé avec un PID. Comme le voilier est sujet à la dérive, il peut être plus intéressant de suivre la route à la place du cap afin d'atteindre le point d'arrivée. Le problème est que cette dernière n'est pas toujours bien définie. Cela dépend de la vitesse du voilier et de la fiabilité des capteurs embarqués.

Dans ce chapitre, nous proposerons un correcteur non linéaire réalisant le suivi de route. Nous introduirons aussi une fonction de transition afin de basculer vers un suivi de cap lorsque la route devient impossible à déterminer.

La synthèse des contrôleurs se fera en se basant sur un modèle simplifié à 4 degrés de liberté. Pour simplifier la commande, on considère que le mouvement longitudinal est découplé de la rotation [Cruz and Alves, 2010, Gomes et al., 2015] et que le couple généré par le safran est suffisamment important pour compenser les autres couples autour \vec{k}_0 .

Le couple safran est fonction de l'angle de commande δ_r et est aussi proportionnel à la vitesse (éq. (3.26)). Ainsi, quelle que soit la valeur de δ_r , le couple généré tend vers 0 à mesure que la vitesse apparente diminue. Sous condition de vitesse non nulle $\vec{v}_{as} \neq 0$, l'asservissement de l'orientation ou de la direction se fera via le réglage de l'angle de safran δ_r .

En pratique, la coordination entre les réglages de voile et de safran est nécessaire pour assurer une force de propulsion ainsi qu'une vitesse d'avancement permettant un suivi de cap ou de route. Cette dernière supposition sera traitée grâce à la coordination voile-safran décrite dans le chapitre 6. La notation et les symboles utilisés pour la

synthèse de correcteur sont résumés dans le tableau 4.1.

TABLEAU 4.1 – Notations utilisées pour la synthèse du correcteur d'orientation

symbole	définition
\dot{x}	dérivée temporelle de $x \in \mathbb{R}^{m \times n}$
x^\top	transposée de $x \in \mathbb{R}^{m \times n}$
\vec{x}	vecteur affine associé à l'espace vectoriel $x \in \mathbb{R}^3$
$\vec{x} \times \vec{y}$	produit vectoriel des vecteurs \vec{x} et \vec{y}
$\{e_1, e_2, e_3\}$	vecteurs de base de \mathbb{R}^3
$x_1^{\mathcal{X}}, x_2^{\mathcal{X}}, x_3^{\mathcal{X}}$	composante du vecteur $x^{\mathcal{X}} \in \mathbb{R}^3$
$ \cdot $	norme euclidienne
x_\times	matrice antisymétrique associée à $x \in \mathbb{R}^3$, i.e. $x_\times y = x \times y, \forall y \in \mathbb{R}^3$
$x^{\mathcal{X}}$	vecteur des coordonnées de \vec{x} projeté dans le repère \mathcal{X}
\mathcal{I}	repère inertiel ($\mathcal{I} = \{0; \vec{i}_0, \vec{j}_0, \vec{k}_0\}$)
\mathcal{B}	repère lié au voilier et fixé à sa coque ($\mathcal{B} = \{G; \vec{i}, \vec{j}, \vec{k}\}$)
$\vec{\omega}$	vitesse angulaire du repère lié au voilier. $\omega = [\omega_1, \omega_2, \omega_3]^\top$
\vec{v}	vitesse linéaire du voilier au centre de gravité G
\vec{v}_{ar}	vitesse apparente du safran par rapport à la masse d'eau environnante
x, R, ω, v	notation abrégée pour $x^{\mathcal{I}}, R_{\mathcal{B}}^{\mathcal{I}}, \omega^{\mathcal{B}}, v^{\mathcal{B}}$
$V_{\text{long}}, V_{\text{lat}}$	vitesse longitudinale et latérale du voilier
V_{crit}	vitesse critique
J	matrice d'inertie (réelle et ajoutée) du voilier. $J \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$
J_{33}	composante de J liée à la rotation autour de \vec{k}
M_A	matrice de masse ajoutée du voilier. $M_A \in \mathbb{R}^{6 \times 6}$
$\vec{\tau}_s$	couple généré par la voile
$\vec{\tau}_r$	couple généré par le safran
$\vec{\tau}_k$	couple généré par la quille
$\vec{\tau}_{\text{rest.}}$	couple de redressement
$\vec{\tau}_d$	couple hydrodynamique
δ_r	angle du safran
S_r	surface du safran
r_r	distance longitudinale entre l'axe du safran et le centre de gravité du voilier
c_1^r	constante du coefficient de portance sinusoïdal du safran
ρ_{water}	densité de l'eau
ψ, ϕ	angles de cap et de gîte du voilier
$\vec{\gamma}$	vecteur unitaire colinéaire à la route du voilier
$\vec{\gamma}_r$	vecteur unitaire colinéaire à la direction de référence

4.1 Suivi de route en 4 DDL

La route γ suivi par le voilier (la direction de son vecteur vitesse) est différente de son cap ψ (orientation du voilier). La différence entre eux étant l'angle de dérive $\zeta = \gamma - \psi$ (figure 4.1). Cette dérive est provoquée par les efforts latéraux ainsi que les couples sur les éléments du voilier (voile, quille, safran, ...). Le voilier avançant selon l'angle de route, l'asservissement de route permet de suivre plus fidèlement un chemin prédéfini que l'asservissement de cap. Ainsi, l'ampleur de la dérive dépend aussi bien de la vitesse du voilier et du vent que de la géométrie du voilier, de ces caractéristiques et du réglage des voiles. La figure 4.2 illustre l'évolution de la dérive lors d'une expérimentation où il doit maintenir un cap constant $\psi_{\text{ref}} = -90^\circ$.

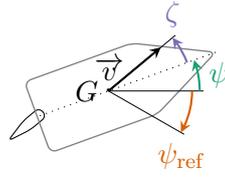
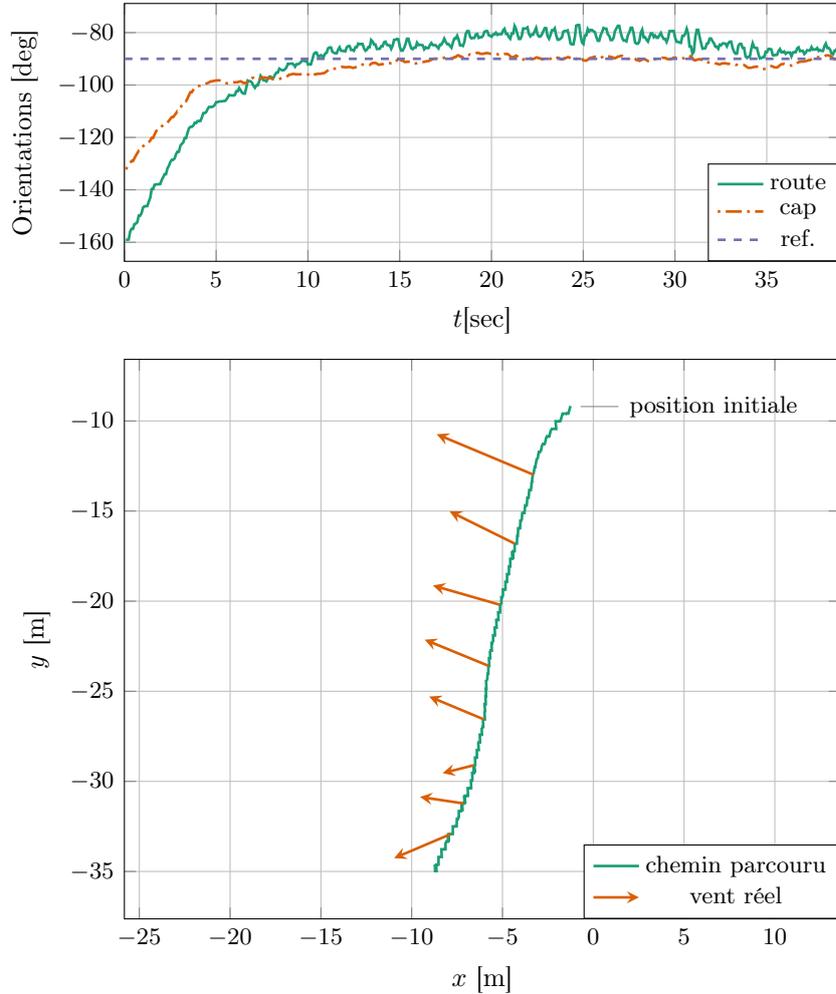

 FIGURE 4.1 – Suivi de route : ψ et ψ_{ref}


FIGURE 4.2 – Dérive du voilier Asarome II

Pour avoir un bon asservissement à toute allure de navigation, ce contrôleur se basera sur un modèle de voilier retranscrivant les mouvements longitudinaux sur le plan horizontal ainsi que ceux de roulis et lacets).

4.1.1 Dynamique du système

La dynamique en rotation du voilier est extraite des équations de mouvement en 4 DDL (équation (3.15) et (3.16)) : cette équation dynamique est fonction de l'inertie du système J , de la masse ajoutée $M_A \in \mathbb{R}^6 = [[A_{11}, A_{21}]^T [A_{12}, A_{22}]^T]$, des vitesses linéaires v et angulaires ω ainsi que des différents couples sur le système (couple hydrodynamique, couple de rappel, couples sur la voile, le safran et la quille) :

$$J\dot{\omega} = -\omega_{\times} J\omega - v_{\times} A_{11}v + \tau_d^{\mathcal{B}} + \tau_{res.}^{\mathcal{B}} + \tau_s^{\mathcal{B}} + \tau_r^{\mathcal{B}} + \tau_k^{\mathcal{B}}$$

avec les relations suivantes entre les angles d'Euler ψ et ϕ et la vitesse de rotation ω ainsi qu'entre les vitesses linéaires v et $[V_{\text{lat}}, V_{\text{lon}}]^\top$:

$$\begin{aligned}\omega_2 &= \omega_3 \tan \phi \\ \ddot{\phi} &= \dot{\omega}_1 \\ \ddot{\psi} &= \dot{\omega}_3 (\cos \phi)^{-1} + \omega_1 \omega_3 \tan \phi (\cos \phi)^{-1} \\ \begin{bmatrix} V_{\text{long}} \\ V_{\text{lat}} \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 (\cos \phi)^{-1} \end{bmatrix}\end{aligned}$$

En considérant que la matrice de masse ajoutée est diagonale [Fossen, 1994], on obtient $A_{11} = \text{diag}([M_{A,11}, M_{A,22}, M_{A,33}])$ et $A_{22} = \text{diag}([M_{A,44}, M_{A,55}, M_{A,66}])$. La matrice d'inertie du système devient elle aussi diagonale ($J = \text{diag}([J_{11}, J_{22}, J_{33}])$).

L'accélération angulaire devient :

$$\begin{aligned}\dot{\omega}_3 &= -e_3^\top J^{-1} \omega_\times J \omega - e_3^\top J^{-1} v_\times A_{11} v + e_3^\top J^{-1} (\tau_d^\mathcal{B} + \tau_{res.}^\mathcal{B} + \tau_s^\mathcal{B} + \tau_r^\mathcal{B} + \tau_k^\mathcal{B}) \\ &= \omega_1 \omega_3 \tan \phi \frac{J_{11} - J_{22}}{J_{33}} + V_{\text{long}} V_{\text{lat}} \cos \phi \frac{M_{A,11} - M_{A,22}}{J_{33}} + e_3^\top J^{-1} (\tau_d^\mathcal{B} + \tau_{res.}^\mathcal{B} + \tau_s^\mathcal{B} + \tau_r^\mathcal{B} + \tau_k^\mathcal{B})\end{aligned}\quad (4.1)$$

Cette dynamique peut être réécrite sous la forme suivante :

$$\begin{aligned}\dot{\omega}_3 &= e_3^\top J^{-1} \tau_r + c_1 + c_2 \\ &= u + c_1 + c_2\end{aligned}\quad (4.2)$$

avec u l'entrée du système ($u = e_3^\top J^{-1} \tau_r$) permettant l'asservissement de l'orientation, c_1 les perturbations quantifiables (par exemple $\omega_1 \omega_3 \tan \phi \frac{J_{11} - J_{22}}{J_3}$ si les composantes de J ont été identifiées) et c_2 les autres perturbations (par exemple la résistance hydrodynamique, le couple de redressement, ou encore le terme $V_{\text{long}} V_{\text{lat}} \cos \phi \frac{M_{A,11} - M_{A,22}}{J_3}$ en l'absence d'estimation de la masse ajoutée).

On considère que l'entrée u est non bornée. Les perturbations c_2 sont supposées varier lentement avec le temps ($\dot{c}_2 \approx 0$) et pourront être compensées par une action intégrale. De plus, on suppose que le safran a un profil symétrique NACA00XX : les coefficients de portance et de traînée peuvent donc être approximés par des fonctions sinusoïdales (équations (3.23) et (3.26)).

La détermination de l'entrée de commande u se fait via le correcteur de route.

4.1.2 Synthèse du correcteur de route

L'objectif du contrôleur est d'asservir le vecteur unitaire $\vec{\gamma}$ représentant la route du voilier autour du vecteur unitaire de référence $\vec{\gamma}_r$ colinéaire à la route désirée. La synthèse de ce contrôleur est basée sur la méthode du backstepping [Kokotovic, 1992, Khalil, 2001].

Soit $\vec{\gamma}$ un vecteur unitaire colinéaire à la route du voilier et $\vec{\gamma}_r$ un vecteur unitaire représentant la route désirée. La synthèse du contrôleur de route s'exprime par l'asservissement de $\vec{\gamma}$ autour du vecteur de référence $\vec{\gamma}_r$.

Pour simplifier les expressions, nous définirons les symboles suivants :

- $\gamma_r \triangleq \angle \gamma_r^\mathcal{I}$ l'angle de référence à suivre,
- $\gamma \triangleq \angle \gamma^\mathcal{I} = \psi + \angle \gamma^\mathcal{B}$ l'angle de route dans le repère inertiel.

L'objectif est de stabiliser γ autour de γ_r , ce qui peut se traduire par stabiliser l'erreur $\tilde{\gamma} \triangleq \gamma - \gamma_r$ autour de $2\pi k$ avec $k \in \mathbb{R}$ ou encore stabiliser $\sin \tilde{\gamma}$ autour de zéro.

Pour atteindre cet objectif, une première fonction de stockage \mathcal{V}_1 est proposée :

$$\begin{aligned}\mathcal{V}_1 &= 1 - \cos \tilde{\gamma} \\ \dot{\mathcal{V}}_1 &= (\dot{\psi} + \omega_\gamma - \omega_r) \sin \tilde{\gamma} = \left(\frac{\omega_3}{\cos \phi} + \omega_\gamma - \omega_r \right) \sin \tilde{\gamma}\end{aligned}$$

avec $\omega_\gamma = \dot{\omega}$ et $\omega_r = \dot{\omega}_r$ les dynamiques de rotation de respectivement γ^I et γ_r^I . Soit ω_d la vitesse de rotation désirée. On modifie $\dot{\mathcal{V}}_1$ pour y faire apparaître ω_d :

$$\dot{\mathcal{V}}_1 = \left(\frac{\omega_3}{\cos \phi} + \omega_\gamma - \omega_r - \frac{\omega_d}{\cos \phi} + \frac{\omega_d}{\cos \phi} \right) \sin \tilde{\gamma}$$

Pour obtenir la valeur de ω_d et stabiliser \mathcal{V}_1 , nous fixons une dynamique de cap désirée $\dot{\psi}_d$ indépendante de l'angle de gîte :

$$\dot{\psi}_d = -\omega_\gamma + \omega_r - K_{\omega_d} \frac{\sin \tilde{\gamma}}{1 + \cos \tilde{\gamma}}$$

avec K_{ω_d} un coefficient positif. Sachant que $\dot{\psi} = \omega_3(\cos \phi)^{-1}$, la vitesse de rotation désirée ω_d devient :

$$\omega_d = \cos \phi \left(-\omega_\gamma + \omega_r - K_{\omega_d} \frac{\sin \tilde{\gamma}}{1 + \cos \tilde{\gamma}} \right)$$

Ainsi, la dynamique de \mathcal{V}_1 peut s'écrire comme suit :

$$\dot{\mathcal{V}}_1 = -2K_{\omega_d} \sin^2 \frac{\tilde{\gamma}}{2} + \frac{\omega_3 - \omega_d}{\cos \phi} \sin \tilde{\gamma}$$

Le suivi de ω_d est assuré par la fonction \mathcal{V}_2 :

$$\mathcal{V}_2 = \mathcal{V}_1 + \frac{1}{2K_p} (\omega_3 - \omega_d)^2$$

avec K_p un coefficient positif. La dynamique de \mathcal{V}_2 est :

$$\begin{aligned}\dot{\mathcal{V}}_2 &= \dot{\mathcal{V}}_1 + \frac{1}{K_p} (\omega_3 - \omega_d) (\dot{\omega}_3 - \dot{\omega}_d) \\ &= -2K_{\omega_d} \sin^2 \frac{\tilde{\gamma}}{2} + \frac{1}{K_p} (\omega_3 - \omega_d) \left(\underbrace{\dot{\omega}_3}_{u+c_1+c_2} - \dot{\omega}_d + \frac{K_p}{\cos \phi} \sin \tilde{\gamma} \right)\end{aligned}$$

L'expression précédente fait apparaître le terme $\dot{\omega}_3$. Or, selon l'équation (4.2), on a $\dot{\omega}_3 = u + c_1 + c_2$. Afin de commander le système, on choisit la consigne u telle que :

$$u = \dot{\omega}_d - \frac{K_p}{\cos \phi} \sin \tilde{\gamma} - K_d (\omega_3 - \omega_d) - c_1 - \hat{c}_2 \quad (4.3)$$

avec K_d un coefficient positif. Cela conduit à la dynamique suivante pour \mathcal{V}_2 :

$$\dot{\mathcal{V}}_2 = -2K_{\omega_d} \sin^2 \frac{\tilde{\gamma}}{2} - \frac{K_d}{K_p} (\omega_3 - \omega_d)^2 + \frac{1}{K_p} (\omega_3 - \omega_d) (c_2 - \hat{c}_2)$$

avec \hat{c}_2 l'estimation des perturbations c_2 . Comme c_2 est supposées avoir une dynamique lente, la dynamique proposée pour \hat{c}_2 assurant le suivi ($\hat{c}_2 \rightarrow c_2$) est :

$$\begin{cases} \dot{\hat{c}}_2 = K_{i_\omega} (\omega_3 - \omega_d) \\ \hat{c}_2(0) = 0 \end{cases}$$

avec $K_{i\omega}$ un gain positif

Pour vérifier la stabilité du système incluant l'estimation des perturbations, nous proposons la fonction de Lyapunov suivante :

$$\mathcal{V} = \mathcal{V}_2 + \frac{1}{2K_p K_{i\omega}} (c_2 - \hat{c}_2)^2 \Rightarrow$$

Sa dérivée est :

$$\dot{\mathcal{V}} = -2K_{\omega_d} \sin^2 \frac{\tilde{\gamma}}{2} - \frac{K_d}{K_p} (\omega_3 - \omega_d)^2 \leq 0$$

En appliquant le théorème de LaSalle, et en choisissant des coefficients $K_p, K_{\omega_d}, K_d, K_{i\omega}$ strictement positifs, on déduit que \mathcal{V} converge vers zéro. On a donc γ qui converge vers γ_r et ω_3 vers ω_d . Le système effectuera le suivi de route γ_r .

Afin d'éviter la singularité dans l'expression de ω_d lorsque $\tilde{\gamma} = -\pi$, une saturation doit y être ajoutée :

$$\omega_d = \cos \phi \left(-\omega_\gamma + \omega_r - K_{\omega_d} \frac{\sin \tilde{\gamma}}{\max(1 + \cos \tilde{\gamma}, \varepsilon)} \right)$$

avec $\varepsilon \rightarrow 0^+$.

Grâce à ce correcteur, nous avons pu déterminer l'entrée de commande u assurant le suivi de route de référence γ_r . Il ne reste plus qu'à obtenir l'angle de safran δ_r permettant d'appliquer la commande u .

4.1.3 Relation entre l'angle de safran δ_r et l'entrée de commande u

En choisissant un safran symétrique pouvant être assimilé à une aile de profil NACA 00XX et en supposant que les efforts sont principalement normaux au plan du safran (voir section 3.3.4), l'expression du couple de safran autour de \vec{k} est (équation (3.27)) :

$$\tau_{r,3} = 2\lambda_r c_1^r |v_{ar}| v_{ar,2}^{\mathcal{R}} (l_r + r_r \cos \delta_r)$$

avec $\lambda_r = 0,5\rho_{\text{water}} S_r$ et $v_{ar}^{\mathcal{R}} = R_z(-\delta_r) v_{ar}^{\mathcal{B}}$.

On a donc :

$$\tau_{r,3} = 2\lambda_r c_1^r |v_{ar}| \underbrace{(-v_{ar,1}^{\mathcal{B}} \sin \delta_r + v_{ar,2}^{\mathcal{B}} \cos \delta_r)}_{R_1 \cos(\delta_r - \alpha_1)} (l_r + r_r \cos \delta_r) \quad (4.4)$$

avec $R_1 = \sqrt{v_{ar,1}^{\mathcal{B}^2} + v_{ar,2}^{\mathcal{B}^2}}$ et $\tan(\alpha_1) = \frac{-v_{ar,1}^{\mathcal{B}}}{v_{ar,2}^{\mathcal{B}}}$

L'expression du couple de safran autour de \vec{k} devient :

$$\tau_{r,3} = 2\lambda_r c_1^r R_1 |v_{ar}| \cos(\delta_r - \alpha_1) (l_r + r_r \cos \delta_r) \quad (4.5)$$

En considérant que la longueur l_r du safran est petite par rapport à la distance entre l'axe du safran et le centre de gravité du voilier ($l_r \ll r_r$), l'expression de $\overrightarrow{GG_r}$ se simplifie et devient indépendante de δ_r :

$$\overrightarrow{GG_r} = -r_r \vec{v} - h_r \vec{k} \quad (4.6)$$

En négligeant l'apport de δ_r dans la définition de la vitesse apparente \vec{v}_{as} (équation (3.5)) et en prenant en compte l'équation (4.6), \vec{v}_{ar} devient elle aussi indépendant de δ_r :

$$\vec{v}_{ar} = \vec{v} - \vec{v}_c + \omega \times \overrightarrow{GG_r}$$

L'hypothèse $l_r \ll r_r$ implique aussi une simplification de l'équation (4.5) :

$$\tau_{r,3} = 2\lambda_r r_r c_1^r R_1 |v_{ar}| \underbrace{\cos(\delta_r - \alpha_1) \cos \delta_r}_{.5 \cos(2\delta_r - \alpha_1) + .5 \cos \alpha_1}$$

Sous condition d'avoir un profil NACA 00XX et une distance $l_r \ll r_r$, l'angle de safran peut donc être ré-exprimé en fonction du couple de safran $\tau_{r,3}$ et de la vitesse apparente \vec{v}_{ar} :

$$\delta_r = \pm 0.5 \arccos \left(\text{sat}_1 \left(\frac{\tau_{r,3}}{\lambda_r r_r c_1^r R_1 |v_{ar}|} - \cos \alpha_1 \right) \right) + 0.5 \alpha_1 + 2\pi k \quad (4.7)$$

avec la fonction de saturation classique $\text{sat}_\Delta(x) := x \min(1, \Delta/|x|)$, $\forall x \in \mathbb{R}$.

Cette équation établit la relation entre l'angle du safran δ_r et son couple $\tau_{r,3}$. Or, d'après l'équation (4.2), l'entrée de commande u et le couple safran sont liés par la relation $u = e_3^\top J^{-1} \tau_r = \frac{\tau_{r,3}}{J_3}$.

Ainsi, la détermination de la commande u permet de calculer l'angle de safran δ_r correspondant :

$$\delta_r = \pm 0.5 \arccos \left(\text{sat}_1 \left(\frac{u J_{33}}{\lambda_r r_r c_1^r R_1 |v_{ar}|} - \cos \alpha_1 \right) \right) + 0.5 \alpha_1 + 2\pi k \quad (4.8)$$

où $\tan(\alpha_1) = \frac{-v_{ar,1}^{\mathcal{B}}}{v_{ar,2}^{\mathcal{B}}}$, $R_1 = \sqrt{v_{ar,1}^{\mathcal{B}^2} + v_{ar,2}^{\mathcal{B}^2}}$ et $\lambda_r = 0,5 \rho_{\text{water}} S_r$.

Pour résumer, la valeur de δ_r est calculée via les équations suivantes :

$$\begin{cases} \omega_d = \cos \phi \left(-\omega_\gamma + \omega_r - K_{\omega_d} \frac{\sin \tilde{\gamma}}{\max(1 + \cos \tilde{\gamma}, \varepsilon)} \right) \\ u = \dot{\omega}_d - \frac{K_p}{\cos \phi} \sin \tilde{\gamma} - K_d (\omega_3 - \omega_d) - c_1 - \hat{c}_2 \\ \dot{\hat{c}}_2 = K_{i_\omega} (\omega_3 - \omega_d) \\ \delta_r = \pm 0.5 \arccos \left(\text{sat}_1 \left(\frac{u J_{33}}{\lambda_r r_r c_1^r R_1 |v_{ar}|} - \cos \alpha_1 \right) \right) + 0.5 \alpha_1 + 2\pi k \end{cases}$$

où $\{K_p, K_d, K_{\omega_d}, K_{i_\omega}\}$ sont des coefficients positifs, $\tan(\alpha_1) = \frac{-v_{ar,1}^{\mathcal{B}}}{v_{ar,2}^{\mathcal{B}}}$ et $\varepsilon \rightarrow 0^+$.

Les gains du correcteur peuvent être interprétés comme suit : le coefficient K_p est un gain proportionnel, K_{i_ω} est un gain intégral permettant de compenser les perturbations et de supprimer l'erreur statique, K_{ω_d} spécifie l'amplitude de la vitesse de rotation en fonction de l'erreur d'orientation tandis que K_d est un gain proportionnel pour assurer le suivi de la vitesse de rotation désirée.

L'inconvénient majeur de ce contrôleur est que la route est mal définie à faible vitesse (voir les relevés expérimentaux figure 4.3). Cela est notamment dû aux bruits de mesures (IMU et GPS). L'autre problème est que, à vitesse nulle, la route n'est plus définie, conduisant à une singularité du contrôleur.

Pour éviter cette singularité, nous introduirons dans la section 4.1.4 une fonction de transition et redéfinirons $\vec{\gamma}$, ce qui modifiera le comportement du correcteur pour :

- soit effectuer une transition entre le suivi de cap et le suivi de route en fonction de la fiabilité des mesures de vitesse,
- soit effectuer constamment un suivi de cap.

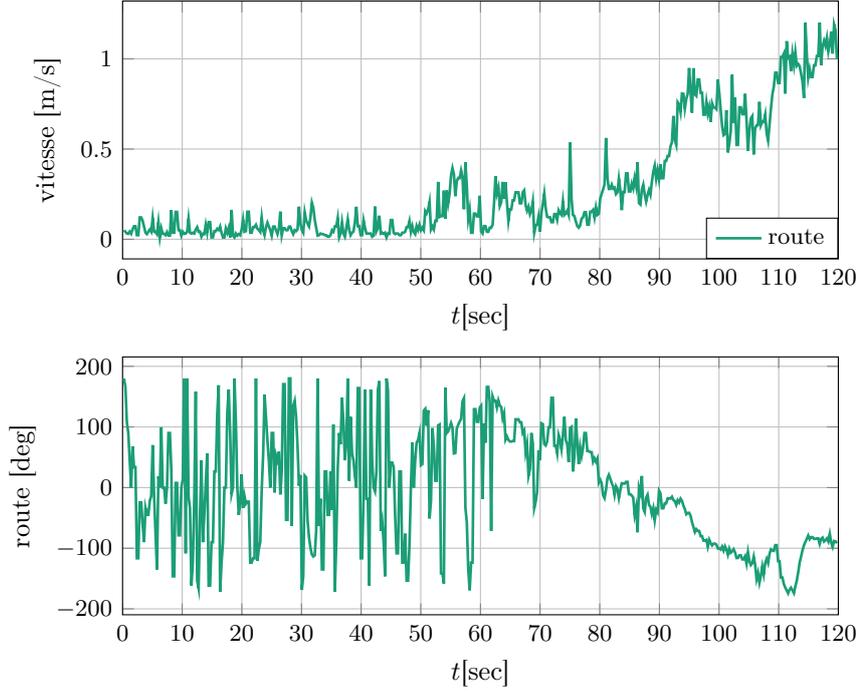


FIGURE 4.3 – Mesures de route à faible vitesse avec une IMU « XSens MTi-G » : avant l'instant $t = 80$ s, le voilier est immobile ou a une vitesse faible $|\vec{v}| < 0,22$ m/s. La mesure de route est très perturbée

Remarque : Dans le cas où la conception du voilier est telle que l'angle de gîte est faible au point d'être négligeable, le voilier peut être considéré comme évoluant dans un espace à deux dimensions. Dans ce cas, la dynamique en rotation a les propriétés suivantes :

$$\begin{aligned}\dot{\psi} &= \omega_3 \\ \phi &= \dot{\phi} = \omega_1 = 0\end{aligned}$$

En conséquence, $\cos \phi = 1$ et les expressions de vitesse de rotation désirée et de commande se simplifient et deviennent :

$$\begin{cases} \omega_d = -\omega_\gamma + \omega_r - K_{\omega_d} \frac{\sin \tilde{\gamma}}{\max(1 + \cos \tilde{\gamma}, \varepsilon)} \\ u = \dot{\omega}_d - K_p \sin \tilde{\gamma} - K_d(\omega_3 - \omega_d) - c_1 - \hat{c}_2 \\ \dot{\hat{c}}_2 = K_{i_\omega}(\omega_3 - \omega_d) \\ \delta_r = \pm 0.5 \arccos \left(\text{sat}_1 \left(\frac{u J_{33}}{\lambda_r r_r c_1^r R_1 |v_{ar}|} - \cos \alpha_1 \right) \right) + 0.5 \alpha_1 + 2\pi k \end{cases}$$

4.1.4 Contrôle hybride route/cap

Le contrôleur précédent permet le suivi de $\vec{\gamma}_r$ par $\vec{\gamma}$, ce dernier représentant la route du voilier. En donnant une autre définition à $\vec{\gamma}$, la synthèse du contrôleur reste valide mais l'interprétation diffère.

Suivi de cap Le suivi de route est utile pour effectuer un suivi fidèle d'un chemin. Son inconvénient majeur est qu'il nécessite un capteur de vitesse assez précis. Si un tel capteur n'est pas disponible sur le voilier ou si le suivi fidèle du chemin n'est pas une priorité, ce contrôleur peut effectuer un suivi de cap en redéfinissant $\vec{\gamma}$ comme suivant :

$$\gamma^B = e_1$$

Transition entre route et cap Si la fiabilité des mesures du capteur de vitesse est réduite à basse vitesse, on peut définir une fonction de transition qui permet de passer d'un suivi de cap au suivi de route en fonction de la vitesse du voilier. Le contrôleur résultant est hybride route/cap et reste fonctionnel quel que soit la vitesse du voilier (i.e. même si la route est mal déterminée).

Pour synthétiser un tel contrôleur, nous proposons la définition suivante de $\gamma^{\mathcal{B}}$:

$$\gamma^{\mathcal{B}} = [\bar{\gamma}^{\mathcal{B}^\top}, 0]^\top \quad \text{avec} \quad \bar{\gamma}^{\mathcal{B}^\top} = \begin{bmatrix} \sqrt{1 - \chi^2} \\ \chi \end{bmatrix}$$

où $\chi \in [0; V_{\text{lat}}/|v|]$ est une fonction de transition entre la route et le cap, dépendant des vitesses longitudinale V_{long} et latérale V_{lat} . Soit V_{crit} la vitesse critique du voilier en dessous de laquelle les mesures de vitesses peuvent être considérées comme trop bruitées. La fonction χ a les propriétés suivantes :

- quand $V_{\text{long}} > V_{\text{crit}}$, le vecteur $\bar{\gamma}$ représente la route ($\chi \rightarrow \frac{V_{\text{lat}}}{|\vec{v}|}$ et $\bar{\gamma} \rightarrow \frac{\vec{v}}{|\vec{v}|}$),
- quand $V_{\text{long}} < V_{\text{crit}}$, le vecteur $\bar{\gamma}$ représente le cap ($\chi \rightarrow 0$ et $\bar{\gamma} \rightarrow \vec{i}$).

Pour un système à 4 DDL, les vitesses V_{long} et V_{lat} dépendent de l'angle de gîte (équation (3.19)) :

$$\begin{bmatrix} V_{\text{long}} \\ V_{\text{lat}} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2(\cos \phi)^{-1} \\ 0 \end{bmatrix}$$

Ainsi, quand la vitesse du voilier est suffisamment élevée pour définir avec précision la valeur de la route, le vecteur $\bar{\gamma}$ représente cette dernière. Sinon, $\bar{\gamma}$ représente le cap.

Nous proposons de définir χ comme étant fonction du sigmoïde $\text{sig}(x) = 1/(1+e^{-\lambda x})$ avec λ une constante positive (figure 4.4) :

$$\chi = \frac{V_{\text{lat}}}{|\vec{v}|} \text{sig}(V_{\text{long}} - V_{\text{crit}})$$

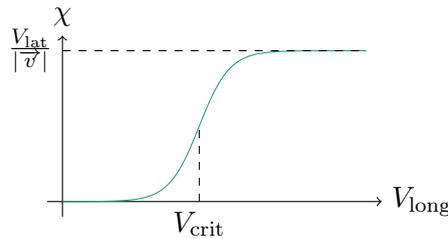


FIGURE 4.4 – Évolution de χ en fonction de V_{long}

La dérivée de $\bar{\gamma}$ est :

$$\dot{\gamma}^{\mathcal{B}} = \begin{bmatrix} \frac{-\chi\dot{\chi}}{\sqrt{1-\chi^2}} \\ \dot{\chi} \end{bmatrix} = -\omega_\gamma \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \bar{\gamma}^{\mathcal{B}} \quad \text{avec} \quad \omega_\gamma \triangleq \frac{-\dot{\chi}}{\sqrt{1-\chi^2}}$$

4.2 Simulations et expérimentation

Cette section présente les résultats de simulations du voilier avec le contrôleur précédent dans différentes configurations (route avec ou sans transition, cap). On présente aussi une comparaison avec un correcteur PID classique.

Route vs. Cap La première série de simulation compare les trajectoires d'un voilier utilisant un correcteur de cap puis de route. Le vent réel est à angle constant $\angle v_w^T = 90^\circ$ et son intensité est de 4 m/s.

Le correcteur de cap est synthétisé en utilisant le correcteur non linéaire à 4 DDL et en réglant la vitesse critique à une valeur importante ($V_{\text{crit.}} \rightarrow \infty$). Le contrôleur de route est, quant à lui, synthétisé en réglant la vitesse critique à une valeur relativement basse ($V_{\text{crit.}} = 0.5 \text{ m/s}$). Le réglage de voile est effectué en utilisant un contrôleur linéaire (voir section 1.2.1). Les autres paramètres ne varient pas d'une simulation à l'autre (gain des correcteurs, coefficients du voilier, ...).

La planification locale est effectuée via la méthode des champs de potentiels. Elle définit en temps réel un angle de référence à suivre par le correcteur de cap/route. Le point d'arrivé du voilier est situé à 5000 m de l'origine.

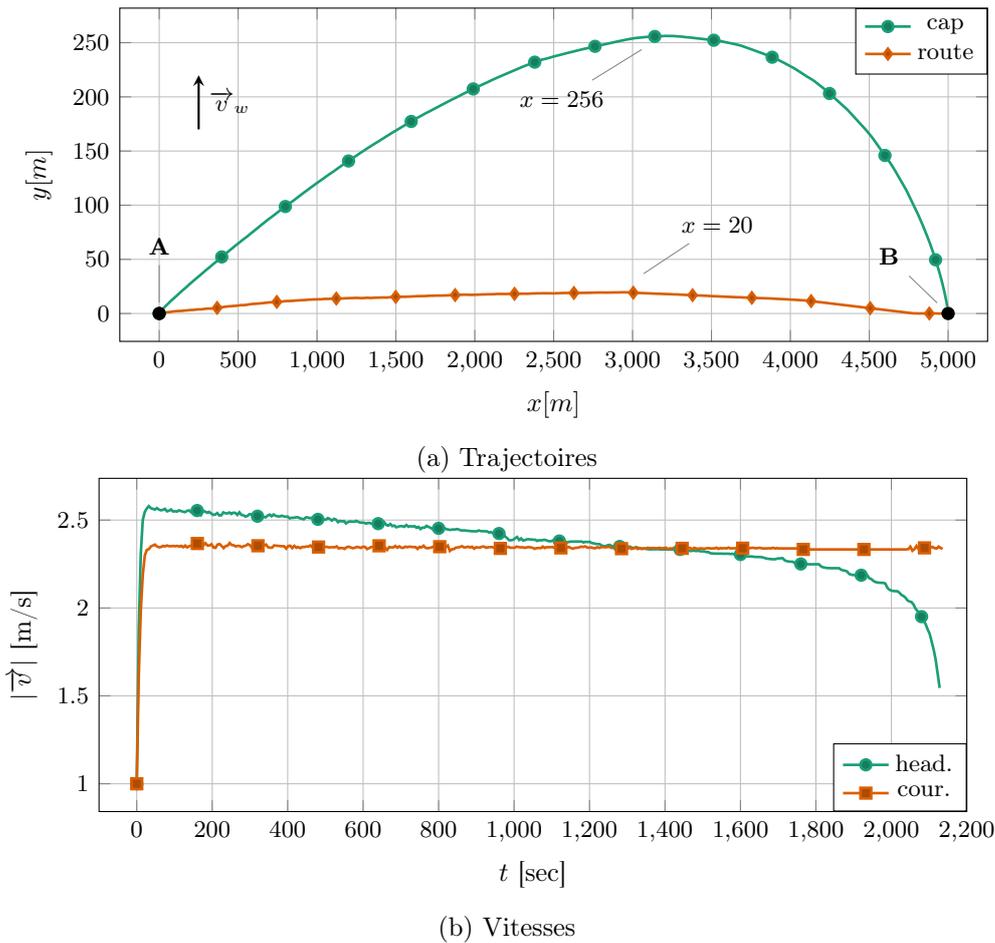


FIGURE 4.5 – Trajectoire et vitesse pour des correcteurs de cap et de route

On remarque sur la figure 4.5 que le voilier avec un correcteur de cap s'éloigne de la droite joignant le point de départ A au point de destination B . Ainsi, le voilier dessine une courbe. La distance maximale entre cette courbe et la droite $[AB]$ est environ 250 m. En revanche, la simulation avec un contrôleur de route permet de suivre une route plus proche de la droite entre le point de départ et celui de destination, la distance maximale entre la nouvelle trajectoire et la droite $[AB]$ n'est plus que de 20 m. Cette trajectoire plus directe entre le point de départ et l'arrivée permet d'envisager des applications de mesures spatiales contrôlées. De plus, si la méthode de planification locale telle que les champs de potentiels ne compense pas explicitement la dérive du voilier (i.e. elle ne prend pas en compte la dérive dans ses calculs), la correction de la déviation causée par la dérive n'interviendra qu'en cas de déviation prononcée, c'est

à dire quand le voilier s'éloigne trop de la ligne directe entre le point de départ et le point d'arrivée ou à l'approche de ce dernier. Cette compensation tardive peut aboutir à des conditions de navigation moins favorable (navigation serrée au près), entraînant une chute de vitesse du voilier (figure 4.5b).

Les simulations suivantes (figure 4.6) permettent d'observer le comportement du voilier, notamment l'évolution du cap, de la route et de la vitesse, avec des correcteurs non linéaires.

Les paramètres de simulation (conditions initiales, vent et direction de référence) sont identiques pour toutes les simulations :

- position linéaire et angulaire initiales nulles,
- vitesse linéaire initiale $|\vec{v}_0| = 0,2$ m/s selon l'axe longitudinal du voilier,
- vitesse angulaire initiale nulle,
- vent constant $v_w^{\mathcal{I}} = [4, 0, 0]^T$,
- direction de référence $\gamma_r = 0$.

Un bruit de distribution normale et de variance $\sigma = 0.02$ est ajouté aux mesures de vitesses linéaires pour émuler un capteur de vitesse bruité. Aucun bruit n'est ajouté aux mesures de cap car son estimation est supposée être faite à partir du magnétomètre de la centrale inertielle embarquée et elle est généralement plus précise que l'estimation de route.

Trois contrôleurs sont comparés et des résultats de simulations sont présentés figure 4.6 :

- un contrôleur hybride route/cap avec transition à basse vitesse ($V_{\text{crit.}} = 1.3$ m/s)
- un contrôleur de route ($V_{\text{crit.}} \ll 0$ m/s)
- un contrôleur de cap ($V_{\text{crit.}} \rightarrow \infty$)

Le comportement du voilier avec correcteur de cap est conforme à celui attendu avec un cap qui converge vers la valeur de référence ($\psi_{\text{final}} \rightarrow \gamma_r$) tandis que la route diffère du cap (erreur statique) suite à la dérive du voilier ($\gamma_{\text{final}} = 5.5^\circ$). En revanche, le voilier avec contrôleur de route ou contrôleur hybride route/cap ($V_{\text{crit.}} \leq 1,3$ m/s) compense les couples perturbateurs et l'effet de dérive. Cela permet un asservissement de la route ($\gamma_{\text{final}} \rightarrow 0^\circ$). De plus, on remarque qu'à faible vitesse (quand $V_{\text{long}} < V_{\text{crit.}}$), le correcteur effectue un suivi de cap. À l'approche de la vitesse critique ($V_{\text{long}} \approx V_{\text{crit.}}$), on observe le changement de comportement du voilier qui commence à suivre la route.

La détermination de δ_r dépend de la valeur de $|\vec{v}|$ (équation (4.8)). Le contrôleur est donc sensible aux bruits sur les mesures de vitesse. De plus, sur un contrôleur de route, le vecteur $\vec{\gamma}$ dépend de \vec{v} . Il sera donc encore plus sensible aux bruits de mesures qu'un contrôleur de cap. L'influence du bruit est maximale à faible vitesse car, dans ces conditions, le rapport signal sur bruit du GPS est très défavorable.

On peut observer ce phénomène sur les simulations de la figure 4.6 : quand $t < 5$ sec, la vitesse du voilier est faible ($V_{\text{long}} < V_{\text{crit.}}$) et le rapport signal sur bruit est défavorable ; avec un contrôleur de route pur, l'angle de safran oscille. Ces oscillations sont moins marquées sur un contrôleur avec transition car dans ce cas, γ est équivalent au cap et ne dépend plus de \vec{v} (dans la simulation, cela correspond à $t < 5$ sec).

Contrôleur non linéaire de cap vs. PID Les simulations présentes figure 4.7 comparent le contrôleur non linéaire effectuant un suivi de cap avec un PID classique (voir section 1.3.1). Le PID a été réglé en suivant la méthode de Ziegler-Nichols pour un point de fonctionnement correspondant à un vent arrière de 4 m/s. Les conditions initiales ainsi que les références de cap sont identiques entre les simulations.

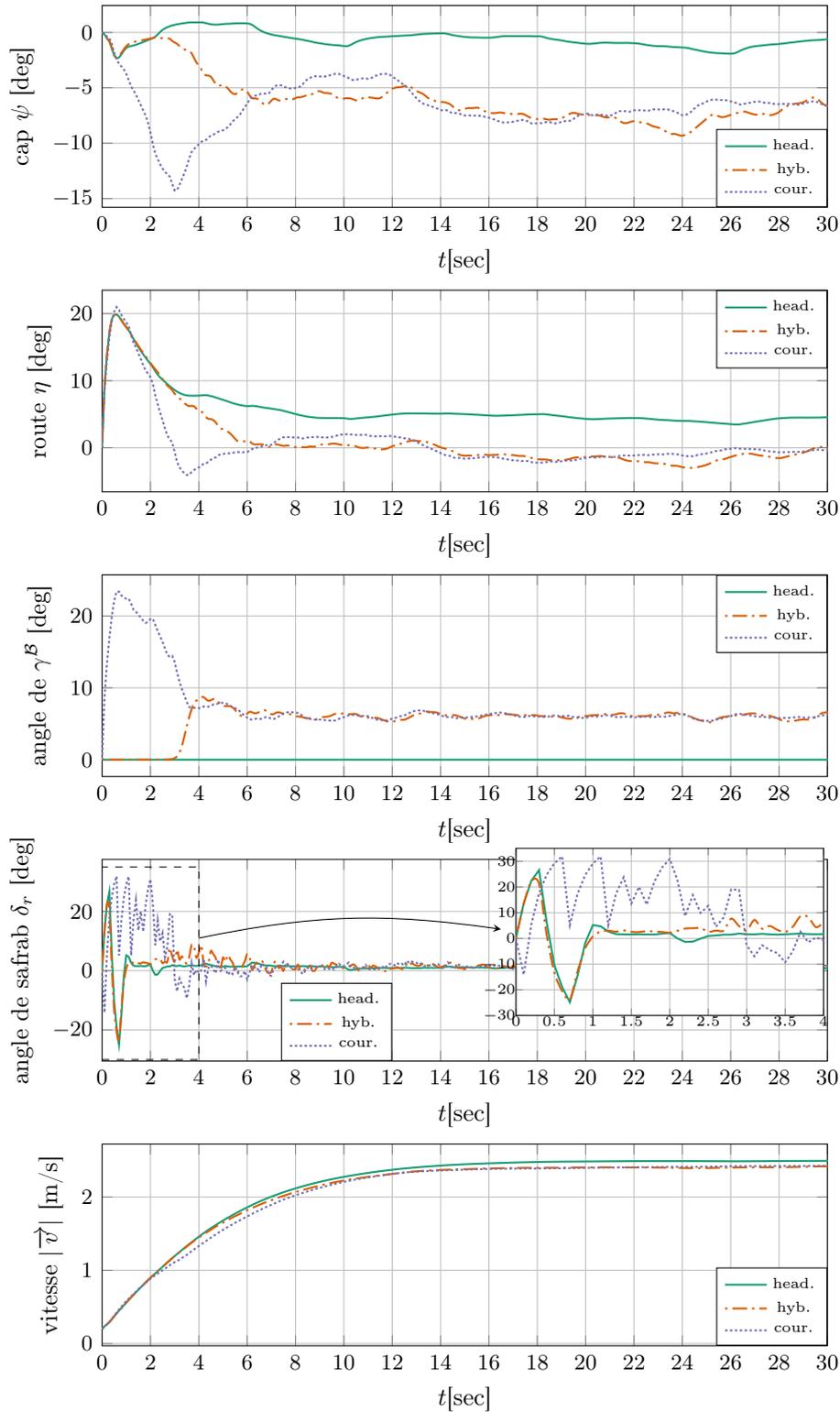


FIGURE 4.6 – Correcteurs non linéaires de cap, de route et hybride route/cap

- PID réglé pour une vitesse de vent de 4 m/s
- $|\vec{v}_w| = 4$ m/s \Rightarrow les deux correcteurs ont des performances similaires
- $|\vec{v}_w| \neq 4$ m/s \Rightarrow Les performances du PID se dégradent

A cette vitesse de vent, les deux correcteurs réagissent aussi rapidement (figure 4.7). En revanche, quand l'amplitude de vent diffère de 4 m/s, la vitesse du voilier change aussi, affectant le couple généré sur le safran et dégradant les performances du PID

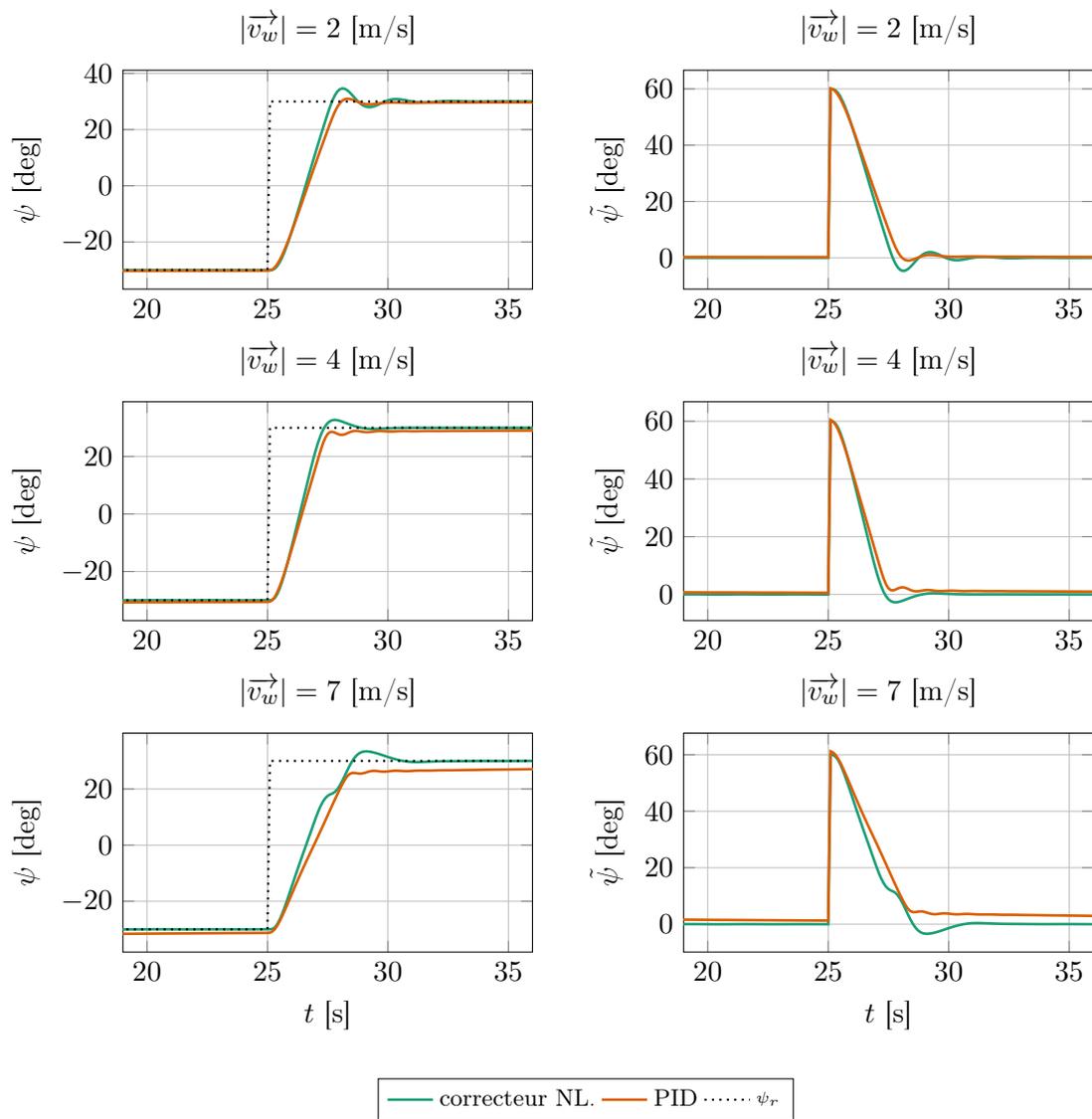


FIGURE 4.7 – Comparaison entre contrôleurs de cap (non linéaire vs. PID) à différentes vitesses de vent

(à vitesse plus faible, le PID réagi plus lentement tandis qu'à vitesse plus élevée, son comportement oscillant prend plus de temps à se stabiliser).

Une solution alternative pour obtenir un PID plus robuste serait de ne plus calculer le PID à partir du modèle de navire du premier ordre de Nomoto mais plutôt en considérant la commande de PID comme un couple agissant sur la dynamique de rotation du voilier :

$$u = K_p \tilde{\psi} + K_i \int \tilde{\psi} dt - K_d \dot{\psi}$$

Le calcul de l'angle du safran se faisant ensuite en utilisant l'expression (4.8).

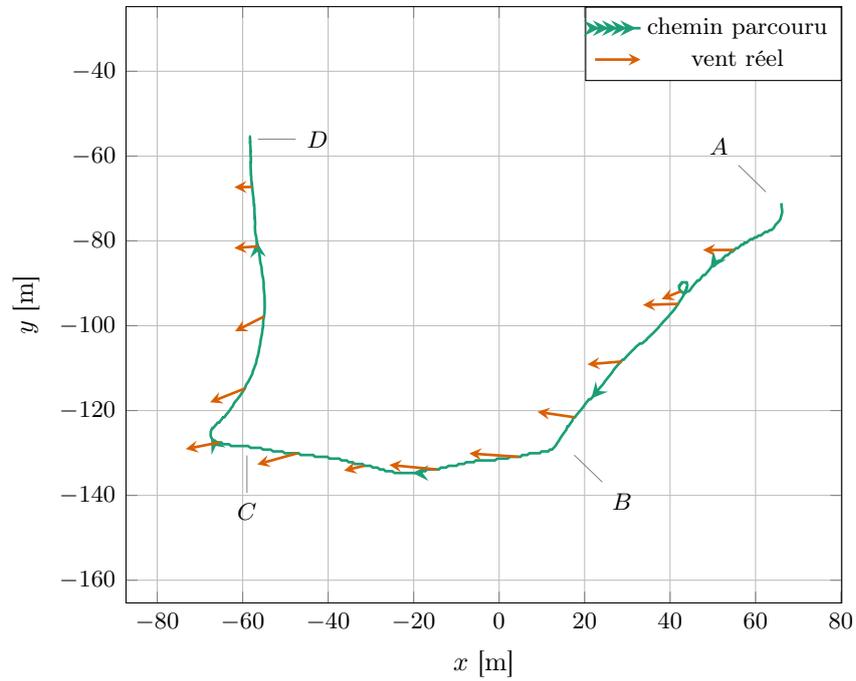
Expérimentations Le correcteur non linéaire a été implémenté sur le voilier Asarome II. Les tests ont été réalisés sur le plan d'eau de la base de loisir de Saint-Quentin-En-Yvelines. Comme les conditions de navigation sont non-reproductibles (variations de l'intensité et de la direction du vent, perturbations liés au clapots et vagues de surface), ce correcteur n'a pas été comparé à d'autres en situation réelle. Le but de cette expérimentation est donc de confirmer la faisabilité du correcteur sur un cas réel.

Les figures 4.8 et 4.9 montrent les chemins aller et retour suivis par le voilier en passant par A , B , C et D . La direction à suivre est fournie par la méthode des champs de potentiels. Le réglage de voile utilisé est un réglage optimal (voir chapitre 5) tandis que le correcteur d'orientation est réglé pour suivre le cap ($\lambda = 70$, $V_{\text{crit}} = 30$ m/s, $K_\omega = 3$, $K_p = 2$, $K_{i_\omega} = 0.3$ et $K_d = 2$). On constate que le cap suit la valeur de référence γ_r malgré sa variation constante due au changement des conditions de navigation. Les pics sur l'erreur de suivi $\tilde{\gamma}$ sont dus aux grandes variations de la référence γ_r lors des virements de bord.

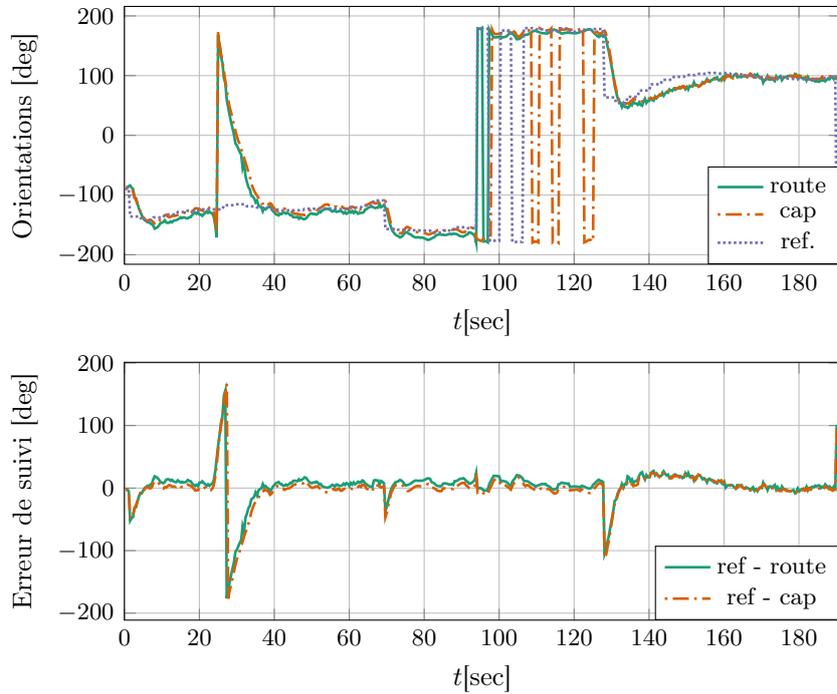
Les figures 4.10 et 4.11 montrent les résultats d'une expérience similaire mais avec le correcteur non linéaire réglé comme correcteur de route sans transition ($\lambda = 70$, $V_{\text{crit}} = 0$ m/s, $K_\omega = 3$, $K_p = 2$, $K_{i_\omega} = 0.3$ et $K_d = 2$). La direction à suivre est toujours fournie par la méthode des champs de potentiels et le réglage de voile utilisé est un réglage optimal (voir chapitre 5). Le chemin suivi par le voilier est différent que celui de l'expérience précédente car les conditions de navigation ont changé. On constate que le voilier suit bien sa route de référence.

Comme mentionné précédemment, les variations importantes des paramètres environnementaux (direction et vitesse du vent) entre les deux expériences ne permettent pas de comparer leurs résultats. Ainsi, même si l'on observe que dans cette expérience le chemin comprend moins de manœuvre et les segments sont moins courbés que dans celle avec contrôleur de cap, on ne peut en tirer de conclusion.

De plus, pendant notre campagne d'expérimentation, nous n'avons pu tester la fonction de transition car les conditions de vent n'étaient pas favorables à ce type d'essais (vent relativement important).

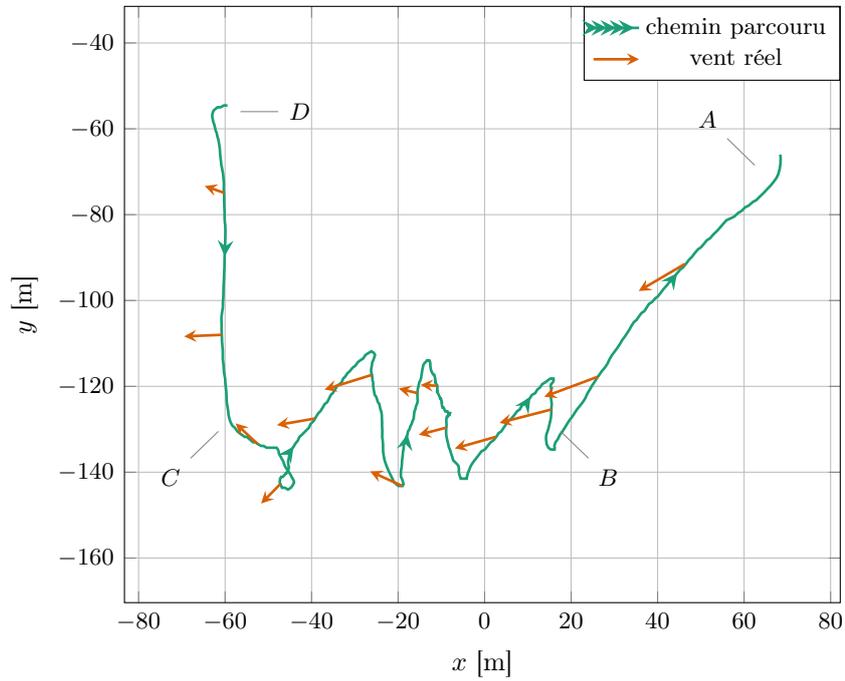


(a) Trajectoires

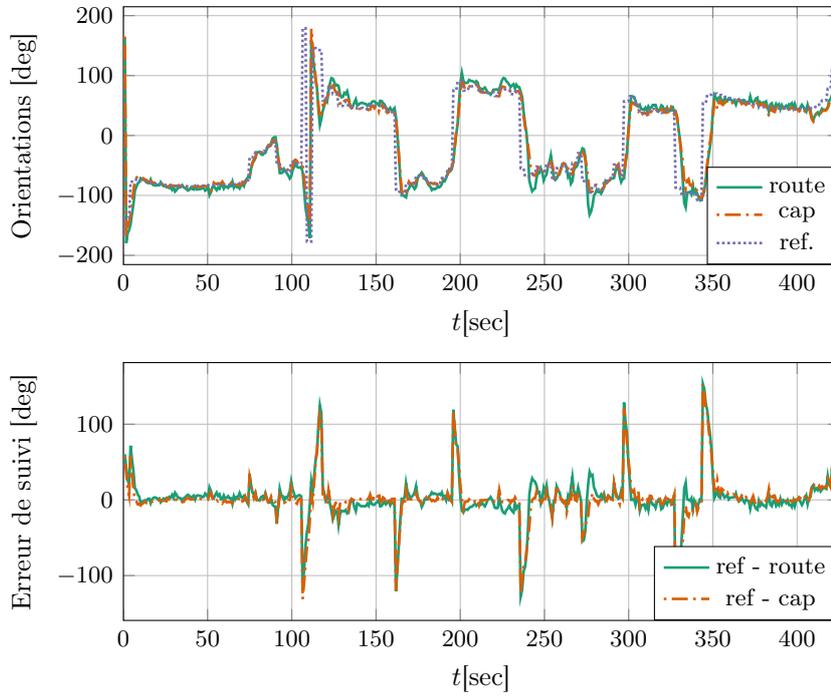


(b) Orientations et erreur de suivi

FIGURE 4.8 – Trajectoire et orientations du voilier avec correcteur de cap - vent arrière et de travers

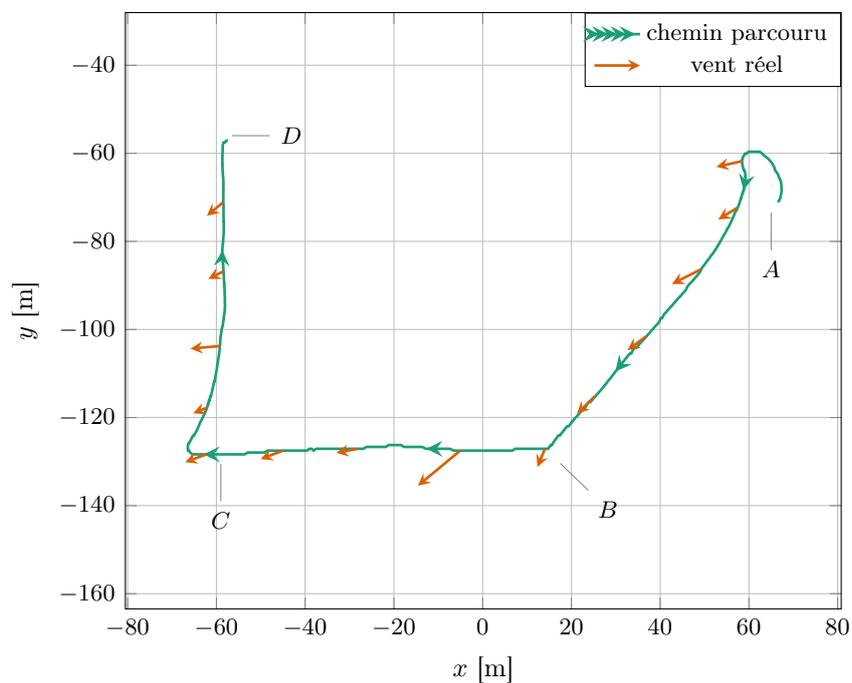


(a) Trajectoires

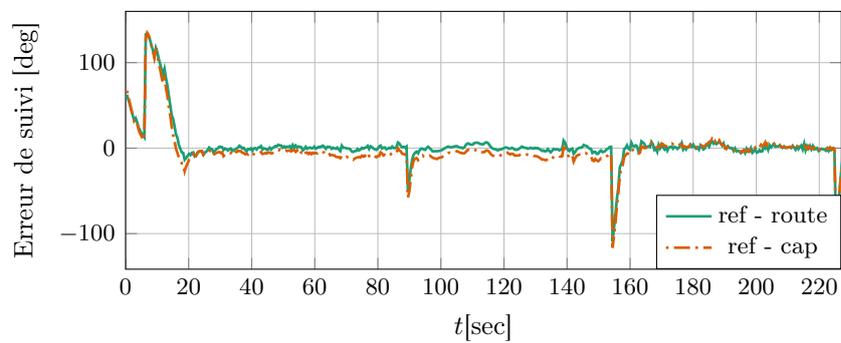
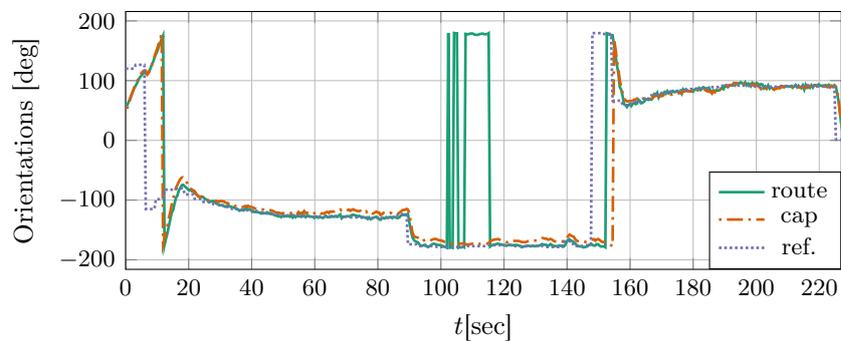


(b) Orientations et erreur de suivi

FIGURE 4.9 – Trajectoire et orientations du voilier avec correcteur de cap - remontée au vent

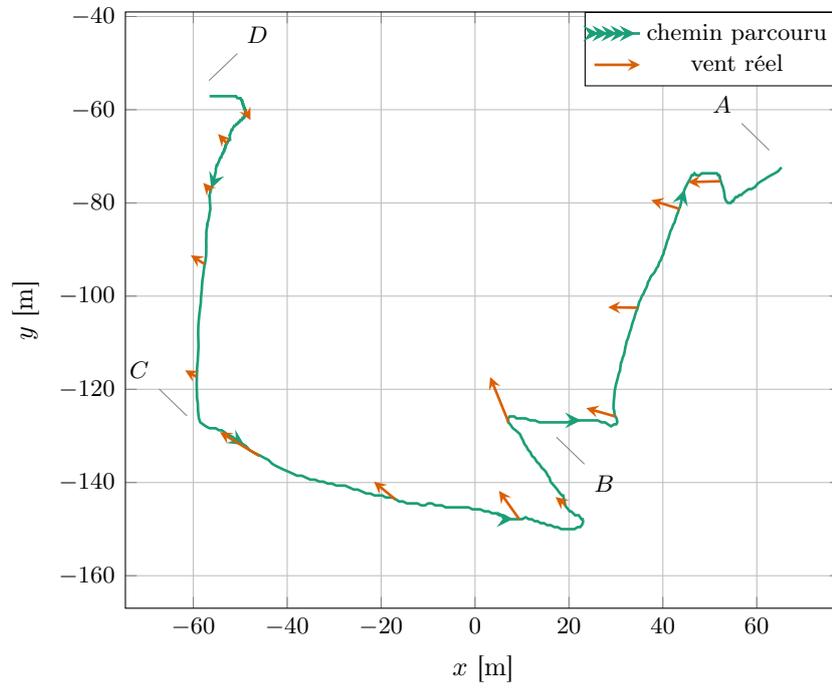


(a) Trajectoires

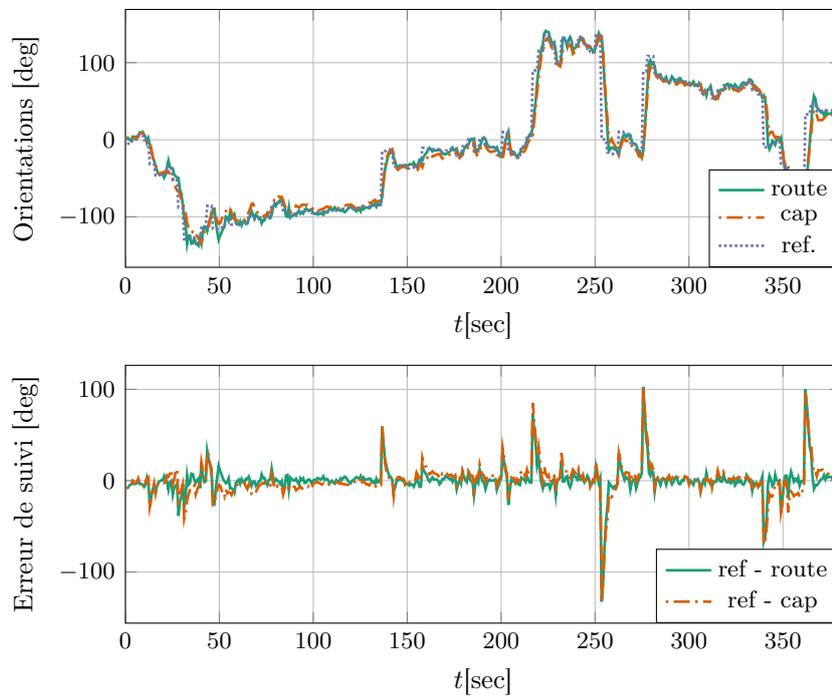


(b) Orientations et erreur de suivi

FIGURE 4.10 – Trajectoire et orientations du voilier avec correcteur de route - vent arrière et de travers



(a) Trajectoires



(b) Orientations et erreur de suivi

FIGURE 4.11 – Trajectoire et orientations du voilier avec correcteur de route - remontée au vent

4.3 Discussion

Le correcteur non linéaire proposé permet d'effectuer un suivi de route et de suivre plus fidèlement une direction fournie par l'étape de planification locale. Cela permet d'éviter la prise en compte de la dérive pendant la planification et ouvre la possibilité d'utiliser le voilier pour effectuer des mesures spatiales contrôlées. De plus, ce correcteur peut effectuer un asservissement de cap quand le rapport signal sur bruit est défavorable, c'est à dire à faible vitesse où les mesures du capteur de vitesse sont très bruitées. La prise en compte de l'angle de gîte ainsi que de la vitesse du voilier dans la détermination de l'angle de safran permet de plus d'obtenir un correcteur avec des performances non dégradées même quand les conditions de navigation varient (variation de la vitesse apparente \vec{v}_{ar} ainsi que de l'angle de gîte ϕ). En comparaison avec un PID classique, les performances restent homogènes sur une grande plage de variation de vitesse du voilier. Les simulations ont montré un bon comportement du correcteur en dépit des approximations réalisées lors de la synthèse. L'inconvénient majeur du correcteur est qu'il considère le couple de safran pouvant être produit comme étant non borné. En pratique, il dépend de la vitesse apparente du voilier. Une vitesse longitudinale trop faible ou un réglage de voile inapproprié provoquant un couple de voile trop important peuvent empêcher la convergence du correcteur. La solution proposée pour résoudre ce problème est présentée au chapitre 6.

Chapitre 5

Réglage de voile

Sommaire

5.1	Formulation du problème de réglage optimal	95
5.2	Résolution du problème d'angle optimal pour une voile entièrement actionnée	97
5.2.1	Résolution du problème sans contrainte additionnelle	99
5.2.2	Ajout d'une contrainte sur l'angle de gîte	100
5.2.3	Exemples numériques	100
5.2.4	Simulations	103
5.3	Détermination de l'angle de voile pour une voile semi-actionnée	106
5.3.1	Configurations de voile réalisables et domaine de validité Λ_v	108
5.3.2	Suivi d'un angle de voile de référence	111
5.4	Conclusion	114

Bien régler la voile permet de générer une force de propulsion faisant avancer le navire. De plus, ainsi que le montrent les équations (3.27), le couple généré par le safran est proportionnel au carré de la vitesse $|\vec{v}_{ar}|$. Cela implique qu'à faible vitesse, le couple généré par le safran tend vers 0 et peut ne plus permettre au voilier de changer de direction. En d'autres termes, la limite de stabilité des contrôleurs d'orientation (cap ou route) dépend des bornes du couple généré par le safran.

D'un autre côté, quand le vent est important, le voilier a tendance à gîter (son angle ϕ autour de l'axe \vec{v} augmente). A vent trop fort, l'angle de gîte peut atteindre des valeurs dangereuses pour l'intégrité du voilier et de ses équipements. Au delà d'une certaine limite, le couple de redressement $\tau_{r,1}$ change de signe et ne participe plus à redresser le navire, aboutissant au chavirage.

Nous nous intéressons donc dans ce chapitre au réglage optimal de voile entièrement actionnée afin de déterminer en temps réel l'angle de voile permettant de maximiser la poussée (propulsion), et par la suite la capacité à contrôler la direction du voilier, tout en limitant la valeur de l'angle de gîte (condition de non chavirement). Nous traitons aussi du cas particulier des voiles semi-actionnées, ce qui inclut la détermination des réglages physiquement réalisables ainsi que de la période transitoire pour la faire changer de bord quand nécessaire.

Avant d'appliquer cette méthode pour obtenir le réglage de voile réalisable, il est nécessaire de déterminer la valeur du domaine de validité Λ_v . Sa définition est décrite dans la section 5.3.1. De plus, suite à la dynamique particulière de la voile et à son mécanisme d'actionnement, atteindre le réglage de voile désiré pourrait demander de

refermer la voile avant de la rouvrir (faire passer la voile d'un bord sur l'autre). Cette opération est décrite en section 5.3.2.

Dans ce chapitre, nous considérerons que le voilier n'a qu'une seule voile. La méthode peut facilement être étendue pour des voiliers à voiles multiples mais de réglages identiques.

Les symboles et notations utilisés dans ce chapitre sont résumés dans le tableau 5.1

TABLEAU 5.1 – Notations utilisées pour le réglage de voile

symbole	définition
\dot{x}	dérivée temporelle de $x \in \mathbb{R}^{m \times n}$
x^\top	transposée de $x \in \mathbb{R}^{m \times n}$
\vec{x}	vecteur affine associé à l'espace vectoriel $x \in \mathbb{R}^3$
$\vec{x} \times \vec{y}$	produit vectoriel des vecteurs \vec{x} et \vec{y}
$\{e_1, e_2, e_3\}$	vecteurs de base de \mathbb{R}^3
$x^\mathcal{X}$	vecteur des coordonnées de \vec{x} projeté dans le repère \mathcal{X}
$x_1^\mathcal{X}, x_2^\mathcal{X}, x_3^\mathcal{X}$	composante du vecteur $x^\mathcal{X} \in \mathbb{R}^3$
$ \cdot $	norme euclidienne
x_\times	matrice antisymétrique associée à $x \in \mathbb{R}^3$, i.e. $x_\times y = x \times y, \forall y \in \mathbb{R}^3$
$R_\mathcal{X}^\mathcal{Y}$	matrice de rotation représentant l'orientation de \mathcal{X} par rapport à \mathcal{Y} . $R_\mathcal{X}^\mathcal{Y} \in SO(3)$. Pour tout vecteur affine \vec{x} , $x^\mathcal{Y} = R_\mathcal{X}^\mathcal{Y} x^\mathcal{X}$
G, G_s	centre de masse du voilier (CoM) et centre de pression de la voile
\mathcal{I}	repère inertiel ($\mathcal{I} = \{0; \vec{i}_0, \vec{j}_0, \vec{k}_0\}$)
\mathcal{B}	repère lié à la coque du voilier ($\mathcal{B} = \{G; \vec{i}, \vec{j}, \vec{k}\}$)
\mathcal{S}	repère lié à la voile ($\mathcal{S} = \{G_s; \vec{i}_s, \vec{j}_s, \vec{k}_s\}$)
$\vec{x}, \vec{x}_s, \vec{x}_r$	position de G, G_s et G_r
$\vec{\omega}$	vitesse angulaire du repère lié au voilier
\vec{v}	vitesse linéaire de G
\vec{v}_w	vecteur du vent réel (le vent perçu par un observateur externe)
\vec{v}_{as}	vitesse apparente de la voile
\vec{v}_{aw}	vitesse apparente du vent
x, R, ω, v	notation abrégée pour $x^\mathcal{I}, R_\mathcal{B}^\mathcal{I}, \omega^\mathcal{B}, v^\mathcal{B}$
$\vec{F}_s, \vec{F}_s^N, \vec{F}_s^T$	force sur la voile, composante normale et tangentielle de cette force
$\vec{\tau}_s, \vec{\tau}_{rest.}$	couple généré par la voile et couple de redressement
$C_s^L(\cdot), C_s^D(\cdot)$	coefficients de portance et de traînée de la voile
$C_s^N(\cdot), C_s^T(\cdot)$	coefficients normal et tangentiel de la voile
S_s, h_s	surface de la voile et distance verticale entre G et G_s
GM_t	hauteur métacentrique transversale
ρ_{air}, m_0, g	densité de l'air, masse du voilier et accélération de la gravité
δ_s, α_s	angle de la voile et angle d'attaque sur la voile
δ_s^*	réglage de voile optimale
ψ, ϕ, ϕ^{\max}	cap, gîte et gîte maximale autorisée
σ_S	indicateur de stabilité
Θ_v	angle du vent apparent dans le repère \mathcal{B}
Λ_v, Λ_s	domaine de validité et domaine de stabilité
$R_z(\psi)$	matrice de rotation d'angle ψ autour de \vec{z}
J	matrice d'inertie (réelle et ajoutée) du voilier. $J \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$
$[J_{11}, J_{22}, J_{33}]$	diagonale de la matrice d'inertie J
\mathcal{J}	fonction de coût à minimiser
u	entrée de commande (proportionnelle au couple safran)
c	grandeur homogène aux perturbations

5.1 Formulation du problème de réglage optimal

Pour déterminer le réglage optimal de voile, nous considérons que le tangage et le mouvement vertical sont négligeables et utilisons donc le modèle à 4 DDL développé en section 3.3.2. On cherche à maximiser la vitesse du voilier lorsqu'il suit une direction constante.

En supposant que la masse ajoutée est une matrice diagonale [Fossen, 1994], la matrice d'inertie du système devient elle aussi diagonale ($J = \text{diag}([J_{11}, J_{22}, J_{33}])$). En reprenant les équations (3.14) et (3.16), la dynamique de gîte du voilier est donnée par :

$$\begin{aligned}\ddot{\phi} = \dot{\omega}_1 &= -e_1^\top J^{-1} \omega_\times J \omega + e_1^\top J^{-1} \sum \tau^{\mathcal{B}} \\ &= \frac{-J_{22} + J_{33}}{J_{11}} \omega_3^2 \tan \phi - \frac{e_1^\top}{J_{11}} \sum \tau^{\mathcal{B}}\end{aligned}$$

Elle est donc dépendante de l'ensemble des couples agissant sur le voilier $\sum \tau^{\mathcal{B}}$, de la matrice d'inertie J , des vitesses angulaires ω ainsi que de l'angle de gîte ϕ .

Comme on cherche à maximiser l'effort quand le voilier suit une orientation constante $\omega_3^2 \approx 0$, la dynamique de gîte devient :

$$\ddot{\phi} \approx -\frac{e_1^\top}{J_{11}} \sum \tau^{\mathcal{B}}$$

Nous ferons aussi les hypothèses suivantes :

- le vent est toujours parallèle au plan d'eau,
- l'amplitude du vent apparent n'est jamais nulle ($|\vec{v}_{aw}| > 0$),
- de part les caractéristiques géométriques du voilier, les effets de sa rotation $\vec{\omega} \times \overrightarrow{GG_s}$ ainsi que celle propre à la voile $\dot{\delta}_s$ sur la vitesse apparente \vec{v}_{as} sont négligeables.

La vitesse apparente \vec{v}_{as} (figure 5.1) est donc définie comme suivant :

$$\vec{v}_{as} \approx \vec{v} - \vec{v}_w = -\vec{v}_{aw}$$

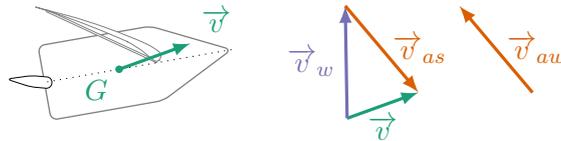


FIGURE 5.1 – Vent apparent et vitesse apparente

Soit V la vitesse apparente de la voile par rapport à la masse d'air environnante et projetée dans le repère résultant de la rotation de $v_{as}^{\mathcal{I}}$ autour de \vec{k}_0 :

$$V \triangleq \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ 0 \end{bmatrix} = R_z(\psi)^\top v_{as}^{\mathcal{I}} = \begin{bmatrix} V_{\text{long}} \\ V_{\text{lat}} \\ 0 \end{bmatrix} = R_z(\psi)^\top v_w^{\mathcal{I}}$$

où V_{long} et V_{lat} sont les vitesses longitudinales et latérales du voilier (voir équation (3.19)).

L'angle du vent apparent Θ_v projeté dans le repère du voilier \mathcal{B} est donné par :

$$\Theta_V \triangleq \text{atan2}(V_2, V_1)$$

Du fait de la gîte du voilier, la relation entre Θ_V et la mesure de l'angle de vent apparent AWA donnée par l'anémomètre embarqué sur le voilier est :

$$\tan(\text{AWA}) = \cos \phi \tan \Theta_V$$

En reprenant l'expression de l'angle d'attaque α_s (équation (3.1)), on déduit la relation suivante :

$$\sin \alpha_s = \frac{-v_{as,2}^S}{|\vec{v}_{as}|}$$

avec

$$\begin{aligned} v_{as,2}^S &= -V_1 \sin \delta_s + V_2 \cos \phi \cos \delta_s \\ |\vec{v}_{as}| &= |V| = \sqrt{V_1^2 + V_2^2} \end{aligned}$$

L'effort sur la voile \vec{F}_s peut être exprimé en fonction de coefficients normal $C_s^N(\alpha_s)$ et tangentiel $C_s^T(\alpha_s)$ (voir la section 3.1.1 et l'équation (3.3)) :

$$\vec{F}_s = \vec{F}_s^N + \vec{F}_s^T$$

L'expression de cet effort dans le repère de la voile est :

$$F_s^S = \begin{bmatrix} \vec{F}_s^T \vec{i}_s \\ \vec{F}_s^N \vec{j}_s \end{bmatrix} = \lambda_s |\vec{v}_{as}|^2 \begin{bmatrix} -C_s^T(\alpha_s) \\ C_s^N(\alpha_s) \end{bmatrix}$$

où $\lambda_s = 0,5 \rho_{\text{air}} S_s$.

En observant les courbes présentes dans [Marchaj, 2002], on remarque que $C_s^T(\alpha_s) \ll C_s^N(\alpha_s)$ pour les voiles respectant les conditions suivantes :

- facteur de forme important ($AR > 4$),
- cambrure faible ($c < 1/15$).

On remarque aussi que le coefficient normal $C_s^N(\alpha_s)$ pour ce type de voile est une fonction monotone croissante de $\sin \alpha_s$. En se basant sur cette observation, la force tangentielle sera négligée. On obtient donc :

$$\begin{aligned} \vec{F}_s &\approx \vec{F}_s^N = \lambda_s C_s^N(\alpha_s) |V|^2 \vec{j}_s \\ F_s^S &\approx \lambda_s C_s^N(\alpha_s) |\vec{v}_{as}|^2 e_2 \end{aligned}$$

La force longitudinale de la voile ainsi que le couple autour de \vec{i} deviennent :

$$\begin{cases} \tau_{s,1}^B = -\lambda_s h_s C_s^N(\alpha_s) |V|^2 \cos \delta_s \\ F_{s,1}^B = -\lambda_s C_s^N(\alpha_s) |V|^2 \sin \delta_s \end{cases}$$

avec h_s , la hauteur du centre de pression G_s par rapport à G .

On suppose que la conception du voilier fait que, quand il atteint l'équilibre en gîte ($\dot{\phi} = 0$), les effets du safran, de la quille et de la résistance hydrodynamique sont négligeables. Seuls les couples de voile (τ_s^B) et de redressement ($\tau_{res.}^B$) assurent l'équilibre :

$$\begin{aligned} 0 = \ddot{\phi} &\Rightarrow 0 = J_{11} \ddot{\phi} \Rightarrow \\ 0 = \tau_{rep,1}^B + \tau_{s,1}^B & \\ = -m_0 g GM_t \sin \phi - \lambda_s h_s C_s^N(\alpha_s) |V|^2 \cos \delta_s & \end{aligned} \quad (5.1)$$

Pour maximiser la vitesse longitudinale du voilier, on cherche donc à déterminer la valeur de l'angle de voile δ_s qui maximise l'effort longitudinal $F_{s,1}$ produit par la voile.

Cette maximisation doit toutefois se faire en conservant l'équilibre en gîte pour éviter le chavirement. L'objectif peut être reformulé comme un problème de minimisation d'une fonction de coût \mathcal{J} sous contrainte d'égalité (équilibre en gîte, eq. (5.1)) :

$$\begin{aligned} \min \quad & \mathcal{J}(\delta_s, \phi) := C_s^N(\alpha_s) \sin \delta_s \\ \text{s.t. :} \quad & \beta \sin \phi + C_s^N(\alpha_s) \cos \delta_s = 0 \end{aligned} \quad (5.2)$$

avec

$$\begin{aligned} \sin \alpha_s &= \bar{V}_1 \sin \delta_s - \bar{V}_2 \cos \phi \cos \delta_s \\ \bar{V}_{1,2} &:= \frac{V_{1,2}}{|V|} \quad \& \quad \beta := \frac{m_0 g G M_t}{\lambda_s h_s |V|^2} \end{aligned}$$

Selon le type de voile et son mécanisme d'actionnement, l'angle de voile peut varier sur tout le domaine $[-\pi; \pi]$ ou sur un sous-ensemble de ce domaine. Dans la section suivante, on suppose que la voile est entièrement actionnée, de sorte que l'angle de voile peut prendre toute valeur désirée, sans contrainte liée à la direction du vent apparent : $\delta_s \in [-\pi, \pi] \forall \Theta_V$.

5.2 Résolution du problème d'angle optimal pour une voile entièrement actionnée

Soit $C_s^N(\alpha_s) : [-\pi, \pi] \rightarrow \mathbb{R}$ une fonction impaire différentiable ayant pour propriétés :

$$\begin{aligned} \text{sign}(C_s^N(\alpha_s)) &= \text{sign}(\alpha_s), \quad C_s^N(\alpha_s) = 0 \text{ ssi } \alpha_s = 0 \\ C_s^N(-\alpha_s) &= -C_s^N(\alpha_s), \quad \nabla C_s^N(\alpha_s) = \nabla C_s^N(-\alpha_s) \end{aligned} \quad (5.3)$$

et où l'opérateur $\nabla C_s^N(\alpha_s)$ est défini comme suit :

$$\nabla C_s^N(\alpha_s) \triangleq \frac{\partial C_s^N(\alpha_s)}{\partial \sin \alpha_s}$$

Ces propriétés sont vérifiées pour les voiles présentées dans [Marchaj, 2002]. Pour résoudre le problème de réglage optimal de voile sous contrainte d'équilibre, on reformulera le problème en calculant le Lagrangien :

$$\mathcal{L} = C_s^N(\alpha_s) \sin \delta_s + \lambda(\beta \sin \phi + C_s^N(\alpha_s) \cos \delta_s)$$

Les valeurs optimales d'angles de voile δ_s^* et de gîte ϕ^* peuvent être obtenues en calculant le minimum global de \mathcal{L} . Pour cela, on calcule les extremums de \mathcal{L} en résolvant le système $\frac{\partial \mathcal{L}}{\partial x_i} = 0 : x_i \in \{\lambda, \phi, \delta_s\}$ puis en évaluant le coût \mathcal{J} à chacun des extremums.

En notant que $\frac{\partial C_s^N}{\partial \phi} = \nabla C_s^N(\alpha_s) \frac{\partial \sin \alpha_s}{\partial \phi}$ et $\frac{\partial C_s^N}{\partial \delta_s} = \nabla C_s^N(\alpha_s) \frac{\partial \sin \alpha_s}{\partial \delta_s}$, les dérivées partielles de \mathcal{L} peuvent s'écrire comme :

$$\left\{ \begin{aligned} 0 &= \frac{\partial \mathcal{L}}{\partial \lambda} = \beta \sin \phi + C_s^N(\alpha_s) \cos \delta_s \\ 0 &= \frac{\partial \mathcal{L}}{\partial \phi} = \nabla C_s^N(\alpha_s) (\bar{V}_2 \sin \phi \cos \delta_s) \sin \delta_s \\ &\quad + \lambda [\beta \cos \phi + \nabla C_s^N(\alpha_s) (\bar{V}_2 \sin \phi \cos \delta_s) \cos \delta_s] \\ 0 &= \frac{\partial \mathcal{L}}{\partial \delta_s} = \nabla C_s^N(\alpha_s) (\bar{V}_1 \cos \delta_s + \bar{V}_2 \cos \phi \sin \delta_s) \sin \delta_s + C_s^N(\alpha_s) \cos \delta_s \\ &\quad + \lambda [\nabla C_s^N(\alpha_s) (\bar{V}_1 \cos \delta_s + \bar{V}_2 \cos \phi \sin \delta_s) \cos \delta_s - C_s^N(\alpha_s) \sin \delta_s] \end{aligned} \right. \quad (5.4)$$

De ce système, on déduit que :

$$\lambda = \frac{-\nabla C_s^N (\bar{V}_1 \cos \delta_s + \bar{V}_2 \cos \phi \sin \delta_s) \sin \delta_s - C_s^N \cos \delta_s}{\nabla C_s^N (\bar{V}_1 \cos \delta_s + \bar{V}_2 \cos \phi \sin \delta_s) \cos \delta_s - C_s^N \sin \delta_s}$$

et en remplaçant λ par sa valeur dans l'expression $0 = \frac{\partial \mathcal{L}}{\partial \phi}$, on obtient :

$$C_s^N \nabla C_s^N (\bar{V}_2 \sin \phi \cos \delta_s) + \beta \cos \phi [\nabla C_s^N (\bar{V}_1 \cos \delta_s + \bar{V}_2 \cos \phi \sin \delta_s) \sin \delta_s + C_s^N \cos \delta_s] = 0$$

En utilisant $\cos \delta_s = -(\beta/C_s^N) \sin \phi$ et $\bar{V}_1 \sin \delta_s = \sin \alpha_s + \bar{V}_2 \cos \phi \cos \delta_s$ dans l'équation précédente, on obtient la relation suivante entre l'angle de gîte ϕ et l'angle d'attaque α_s :

$$\tan(2\phi) = \frac{2\bar{V}_2}{\beta} \left(\frac{C_s^N \nabla C_s^N}{\sin \alpha_s \nabla C_s^N + C_s^N} \right) \quad (5.5)$$

Finalement, pour trouver les extremums de (5.4), il suffit de résoudre le système :

$$\begin{cases} \sin \alpha_s = \bar{V}_1 \sin \delta_s - \bar{V}_2 \cos \phi \cos \delta_s & (5.6a) \\ \beta \sin \phi + C_s^N \cos \delta_s = 0 & (5.6b) \\ \tan(2\phi) = \frac{2\bar{V}_2}{\beta} \left(\frac{C_s^N \nabla C_s^N}{\sin \alpha_s \nabla C_s^N + C_s^N} \right) & (5.6c) \end{cases}$$

Remarques L'analyse des équations précédentes permet de faire plusieurs observations :

- La relation (5.6c) implique que pour un réglage optimal de la voile, l'angle de gîte ϕ^* est borné à l'équilibre à $\pi/4$ ($|\phi^*| \leq \pi/4$).
- Si $C_s^N(\alpha_s)$ est exprimé comme fonction croissante de $\sin \alpha_s$ ($C_s^N(\alpha_s) = f(\sin \alpha_s)$) et que le réglage de voile est optimal, le signe de l'angle de gîte en régime établi sera forcément identique au signe de V_2 : $\text{sign}(\phi^*) = \text{sign}(\bar{V}_2)$. Cela est vérifié comme suivant : puisque ∇C_s^N est positif quand $f(\sin \alpha_s)$ est croissant, et comme $C_s^N(\alpha_s)$ a le même signe que $\sin \alpha_s$, le terme $\frac{C_s^N \nabla C_s^N}{\sin \alpha_s \nabla C_s^N + C_s^N}$ est forcément positif. Donc, $\text{sign}(\phi^*) = \text{sign}(\tan(2\phi^*)) = \text{sign}(\bar{V}_2)$. L'hypothèse de $f(\sin \alpha_s)$ croissant néglige les phénomène de décrochage pouvant se produire sur la voile.
- Pour chaque solution optimale $(\delta_s^*, \phi^*, \alpha_s^*)$, le triplet $(\delta_s^* \pm \pi, \phi^*, \alpha_s^* \pm \pi)$ est aussi une solution optimale. Ainsi, même si l'angle de voile a une limite physique à $\pm\pi/2$ (ce qui est le cas pour beaucoup de voilier), il y aura toujours une configuration optimale possible :

$$\exists \delta_s^* \in \left[-\frac{\pi}{2}; \frac{\pi}{2} \right] \quad (5.7)$$

Cette observation est vérifiée comme suivant : soit α_s^* l'angle d'attaque optimal ($\sin \alpha_s^* = \bar{V}_1 \sin \delta_s^* - \bar{V}_2 \cos \phi^* \cos \delta_s^*$). Le triplet $(\delta_s^*, \phi^*, \alpha_s^*)$ est donc la solution optimale au problème (5.2) et satisfait le système d'équation (5.6). On observe que le triplet $(\delta_s, \phi, \alpha_s) = (\delta_s^* \pm \pi, \phi^*, \alpha_s^* \pm \pi)$ satisfait lui aussi le système (5.2) et que $\mathcal{J}(\delta_s \pm \pi, \phi) = \mathcal{J}(\delta_s, \phi)$. On conclut que pour chaque solution optimale $(\delta_s^*, \phi^*, \alpha_s^*)$, le triplet $(\delta_s^* \pm \pi, \phi^*, \alpha_s^* \pm \pi)$ est aussi une solution optimale.

5.2.1 Résolution du problème sans contrainte additionnelle

L'angle de voile doit être continuellement ajusté pour prendre en compte les changements de vent ou d'orientation du voilier. Le système (5.6) doit donc être résolu périodiquement et en temps réel. Ce système d'équation non linéaire peut être transformé en une unique équation à résoudre.

Soit :

$$\begin{cases} x := \sin \alpha_s & \in [-1, 1] \\ y := \sin(2\phi) & \in]-1, 1[\\ z := \sin \delta_s & \in [-1, 1] \\ f(x) := f(\sin \alpha_s) = C_s^N(\alpha_s) \\ \nabla f := \frac{\partial f(x)}{\partial x} = \frac{\partial C_s^N(\alpha_s)}{\partial \sin \alpha_s} \end{cases} \quad (5.8)$$

La fonction de coût devient $\mathcal{J}(x, z) = f(x)z$.

À partir de (5.6a) et (5.6b), on déduit que :

$$\sin \alpha_s = \bar{V}_1 \sin \delta_s + \frac{\bar{V}_2 \beta \sin(2\phi)}{2f} \Rightarrow x = \bar{V}_1 z + \frac{\bar{V}_2 \beta}{2} \frac{y}{f(x)}$$

En reprenant (5.6) et (5.8), on obtient le système suivant :

$$\begin{cases} x = \bar{V}_1 z + \frac{\bar{V}_2 \beta}{2} \frac{y}{f(x)} \end{cases} \quad (5.9a)$$

$$\begin{cases} \frac{\beta}{\sqrt{2}} \frac{y}{f(x)} = \mp \sqrt{1 - z^2} \sqrt{\sqrt{1 - y^2} + 1} \end{cases} \quad (5.9b)$$

$$\begin{cases} \frac{y}{\sqrt{1 - y^2}} = \frac{2\bar{V}_2}{\beta} \frac{f(x) \nabla f(x)}{x \nabla f(x) + f(x)} \end{cases} \quad (5.9c)$$

Soient $g(x)$ et $\bar{g}(x)$ définis comme suivant :

$$\begin{aligned} g(x) &:= \frac{f(x) \nabla f(x)}{x \nabla f(x) + f(x)} > 0 \\ \bar{g}(x) &:= \frac{2\bar{V}_2}{\beta} g(x) = \frac{2\lambda_s h_s |V| V_2}{mgGM_t} g(x) \end{aligned}$$

En reprenant (5.9c), on déduit que :

$$y = \frac{\bar{g}(x)}{\sqrt{1 + \bar{g}^2(x)}}, \quad \sqrt{1 - y^2} = \frac{1}{\sqrt{1 + \bar{g}^2(x)}}$$

et, à partir de (5.9b), on obtient :

$$\sqrt{1 - z^2} = \frac{\mp \beta \bar{g}(x)}{\sqrt{2} f(x) (1 + \bar{g}^2(x))^{\frac{1}{4}} (1 + \sqrt{1 + \bar{g}^2(x)})^{\frac{1}{2}}} \quad (5.10)$$

L'équation (5.9a) conduit à :

$$z = \frac{1}{\bar{V}_1} \left[x - \bar{V}_2^2 \frac{g(x)}{f(x) \sqrt{1 + \bar{g}^2(x)}} \right] \quad (5.11)$$

En utilisant l'identité $\bar{V}_1^2 z^2 + \bar{V}_1^2 (\sqrt{1 - z^2})^2 = \bar{V}_1^2$, on obtient l'équation non linéaire à résoudre :

$$2 \left[x f(x) \sqrt{1 + \bar{g}^2(x)} - \bar{V}_2^2 g(x) \right]^2 + \frac{\bar{V}_1^2 \beta^2 \bar{g}^2(x) \sqrt{1 + \bar{g}^2(x)}}{1 + \sqrt{1 + \bar{g}^2(x)}} - 2 \bar{V}_1^2 f^2(x) (1 + \bar{g}^2(x)) = 0 \quad (5.12)$$

Résoudre l'équation (5.12) permet d'obtenir les mêmes résultats qu'en résolvant le système (5.6). Les solutions ainsi obtenues sont les minimums et les maximums locaux de la fonction de coût \mathcal{J} . Pour obtenir le minimal global, il suffit d'évaluer le coût de chaque solution x . Le minimal global correspond à la valeur optimal de x , y et z et donc à δ_s^* , ϕ^* et α_s^* .

Du point de vue du temps de calcul, la résolution numérique de l'égalité (5.12) peut se faire par exemple par la méthode sécant et ne prend que quelques millisecondes sur l'ordinateur embarqué du voilier Asarome II (un Arm Cortex-A9 @ 1 GHz), autorisant le calcul de l'angle de voile optimal δ_s^* en temps réel. Cette solution a donc été maintenue.

5.2.2 Ajout d'une contrainte sur l'angle de gîte

Pour s'éloigner des comportements dangereux et éviter le chavirement, il est crucial de limiter l'angle de gîte. Afin de garantir une valeur de gîte inférieure à $\phi^{\max} < \pi/4$, le problème d'optimisation peut être reformulé comme suivant :

$$\begin{aligned} \min \quad & \mathcal{J}(\delta_s, \phi) := f(\sin \alpha_s) \sin \delta_s \\ \text{s.t. :} \quad & 1) \quad \beta \sin \phi + f(\sin \alpha_s) \cos \delta_s = 0 \\ & 2) \quad |\phi^*| \leq \phi^{\max} \end{aligned} \quad (5.13)$$

Une solution pratique pour déterminer l'angle de voile optimal sous contrainte d'inégalité liée à l'angle de gîte maximal autorisé est de suivre la démarche suivante :

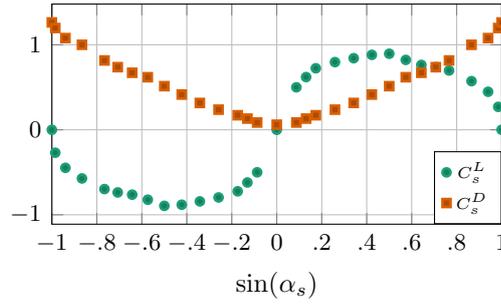
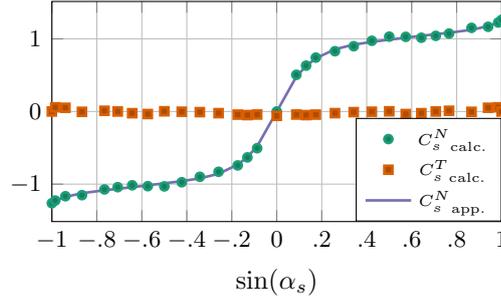
1. calculer Σ l'ensemble des solutions du problème d'optimisation avec contrainte d'équilibre (équation (5.2)) en résolvant l'équation (5.12)
2. enlever de Σ les solutions ne satisfaisant pas la contrainte $|\phi| \leq \phi^{\max}$,
3. ajouter à Σ les triplets $(\delta_s, \phi, \alpha_s)$ où ϕ correspond à la gîte maximale ($\phi = \text{sign}(\bar{V}_2) \phi^{\max}$) et où α_s et δ_s sont obtenus en résolvant numériquement l'équation d'équilibre de (5.2) ainsi que l'équation $\sin \alpha_s = \bar{V}_1 \sin \delta_s - \bar{V}_2 \cos \phi \cos \delta_s$,
4. évaluer la fonction de coût \mathcal{J} pour chaque solution potentielle de Σ et ne garder que celle ayant le coût minimal.

Ainsi, nous obtenons la solution maximisant la force longitudinale et respectant la contrainte sur l'angle de gîte $\phi \leq \phi^{\max}$ avec ϕ^{\max} assurant un comportement sûr au voilier. Cette solution δ_s^* sera considérée comme la référence $\delta_{s_{\text{ref}}}$ du système d'asservissement pour une voile entièrement actionnée :

$$\delta_{s_{\text{ref}}} = \delta_s^*$$

5.2.3 Exemples numériques

Nous présentons ci dessous un cas d'étude numérique déterminant l'angle optimal pour une voile sans cambrure (voile plate) et ayant un facteur de forme $AR = 5$ [Marchaj, 2002, p. 86]. La figure 5.2a donne les coefficients C_s^L et C_s^D en fonction du sinus de l'angle d'attaque $\sin \alpha_s$ pour cette voile tandis que la figure 5.2b affiche les coefficients C_s^N et C_s^T calculés et obtenus à partir de C_s^L et C_s^D . On peut noter que le


 (a) Coefficients C_s^L et C_s^D en fonction de l'angle d'attaque α_s [Marchaj, 2002, p. 86].


(b) Coefficients normal et tangentiel : comparaison entre les valeurs calculées et les valeurs approximées

 FIGURE 5.2 – Coefficients de portance, de traînée, normal et tangentiel pour une voile sans cambrure et à facteur de forme $AR = 5$

coefficient tangentiel C_s^T a toujours une valeur très faible largement dominée par celle du coefficient normal C_s^N . L'hypothèse où $C_s^T \approx 0$ et $\vec{F}_s \approx \vec{F}_s^N$ est donc vérifiée pour cette voile. Pour simplifier les calculs, C_s^N est implémenté sous forme d'un polynôme en $\sin \alpha_s$ d'ordre 5 (figure 5.2b) :

$$C_s^N(\alpha_s) = \begin{cases} p_5 \sin^5(\alpha_s) + p_4 \sin^4(\alpha_s) + p_3 \sin^3(\alpha_s) + p_2 \sin^2(\alpha_s) + p_1 \sin(\alpha_s) & \text{si } \sin(\alpha_s) \geq 0 \\ p_5 \sin^5(\alpha_s) - p_4 \sin^4(\alpha_s) + p_3 \sin^3(\alpha_s) - p_2 \sin^2(\alpha_s) + p_1 \sin(\alpha_s) & \text{si } \sin(\alpha_s) < 0 \end{cases}$$

Les valeurs des coefficients p_i sont données dans le tableau 5.2.

 TABLEAU 5.2 – Coefficients du polynôme approximant C_s^N

coefficient	p_5	p_4	p_3	p_2	p_1
valeurs	11,52	-33,79	39,45	-23,07	7,15

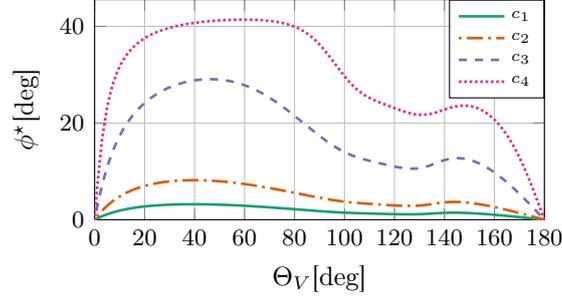
L'exemple numérique suppose un voilier ayant les paramètres présentés dans le tableau 5.3. Deux valeurs de vitesse apparente seront utilisées ($|V| = 5$ m/s puis $|V| = 8$ m/s) ainsi que deux valeurs de hauteur métacentrique ($GM_t = 0,1$ m puis $GM_t = 1$ m) afin de faire varier l'amplitude du couple de redressement et la tendance naturelle du voilier à gîter.

TABLEAU 5.3 – Paramètres du voilier

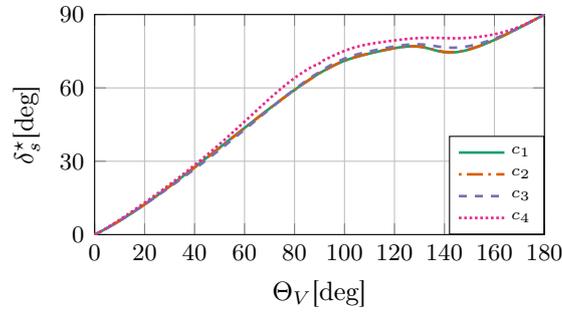
paramètre	m	S_s	g	ρ_{air}	h_s
valeur	15	1	9.81	1.225	0.8

Pour déterminer le réglage de voile optimal δ_s^* , l'équation (5.12) est résolue numériquement en utilisant la méthode Secant [Heath, 2002]. Il existe deux paires opposées

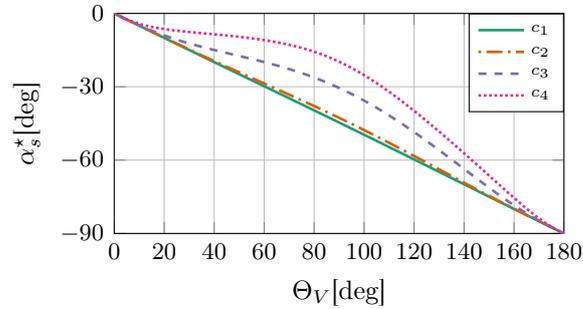
de solutions à cette équation, or le signe de x doit être différent de celui de \bar{V}_2 . En conséquence, et pour chaque valeur de Θ_V , l'équation (5.12) est résolue deux fois : une avec une estimation initiale proche de 0 et l'autre proche de ± 1 selon le signe de \bar{V}_2 . Pour obtenir la valeur optimale de x et donc de δ_s , il suffit de comparer les fonctions de coût des solutions.



(a) Angle de gîte optimal ϕ^* en fonction de l'angle de vent apparent Θ_V



(b) Angle de voile optimal δ_s^* en fonction de l'angle de vent apparent Θ_V



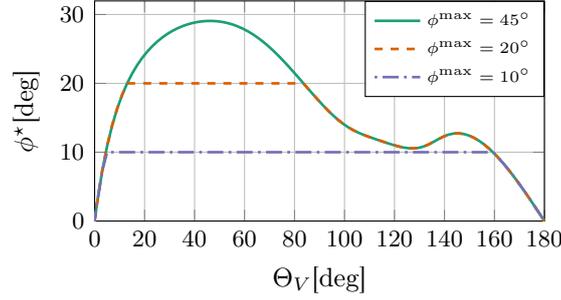
(c) Angle d'attaque optimal α_s^* en fonction de l'angle de vent apparent Θ_V

FIGURE 5.3 – Angles optimaux en fonction de l'angle de vent apparent Θ_V sans contrainte sur la gîte ϕ (c_1 : $|V| = 5$ m/s & $GM_t = 1$ m, c_2 : $|V| = 8$ m/s & $GM_t = 1$ m, c_3 : $|V| = 5$ m/s & $GM_t = 0,1$ m, c_4 : $|V| = 8$ m/s & $GM_t = 0,1$ m.)

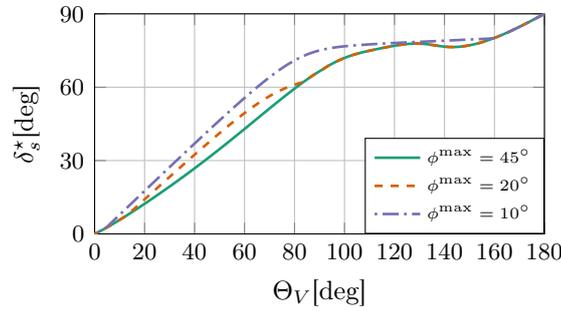
Le premier cas étudié est sans contrainte sur l'angle de gîte. La figure 5.3 illustre les résultats de ce cas : sur la courbe c_1 , $|V| = 5$ m/s et $GM_t = 1$ m ; sur la c_2 , $|V| = 8$ m/s et $GM_t = 1$ m ; sur la c_3 , $|V| = 5$ m/s et $GM_t = 0,1$ m tandis que sur la c_4 , $|V| = 8$ m/s et $GM_t = 0,1$ m. Seules les solutions où $\delta_s \in [-\pi/2, \pi/2]$ sont affichées. On observe qu'à faible vitesse de vent, la relation entre δ_s et Θ_V (figure 5.3b) s'apparente à une fonction affine similaire à celle présentée dans [Legursky, 2012]. À vitesse de vent importante, la courbe commence à saturer.

Le second cas utilise une contrainte sur l'angle de gîte telle que définie en section 5.2.2. La figure 5.4 permet d'observer l'effet d'une telle limite sur ϕ^* et δ_s^* : une petite variation de δ_s cause une variation importante de ϕ . De plus, la contrainte sur l'angle

de gîte affecte principalement la partie centrale de la courbe (quand $\Theta_V \in [-\pi/2, \pi/2]$). En d'autres termes, la remontée au vent est plus influencée par la contrainte ϕ^{\max} que les autres allures de navigation.



(a) Angle de gîte optimal ϕ^* en fonction de l'angle de vent apparent Θ_V



(b) Angle de voile optimal δ_s^* en fonction de l'angle de vent apparent Θ_V

FIGURE 5.4 – Angles optimaux en fonction de l'angle de vent apparent Θ_V avec une contrainte sur l'angle de gîte ϕ (avec $|V| = 5$ m/s & $GM_t = 0,1$ m, $c_1 : \phi_{max} = 45^\circ$, $c_2 : \phi_{max} = 20^\circ$, $c_3 : \phi_{max} = 10^\circ$)

Les figures 5.3 et 5.4 sont symétriques à l'origine. La figure 5.3c permet de constater que l'angle d'attaque optimal α_s^* n'est pas constant. En d'autres termes, régler l'angle de voile pour maintenir un angle d'attaque constant n'est pas la meilleure des stratégies à adopter pour maximiser la vitesse.

5.2.4 Simulations

Pour valider le réglage optimal de voile et évaluer ses performances, deux catégories de simulations ont été réalisées : la première a pour objectif de valider le régulateur en comparant les vitesses maximales obtenues en simulation avec ceux issues de la polaire des vitesses. La seconde compare les comportements du voilier à réglage de voile optimal puis en utilisant un autre plus conventionnel.

Comparaison avec la polaire des vitesses

La polaire des vitesses (voir paragraphe 1 page 6) du voilier Asarome II a été construite en effectuant une multitude de simulation avec le modèle de voilier à 6 degrés de liberté (voir section 3.3.1 page 52). Dans ces simulations, le voilier doit suivre une route constante $\eta_{ref} = 0$ avec des conditions de vent réel et des réglages de voile multiples :

- Pour chaque condition de vent réel \vec{v}_w , plusieurs simulations sont réalisées avec tous les réglages de voile possibles. Parmi ces réglages, celui où le voilier atteint la plus grande vitesse en régime établi est considéré comme le réglage idéal.

- La polaire des vitesses illustre la vitesse maximale pouvant être atteinte par le voilier en régime établi et en utilisant le réglage de voile idéal pour chaque condition de vent réel.

En comparant les vitesses atteintes par le voilier en régime établi en utilisant le réglage optimal déduit dans la section 5.1 et 5.2 avec celles issues de la polaire des vitesses, nous pouvons vérifier que le régulateur optimal produit le résultat escompté. De plus, cela permet de valider a posteriori les différentes hypothèses faites lors de l'élaboration de la méthode de régulation ($C_s^T \ll C_s^N, \dots$) car le modèle utilisé en simulation, que ce soit pour déterminer la polaire des vitesses ou pour atteindre un régime établi, est le modèle complet à 6 degrés de libertés.

La figure 5.5 affiche les vitesses maximales pouvant être atteintes par le voilier avec un vent réel d'amplitude $|\vec{v}_w| = 4$ m/s en fonction de $\angle v_w^B$ (l'angle entre le cap du voilier et le vent réel). Ces vitesses sont extraites des simulations après que le voilier ait atteint un régime stationnaire. Sur la polaire (figure 5.5a), la courbe S correspond aux vitesses maximales quand le réglage de voile est optimal et la limite de gîte est $\phi^{\max} = 30^\circ$. La courbe B_m correspond aux vitesses maximales quand le réglage de voile est linéaire par morceaux (voir figure 5.6). Ces deux courbes sont confrontées aux vitesses maximales théoriques (vel_{\max}) obtenues en simulant le voilier avec tous les réglages de voile possibles pour chaque direction de vent. De ces courbes, on remarque que régler la voile avec δ_s^* donne de meilleurs résultats. Les différences entre le réglage optimal δ_s^* et $\delta_s^{\text{vel}_{\max}}$, le réglage aboutissant réellement à une vitesse maximale, (voir figure 5.5c) sont dues aux simplifications faites lors de la déduction de δ_s^* . Malgré tout, et comme l'illustre la figure 5.5b, les vitesses atteintes en régime établi par les voiliers utilisant $\delta_s^{\text{vel}_{\max}}$ ou δ_s^* sont très similaires.

Comparaison avec réglage linéaire par morceaux

Les simulations suivantes comparent l'évolution de la vitesse et de l'angle de gîte du voilier avec un réglage de voile optimale puis avec un autre linéaire par morceaux tel que présenté dans [Briere, 2008b] (voir la section 1.2.1) mais adapté à notre voilier.

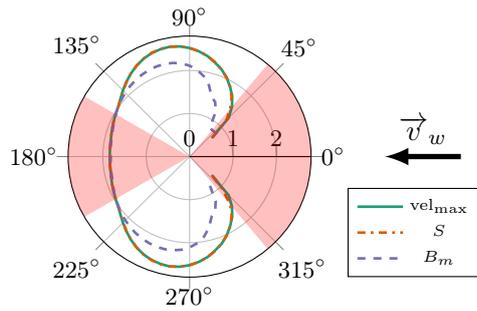
La relation entre δ_r et Θ_V du réglage linéaire par morceaux est présentée figure 5.6 : l'angle de voile est saturé à $\pm\pi/2$ quand $|\Theta_V| > 5\pi/6$. Cela est dû au fait que, à vent arrière et avec un angle de voile $|\delta_s| \approx \pi/2$, la force de propulsion est peu sensible aux légères variations de l'angle de voile. La saturation permet donc d'économiser de l'énergie en évitant des ajustements inutiles de la voile. Pour des raisons similaires, l'angle de voile est maintenu constant quand $|\Theta_V| \in [\pi/12, \pi/4]$

Les simulations numériques ont été effectuées avec le modèle de voilier à 6 DDL. Le vent réel a une amplitude de $|\vec{v}_w| = 4$ m/s tandis que son angle $\angle v_w^B$ est variable en fonction du temps comme suivant :

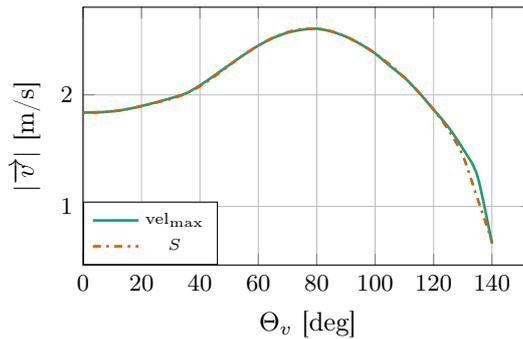
$$\angle v_w^B = \begin{cases} 10^\circ & \text{si } t \in [0, 20[\\ 45^\circ & \text{si } t \in [20, 40[\\ 80^\circ & \text{si } t \in [40, 60] \end{cases}$$

L'angle de gîte maximal est réglé à $\phi^{\max} = 45^\circ$. Dans toutes les simulations, le voilier maintient un cap ($\psi_{\text{ref}} = 0$) constant via l'utilisation d'un contrôleur non linéaire (voire la section 4.1).

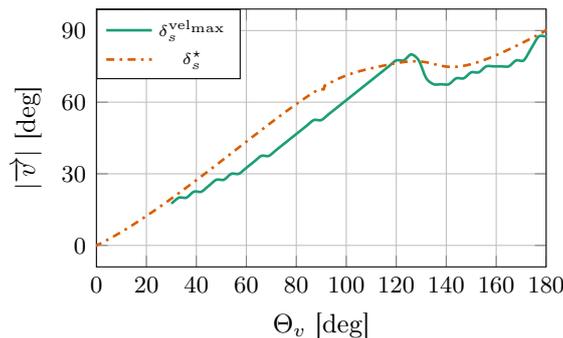
Les résultats des simulations (figure 5.7) montrent que les deux méthodes de réglage ont des performances équivalentes par vent arrière ($t \in [0, 20]$). En revanche, par vent de travers ($t \in [20, 40]$), la méthode de réglage optimal permet un gain non négligeable



(a) Comparaison des polaires



(b) Comparaison entre la vitesse théorique maximale et celle réellement atteinte



(c) Comparaison entre le réglage de voile δ_s^* et celui aboutissant à la vitesse maximale

FIGURE 5.5 – Vitesse maximale en fonction de l’angle relatif entre la direction suivie et le vent réel (S : angle optimal, B_m réglage selon [Briere, 2008b]), (vel_{max} : vitesse maximale théorique)

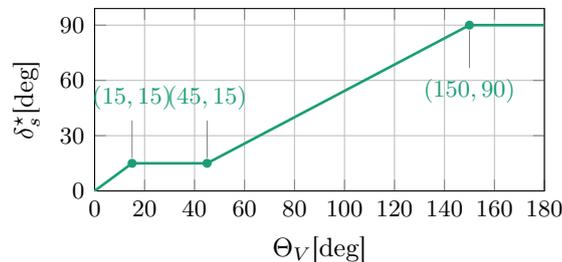
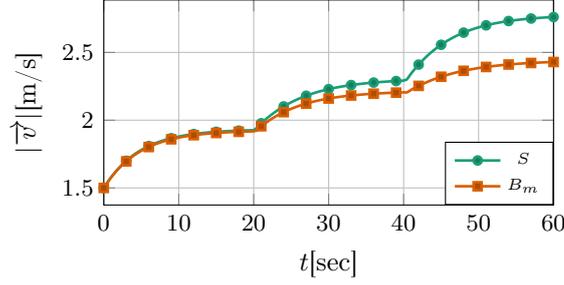


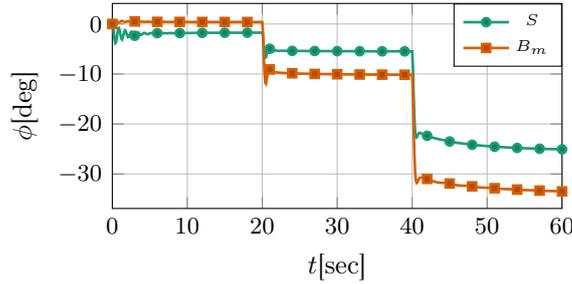
FIGURE 5.6 – Angle de voile δ_s en fonction de l’angle de vent apparent Θ_v , inspiré de [Briere, 2008b]

de vitesse. Ce gain est encore plus important durant la remonté au vent ($t \in [40, 60]$), la vitesse y est environ 13% plus importante qu’avec le réglage linéaire par morceaux. On remarque aussi que durant la remonté au vent, l’angle de gîte sur le voilier ayant le réglage optimal est moins important que sur celui ayant le réglage linéaire par morceaux. Ce dernier produit donc un angle de voile trop faible pour cette condition de

navigation (un opérateur humain aurait probablement ouvert la voile, diminuant le couple $\tau_{s,1}$ autour de \vec{v} et augmentant la force longitudinale $\vec{F}_{s,1}$).



(a) Évolution de la vitesse du voilier $|v|$



(b) Évolution de la gîte du voilier ϕ

FIGURE 5.7 – Comparaison des modes de réglage de voile (S : angle optimal, B_m réglage comme dans [Briere, 2008b])

5.3 Détermination de l'angle de voile pour une voile semi-actionnée

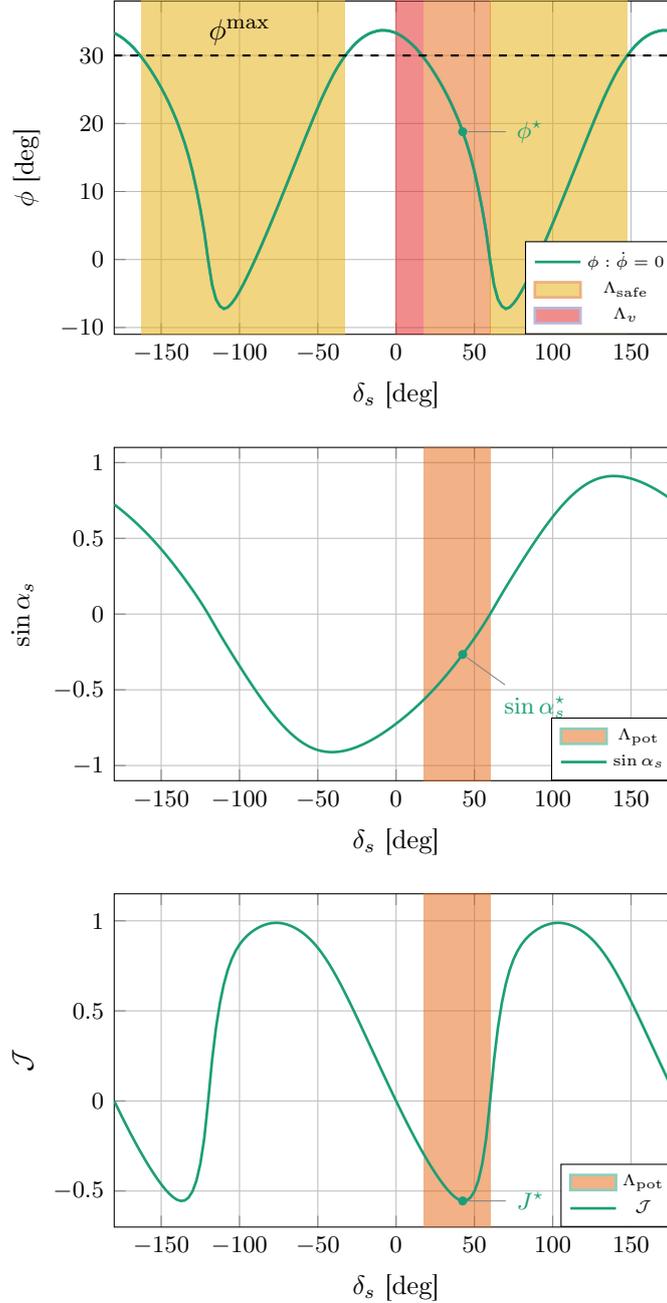
Les réglages de voile précédents supposaient une voile complètement actionnée où δ_s peut prendre n'importe quelle valeur dans l'intervalle $[-\pi; +\pi]$. De plus, on a démontré que dans ce cas il existait toujours une solution dans $[-\pi/2; +\pi/2]$.

L'inconvénient de cette hypothèse est que, sur beaucoup de voiliers, la voile n'est que semi-actionnée via le mécanisme d'écoute (voir section 3.2). Il est donc intéressant de trouver une solution au problème de réglage de voile optimale en ajoutant une contrainte de faisabilité. En d'autres termes, l'angle de voile optimal doit être inclus dans l'ensemble Λ_v représentant les configurations physiquement réalisables : $\delta_s^* \in \Lambda_v$. Le problème à résoudre devient :

$$\begin{aligned}
 \min \quad & \mathcal{J}(\delta_s, \phi) := f(\sin \alpha_s) \sin \delta_s \\
 \text{s.t. :} \quad & 1) \quad \beta \sin \phi + f(\sin \alpha_s) \cos \delta_s = 0 \\
 & 2) \quad |\phi^*| \leq \phi^{\max} \\
 & 3) \quad \delta_s^* \in \Lambda_v
 \end{aligned} \tag{5.14}$$

Une solution pratique pour résoudre numériquement ce nouveau problème est de suivre une démarche similaire à celle utilisée pour la voile entièrement actionnée avec contrainte sur l'angle de gîte (section 5.13) :

1. calculer Σ l'ensemble des solutions de (5.2) ou de (5.12),
2. enlever de Σ les solutions ne satisfaisant pas la contrainte $|\phi| \leq \phi^{\max}$,
3. enlever de Σ les solutions ne satisfaisant pas la contrainte $\delta_s \in \Lambda_v$,


 FIGURE 5.8 – Valeurs possibles de δ_s , ϕ , α_s et \mathcal{J} pour un angle de vent $\Theta_v = 60^\circ$

4. calculer le domaine Λ_{safe} correspondant aux réglages de voile sécurisés (i.e. $\forall \delta_s \in \Lambda_{\text{safe}}, |\phi^{\text{equilibre}}(\delta_s)| < \phi^{\text{max}}$),
5. calculer Λ_{pot} l'ensemble des réglages de voile réalisables ET aboutissant à un comportement sans danger : $\Lambda_{\text{pot}} = \Lambda_{\text{safe}} \cap \Lambda_v$ (figure 5.8),
6. extraire les triplets $(\delta_{s,i}, \phi_i, \alpha_{s,i})$ aux bornes du domaine Λ_{pot} (i.e. calculer l'angle d'attaque et la gîte à l'équilibre pour les réglages se trouvant aux bornes de Λ_{pot}) en résolvant numériquement l'équation d'équilibre de (5.2) ainsi que l'équation $\sin \alpha_s = \bar{V}_1 \sin \delta_s - \bar{V}_2 \cos \phi \cos \delta_s$,
7. ajouter à Σ les triplets $(\delta_{s,i}, \phi_i, \alpha_{s,i})$ précédemment calculés,
8. évaluer la fonction de coût \mathcal{J} pour chaque triplet de Σ et ne garder que celui ayant le coût minimal.

Ainsi, nous obtenons la solution réalisable maximisant la force longitudinale sous

contrainte d'équilibre de gîte et pour un angle de gîte inférieure à ϕ^{\max} , ce qui permet d'assurer une vitesse longitudinale maximale lorsque le voilier suit une route stable sous un vent à faible variation. Cet angle sera donc considéré comme la référence $\delta_{s_{\text{ref}}}$ du système d'asservissement d'une voile semi-actionnée :

$$\delta_{s_{\text{ref}}} = \delta_s^*$$

Avant d'appliquer cette méthode pour obtenir le réglage de voile δ_s^* , il est nécessaire de déterminer la valeur du domaine Λ_v . Sa définition est décrite dans la section suivante (section 5.3.1). De plus, suite à la dynamique particulière de la voile et à son mécanisme d'actionnement, atteindre le réglage de voile référence $\delta_{s_{\text{ref}}} = \delta_s^*$ demandera peut être de refermer la voile avant de la rouvrir (faire passer la voile d'un bord sur l'autre). Cette opération est décrite en section 5.3.2.

5.3.1 Configurations de voile réalisables et domaine de validité Λ_v

Dans le cas où la voile est actionnée indirectement via un mécanisme d'écoute, l'évolution de l'angle de la voile dépend de la configuration de l'écoute, de la position courante de la voile ainsi que du vent. Ainsi, en fonction de ces paramètres, certaines configurations de voile risquent de ne pas être accessibles (figure 5.9). Connaître les réglages de voile réellement atteignables (domaine de validité Λ_v) permet de choisir un réglage $\delta_{s_{\text{ref}}}$ physiquement réalisable et d'assurer un fonctionnement optimal du voilier. Pour déterminer le domaine de validité Λ_v , nous allons introduire tout d'abord la notion de domaine de stabilité de la voile Λ_s .

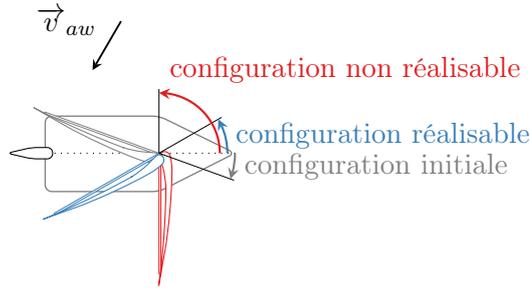


FIGURE 5.9 – Configurations de voiles réalisable et non réalisable

Domaine de stabilité Λ_s

Soit $\vec{v}_{aw} \approx \vec{v}_w - \vec{v}$ le vent apparent sur le voilier. En négligeant le vent généré par la dynamique de la voile, \vec{v}_{aw} est aussi le vent apparent sur cette dernière.

Le domaine de stabilité Λ_s est défini comme étant l'ensemble des configurations où la voile reste gonflée pour un vent apparent et une consigne de voile constante (figure 5.10), c'est à dire l'ensemble des configurations δ_s pour lesquelles $\sigma_S(\delta_s) = 1$ tant que $\vec{v}_{aw} = \text{const}$ et que $\dot{\delta}_s = 0$, avec $\sigma_S(\delta_s)$ un indicateur d'écoute défini par l'équation (3.11). Ce domaine nous sera utile pour définir les angles de voile effectivement réalisables.

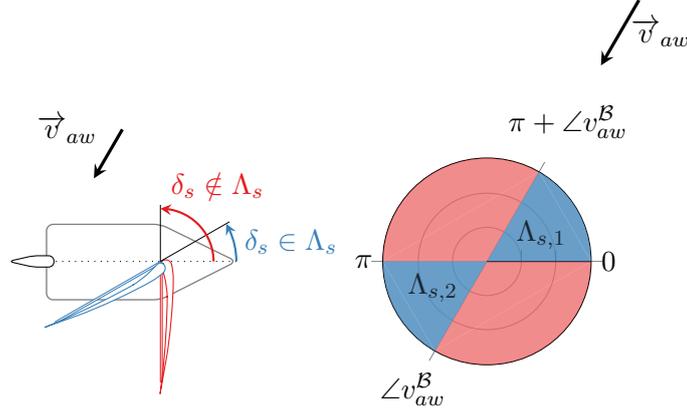
Soit δ_s un angle de voile stable ($\sigma_S(\delta_s) = 1$, avec σ_S défini par l'équation (3.12) page 51). On en déduit :

$$v_{aw,2}^S \sin \delta_s < 0$$

avec

$$v_{aw}^S = R_S^B v_{aw}^B$$

$$R_S^B = R_z(-\delta_s) = \begin{bmatrix} \cos \delta_s & \sin \delta_s & 0 \\ -\sin \delta_s & \cos \delta_s & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$


 FIGURE 5.10 – Exemple de domaine de stabilité : $\Lambda_s = \Lambda_{s,1} \cup \Lambda_{s,2}$

En développant l'inéquation précédente, on obtient :

$$(v_{aw,2}^{\mathcal{B}} \cos \delta_s - v_{aw,1}^{\mathcal{B}} \sin \delta_s) \sin \delta_s < 0 \quad \Rightarrow \quad R \cos(\delta_s - \alpha) \sin(\delta_s) < 0$$

avec $R := \sqrt{v_{aw,1}^{\mathcal{B}^2} + v_{aw,2}^{\mathcal{B}^2}}$ et $\alpha := \arctan 2(-v_{aw,1}^{\mathcal{B}}, v_{aw,2}^{\mathcal{B}})$. On en déduit que :

$$\sin(2\delta_s - \alpha) < \sin(-\alpha)$$

Les solutions de l'équation $\sin(2\delta_s - \alpha) = \sin(-\alpha)$ étant $\delta_{s,1} = k\pi$ et $\delta_{s,2} = \alpha + \frac{\pi}{2} + k\pi$ avec $k \in \{0, 1, 2, \dots\}$, les solutions de l'inéquation représentant le domaine de stabilité Λ_s sont :

$$\Lambda_s = \Lambda_{s,1} \cup \Lambda_{s,2} \quad : \quad \begin{cases} \Lambda_{s,1} = \left[\alpha + \frac{\pi}{2}; \pi \right] \\ \Lambda_{s,2} = \left[\pi + \alpha + \frac{\pi}{2}; 2\pi \right] \end{cases}$$

Dans le cas où le débattement de la voile est physiquement limité à $[-\delta_s^{\max}; +\delta_s^{\max}]$, le domaine de stabilité Λ_s devient :

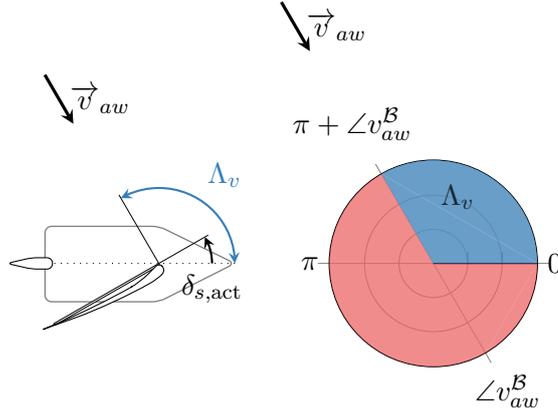
$$\Lambda_s = \Lambda_{s,1} \cup \Lambda_{s,2} \quad : \quad \begin{cases} \Lambda_{s,1} = [-\delta_s^{\max}; +\delta_s^{\max}] \cap \left[\alpha + \frac{\pi}{2}; \pi \right] \\ \Lambda_{s,2} = [-\delta_s^{\max}; +\delta_s^{\max}] \cap \left[\pi + \alpha + \frac{\pi}{2}; 2\pi \right] \end{cases}$$

Maintenant que Λ_s est défini, nous pouvons calculer le domaine de validité Λ_v :

Déduction du domaine de validité Λ_v

Le domaine de validité Λ_v définit l'ensemble des angles de voile réalisables à partir de la configuration actuelle de vent $\vec{v}_{w,act}$ et de voile $\delta_{s,act}$ (figure 5.11). Pour obtenir l'ensemble Λ_v , nous utiliserons Λ_s ainsi qu'un indicateur sur le signe du couple de la voile $\omega_n(\delta_s) \triangleq -\text{sign}(\sin(\angle v_{aw}^{\mathcal{S}}))$:

1. si l'angle courant de voile est dans une configuration instable ($\delta_{s,act} \notin \Lambda_s$), elle se déplacera vers un sous-domaine stable $\Lambda_{s,x}$ selon une dynamique respectant la contrainte suivante : $\text{sign}(\dot{\delta}_s) = \omega_n(\delta_{s,act})$. On obtient $\Lambda_v \triangleq \Lambda_{s,x}$,
2. si la voile est actuellement dans un sous-domaine stable $\Lambda_{s,x}$:
 - (a) si ce sous-domaine commence à 0 ($\delta_s = 0 \in \Lambda_{s,x}$), on a $\Lambda_v \triangleq \Lambda_{s,x}$ (figure 5.11a),



(a) Domaine de validité continu

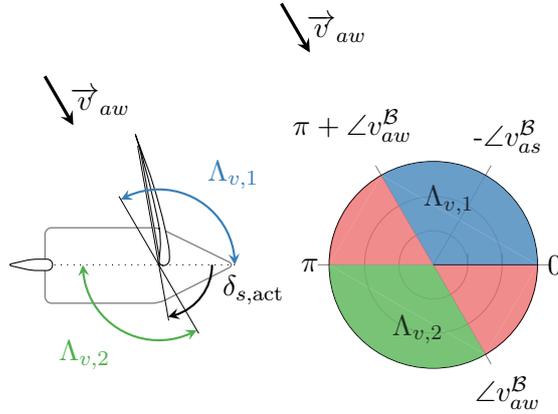

 (b) Domaine de validité discontinu : possibilité de passer la voile d'un bord à l'autre : $\Lambda_v = \Lambda_{v,1} \cup \Lambda_{v,2}$

 FIGURE 5.11 – Exemples de domaine de validité Λ_v

- (b) sinon, la voile a la possibilité de passer d'un bord sur l'autre : $\Lambda_v \triangleq \Lambda_{s,1} \cup \Lambda_{s,2}$ (figure 5.11b). Cela demandera de passer par une phase transitoire où l'on referme la voile. Ceci est détaillé dans la section suivante.

L'algorithme 5.1 décrit la méthode complète pour calculer Λ_v .

Dans les différentes simulations effectuées avec un voilier ayant des caractéristiques similaires à Asarome II, le signe de δ_s^* était toujours le même que celui de Θ_v . Cette observation a été vérifiée numériquement en résolvant le problème de réglage optimal pour une voile entièrement actionnée et dans une multitude de configurations (vents apparents d'amplitudes $|V|$ allant de 1 à 7 m/s avec un pas de 0,2 m/s et angles Θ_v allant de 0° à 180° avec un pas de $0,5^\circ$).

Il en résulte que pour une voile ayant un débattement maximal $\delta_s^{\max} \geq \pi/2$ et étant donnée notre définition de Λ_v , ce domaine inclut toujours toutes les configurations de voile $\delta_s \in [-\pi/2; \pi/2]$ et produisant un effort longitudinal positif ($\delta_s \in [-\pi/2; \pi/2] \Rightarrow \sigma_S(\delta_s) = 1$). Or, la solution optimale produit forcément un effort positif ($\sigma_S(\delta_s^*) = 1$) et d'après la remarque page 98, il existe toujours une solution optimale $\delta_s^* \leq \pi/2$. Ainsi, l'introduction du domaine de validité n'aura pas d'influence sur la valeur de δ_s^* quand $\delta_s^{\max} \geq \pi/2$. Elle est tout de même utile pour restreindre la plage de recherche de solutions numériques à l'équation (5.12). Cette conclusion n'est valide que si $\text{sign}(\delta_s^*) = \text{sign}(\Theta_v)$ (ce qui est le cas de notre voilier).

Algorithm 5.1 Calcul du domaine de validité Λ_v

```

1: if  $\delta_{s,act} \in \Lambda_{s,2}$  then
2:    $\Lambda_{s,tmp} \leftarrow \Lambda_{s,2}$ 
3:    $\Lambda_{s,2} \leftarrow \Lambda_{s,1}$ 
4:    $\Lambda_{s,1} \leftarrow \Lambda_{s,tmp}$ 
5: end if
6: if  $\delta_{s,act} \in \Lambda_{s,1}$  then
7:    $\delta_{s,min} \leftarrow \min(|\Lambda_{s,1}|)$ 
8:   if  $\delta_{s,min} \neq 0$  then
9:      $\Lambda_v \leftarrow \Lambda_{s,1} \cup \Lambda_{s,2}$ 
10:  else
11:     $\Lambda_v \leftarrow \Lambda_{s,1}$ 
12:  end if
13: else if  $\omega_n(\delta_{s,act}) > 0$  then
14:   if  $\Lambda_{s,1} > \delta_{s,act}$  AND  $(\Lambda_{s,1} < \Lambda_{s,2} < \delta_{s,act})$  then
15:      $\Lambda_v \leftarrow \Lambda_{s,1}$ 
16:   else
17:      $\Lambda_v \leftarrow \Lambda_{s,2}$ 
18:   end if
19: else
20:   if  $\Lambda_{s,1} < \delta_{s,act}$  AND  $(\Lambda_{s,1} > \Lambda_{s,2} > \delta_{s,act})$  then
21:      $\Lambda_v \leftarrow \Lambda_{s,1}$ 
22:   else
23:      $\Lambda_v \leftarrow \Lambda_{s,2}$ 
24:   end if
25: end if
    
```

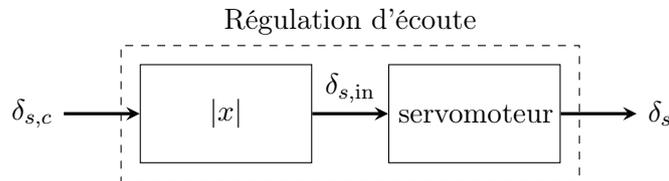


FIGURE 5.12 – Schéma-bloc du réglage d'écoute

5.3.2 Suivi d'un angle de voile de référence

La méthode de réglage de voile présentée dans ce chapitre a permis de calculer un angle optimal δ_s^* maximisant la vitesse longitudinale du voilier quand celui-ci suit une orientation stable tout en lui assurant un comportement sûr. Cet angle est considéré comme la référence de réglage d'écoute de la voile :

$$\delta_{s,ref} = \delta_s^*$$

Pour que le voilier ait le comportement désiré, on doit assurer que l'angle de voile δ_s suit la référence $\delta_{s,ref}$. Toutefois, pour une voile semi-actionnée, le secteur de validité Λ_v peut être divisé en deux sous-secteurs discontinus $\Lambda_{v,1}$ et $\Lambda_{v,2}$. L'angle de voile désiré $\delta_{s,ref}$ peut ne pas se trouver dans le bon demi-plan et il est nécessaire que la voile passe d'un bord à l'autre afin de converger vers $\delta_{s,ref}$. De tels cas surviennent lors des manœuvres d'empannage. Cette section propose une solution pour suivre l'angle de référence et, si nécessaire, faire passer la voile vers le bon demi-plan.

Dans le cas d'une voile semi-actionnée, l'actionneur du système (un servomoteur) permet d'asservir la longueur de l'écoute, ce qui règle l'angle de voile $|\delta_s|$. De fait, le

servomoteur prend une entrée non signée $\delta_{s,\text{in}}$ qui est fonction de la consigne $\delta_{s,c}$ (figure 5.12) :

$$\delta_{s,\text{in}} = |\delta_{s,c}|$$

Cependant, la méthode de réglage de voile fournit une valeur signée $\delta_{s,\text{ref}} \in \Lambda_v \subset [-\pi; \pi]$. L'injecter directement comme entrée de la régulation d'écoute permettra d'atteindre l'amplitude d'ouverture désirée mais ne garantira pas que la voile se trouve dans le demi-cercle souhaité.

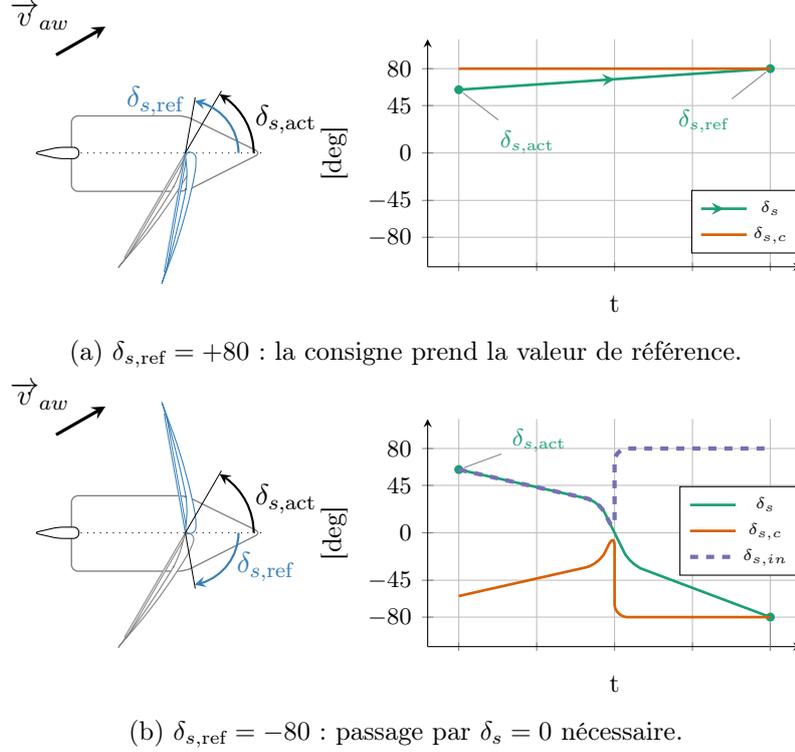


FIGURE 5.13 – Manœuvre de changement de bord

L'exemple suivant décrit la manœuvre à réaliser pour assurer le suivi de la référence en prenant comme exemple un réglage de référence de $\delta_{s,\text{ref}} = 80^\circ$:

- si la position courante de la voile est $\delta_{s,\text{act}} = 60^\circ$, on a $\sin \delta_{s,\text{act}} \sin \delta_{s,\text{ref}} > 0$ et la voile se trouve déjà dans le bon demi-plan. Il suffit d'allonger la longueur de l'écoute pour atteindre l'angle de référence $\delta_{s,\text{ref}} = 80^\circ$. La référence d'angle de voile peut être transmise directement au système de régulation d'écoute (figure 5.13),
- si la position courante de la voile est $\delta_{s,\text{act}} = -60^\circ$, on a $\sin \delta_{s,\text{act}} \sin \delta_{s,\text{ref}} < 0$ et la voile ne se trouve pas dans le bon demi-plan. Il est nécessaire de réduire d'abord l'angle de voile en réduisant la longueur d'écoute pour que la voile passe à l'autre bord avant d'allonger la longueur de l'écoute afin d'atteindre l'angle de voile de référence $\delta_{s,\text{ref}} = 80^\circ$ (figure 5.13b).

En pratique, le suivi de $\delta_{s,\text{ref}}$ par δ_s est assuré via l'ajout d'un contrôleur. Les entrées de ce bloc sont $\delta_{s,\text{ref}}$ ainsi que la configuration courante δ_s . Sa sortie $\delta_{s,c}$ est envoyée vers l'entrée du régulateur d'écoute.

Le fonctionnement du bloc est résumé comme suit :

- quand la valeur optimale se trouve dans le même demi-plan que la position courante de la voile ($\sin(\delta_s) \sin(\delta_{s,\text{ref}}) > 0$, comme illustré sur la figure 5.13a), il suffit d'allonger ou de raccourcir l'écoute pour atteindre la configuration désirée et donc $\delta_{s,c} = \delta_{s,\text{ref}}$,

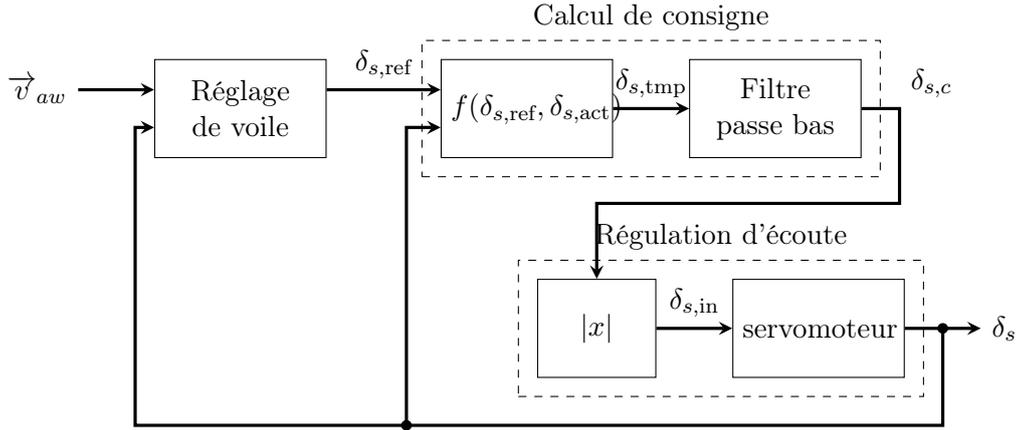


FIGURE 5.14 – Schéma-bloc du réglage d'écoute avec contrôleur

- quand la voile est dans le demi-plan opposé à $\delta_{s,\text{ref}}$ ($\sin(\delta_s) \sin(\delta_{s,\text{ref}}) < 0$, comme illustré sur la figure 5.13b), il faut forcer le changement de demi-plan de la voile (c'est à dire forcer son passage d'un bord à l'autre). Pour cela, la voile doit d'abord être refermée jusqu'à atteindre une configuration instable faisant passer la voile d'un demi-cercle à l'autre, avant de régler la longueur de l'écoute pour atteindre l'amplitude désirée.

Ce fonctionnement peut être obtenu en utilisant conjointement une fonction non linéaire $f(\delta_s, \delta_{\text{ref}})$ ainsi qu'un filtre passe-bas LPF :

$$\delta_{s,\text{tmp}} = f(\delta_s, \delta_{s,\text{ref}}) = \begin{cases} \delta_{s,\text{ref}} & \text{si } \sin(\delta_{s,\text{ref}}) \sin(\delta_s) > 0 \\ -\delta_s & \text{ailleurs} \end{cases}$$

$$\delta_{s,c} = LPF(\delta_{s,\text{tmp}})$$

La figure 5.14 résume ce système. Ainsi, ce bloc crée une consigne $\delta_{s,c}$ à envoyer au système d'écoute à partir de toute référence $\delta_{s,\text{ref}} \in \Lambda_v \subset [-\pi; \pi]$, quelle soit issue d'une méthode de réglage optimale ou autre.

Simulation d'un virement de bord et suivi de l'angle de référence

Cette section a pour but d'illustrer le bon fonctionnement du suivi de l'angle de référence $\delta_{s,\text{ref}}$ lors du réglage de l'écoute, et ce en simulant un virement de bord.

Lors d'un virement de bord, le vent apparent du voilier passe d'un bord sur l'autre. Souvent, suite à cette manœuvre, le réglage optimal de la voile changera lui aussi de demi-plan. Les simulations suivantes illustrent le comportement d'un voilier semi-actionné devant changer le bord de sa voile. Dans ces simulations, le vent est constant et provient de l'ouest ($v_w^T = [4, 0, 0]^T$). Une première simulation a été effectuée avec un voilier utilisant la méthode proposée pour le suivi de la référence de voile. Dans une seconde simulation, l'angle de référence $\delta_{s,\text{ref}}$ est directement envoyé à la consigne du réglage d'écoute.

Durant la première partie de chaque simulation ($t \leq 20$ s), le voilier suit une route $\gamma_r = -30^\circ$. Ensuite, il suit une route $\gamma_r = +30^\circ$. Le voilier suit ces routes via le correcteur non linéaire présenté au chapitre 4. La voile est réglée via la méthode optimale avec domaine de stabilité et $\delta_s^{\text{max}} = 90^\circ$.

La figure 5.15 illustre les différences de comportement lors d'un virement de bord effectué avec puis sans la méthode de suivi de la référence. On remarque que lors de l'absence de suivi, l'amplitude de la voile correspond bien à l'amplitude de référence

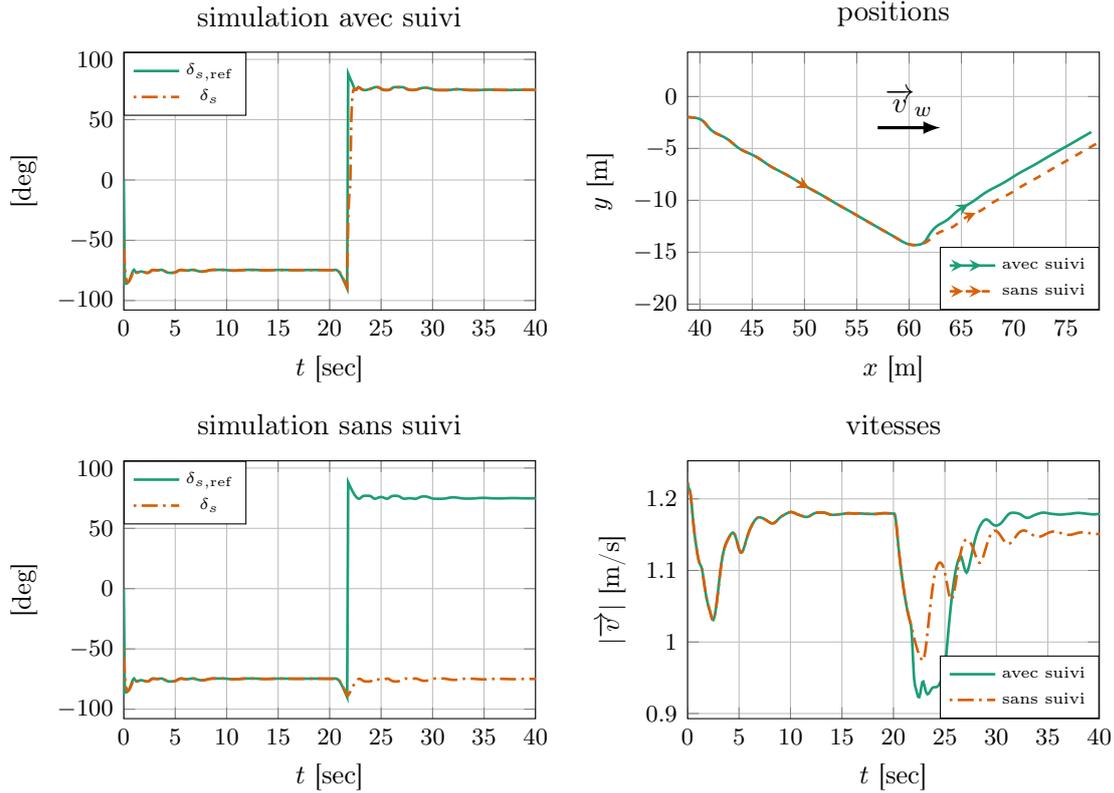


FIGURE 5.15 – Domaine de validité continu

($|\delta_s| = |\delta_{s,ref}|$). En revanche, la voile n'est plus forcément dans le bon demi-plan. La voile n'est donc plus constamment en position optimale, ce qui se traduit par une vitesse d'avancement moins importante que sur un voilier similaire mais comportant un suivi de référence de voile.

Malgré tout, la différence de vitesse entre les deux voilier reste faible car ces simulations sont à vent arrière. L'avantage est donc qu'avec le suivi, le passage physique de la voile d'un demi-plan à un autre est maîtrisé et peut être anticipé en observant l'évolution de la référence $\delta_{s,ref}$.

5.4 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons développé une méthode de réglage optimal maximisant la vitesse longitudinale du voilier tout en limitant l'angle de gîte ϕ en régime établi, ce qui permet une navigation sûre et diminue le risque de chavirement. Cette méthode de réglage a été validée en simulation puis comparée à une autre plus conventionnelle.

De plus, nous avons développé une méthode de suivi du réglage de voile pour le cas où la voile n'est que semi-actionnée. Ainsi, nous garantissons que la voile est sur le bord du voilier correspondant à la référence.

Comme montré en simulations, le réglage de voile optimal a permis de maximiser la vitesse du voilier. Malheureusement, cette méthode suppose une connaissance parfaite des caractéristiques du voilier et de la voile (paramètres géométriques, coefficients de la voile, ...). De plus, elle ne prend pas en compte les perturbations intervenant sur le voilier en conditions réelles de navigation (bruits de mesure de l'anémomètre, manque de précision du capteur de vitesse, mouvements du voilier causés par les clapots).

Pour compenser les erreurs de mesures ainsi que les perturbations lors d'expérimentation sur un voilier réel, nous pouvons calculer δ_s^* à une fréquence f pour faire un

premier réglage de la voile puis, entre deux calculs de δ_s^* , ajuster l'angle de voile via la méthode de l'extremum seeking [Xiao et al., 2012, Corno et al., 2015].

N'ayant pas à notre disposition un environnement contrôlé pour faire des expérimentations, cette méthode n'a pas pu être comparée à d'autres méthodes ou même validée expérimentalement. Elle a tout de même été validée en simulation puis implémentée sur Asarome II pour vérifier la faisabilité.

Chapitre 6

Coordination voile–safran

Sommaire

6.1	Description du problème	118
6.2	Description de la méthode	122
6.3	Simulation	124
6.4	Conclusion	127

Sur un voilier, la voile est l'organe qui fournit l'effort de propulsion en convertissant l'énergie véhiculée par le vent. La direction du voilier est, quant à elle, principalement contrôlée par le safran. Or, il existe un couplage entre la vitesse du voilier et sa dynamique de rotation. La figure 6.1 illustre ce phénomène : le voilier suit un cap de référence $\psi_r = 0^\circ$ sous un vent constant via un correcteur non linéaire. La voile est initialement réglée à $\delta_s = 40^\circ$ puis, à l'instant $t = 25$ s, l'angle de voile passe à $\delta_s = 60^\circ$, produisant une perturbation transitoire sur le cap du voilier. Dans la majorité des situations, l'effet du couplage est suffisamment réduit pour qu'il puisse être négligé. Mais, il existe quelques situations où le couplage ne peut plus être négligé, notamment à basse vitesse ou lors d'un virement de bord. Dans de tels cas, l'amplitude du couple de safran est inférieure à l'amplitude du couple généré par la voile et le voilier échoue à suivre la consigne de direction. Il est donc nécessaire de coordonner les réglages de la voile et du safran pour tenter de remédier à ce problème.

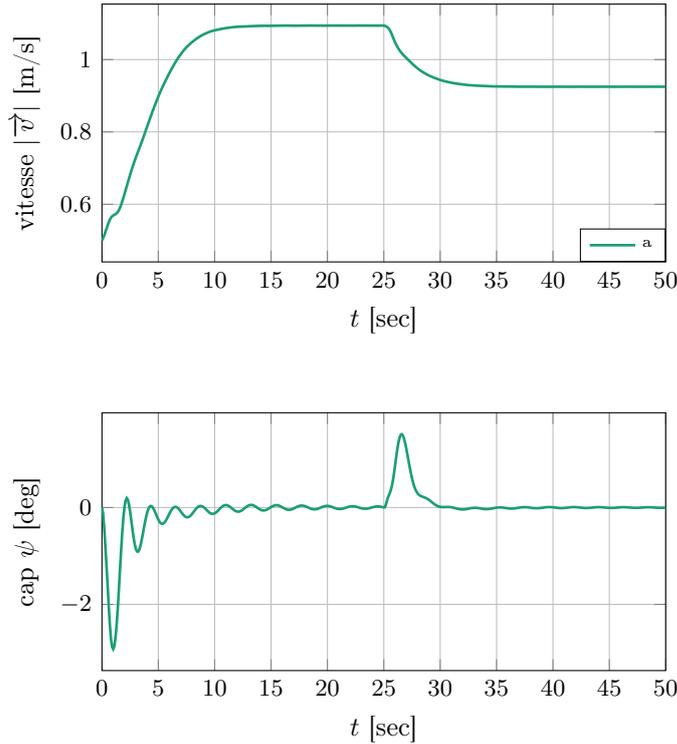


FIGURE 6.1 – Illustration du couplage voile-safran et de leur influence sur le cap et la vitesse du voilier

6.1 Description du problème

Le contrôleur de safran présenté au chapitre 4 définit une commande u permettant d’asservir la direction du voilier. Dans la synthèse de ce contrôleur, u est lié au couple safran ($\tau_{r,3}/J_{33}$) tandis que le couple voile est assimilé à une perturbation et est inclus dans l’expression de c ou de c_2 .

Lors de la synthèse du contrôleur, nous avons fait l’hypothèse que le couple pouvant être généré par le safran est non borné (voir équation (4.8)). En pratique, sa valeur est limitée puisqu’elle est proportionnelle à la vitesse apparente du safran \vec{v}_{ar} (équation (4.4)). Ainsi, quand la vitesse du voilier est trop faible, le safran n’est plus apte à générer le couple $\tau_{r,3}$ correspondant à la commande u et le voilier ne peut plus suivre son cap ou sa route désirée.

Ce cas est inévitable au démarrage du voilier ou lorsque le vent faiblit. On le rencontre aussi quand le voilier effectue une remontée au vent trop serrée causée par une mauvaise planification locale ou lorsque la voile est mal réglée. La figure 6.2 illustre un tel cas issu d’une expérimentation avec le voilier Asarome II : à l’instant $t = 43$ s, la référence de cap change et le voilier doit effectuer un virement de bord lof pour lof afin de se diriger vers le sud. Or, la voile étant mal réglée suite à une erreur de configuration, elle est trop refermée et la vitesse du voilier chute. Ce dernier se retrouve bloqué face au vent pendant plus d’une minute avant de regagner de la vitesse et d’entamer son virement de bord. Pour bien régler la voile et augmenter la vitesse du voilier, on peut suivre la démarche présentée dans le chapitre 5 tandis qu’une planification locale appropriée permet d’éviter des allures de navigation inappropriées au voilier.

L’autre problème est que, même à vitesse relativement élevée, et dans certains cas, le couple de voile τ_s peut être supérieur au couple maximal théorique sur le safran τ_r^{\max} . En d’autres termes, les perturbations c ou c_2 deviennent trop élevées et u augmente jusqu’à atteindre une valeur ne pouvant être atteinte par le safran ($u > u_r^{\max}$ avec $u_r^{\max} = f(\vec{v}_{as})$). Ce cas est illustré dans les simulations en figure 6.3. Dans ces simulations, le

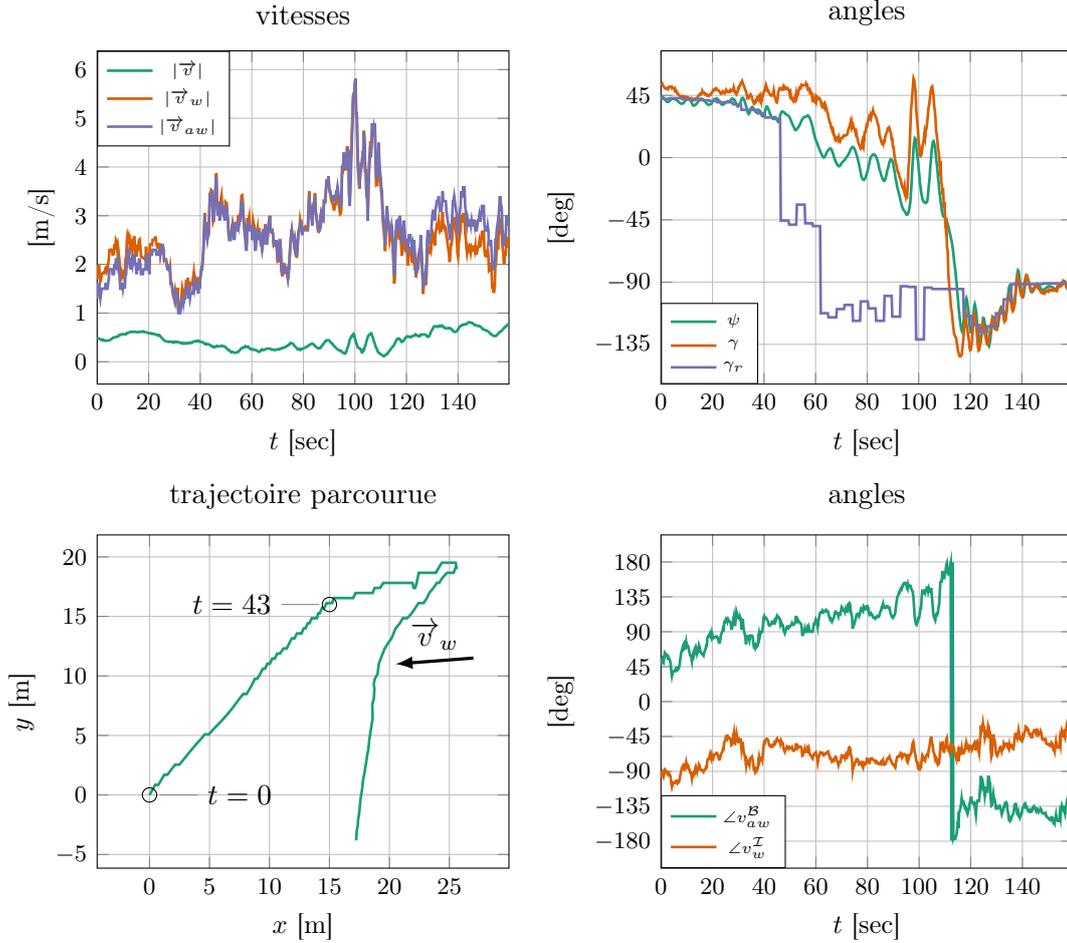


FIGURE 6.2 – Chute de vitesse et perte de maniabilité lors d’une remontée au vent pendant une expérience

vent réel provient de l’est, le réglage de voile est optimal (voir chapitre 5), le voilier suit une route de référence qui, à l’instant $t = 25$ s passe de -60° à $+60^\circ$ pour la simulation *a* et de -52° à de $+52^\circ$ pour la simulation *b*. Malgré le réglage de voile optimal, plus le voilier tente de se rapprocher du vent, plus il perd de la vitesse et donc de maniabilité. Dans la simulation *a*, le voilier réussit tout de même à changer de route. En simulation *b*, il n’effectue que la première partie du parcours.

La méthode proposée pour palier ce problème est de coordonner le réglage de voile et du safran.

Les symboles et notations utilisés dans ce chapitre sont résumés dans le tableau 6.1.

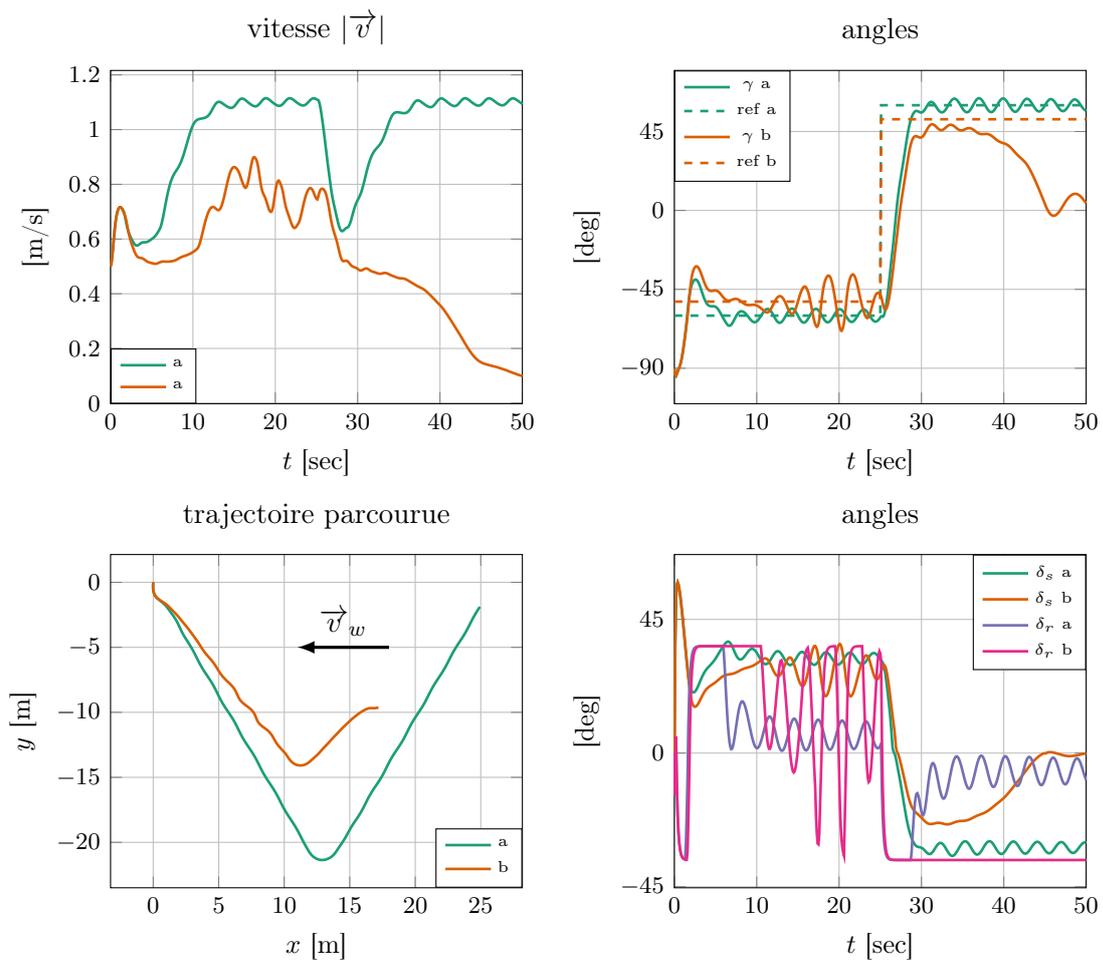


FIGURE 6.3 – Chute de vitesse et perte de maniabilité lors d’une remontée au vent sans coordination voile safran

TABLEAU 6.1 – Notations utilisées pour la coordination voile – safran d’orientation

symbole	définition
\dot{x}	dérivée temporelle de $x \in \mathbb{R}^{m \times n}$
x^\top	transposée de $x \in \mathbb{R}^{m \times n}$
\vec{x}	vecteur affine associé à l’espace vectoriel $x \in \mathbb{R}^3$
$\{e_1, e_2, e_3\}$	vecteurs de base de \mathbb{R}^3
$x_1^{\mathcal{X}}, x_2^{\mathcal{X}}, x_3^{\mathcal{X}}$	composante du vecteur $x^{\mathcal{X}} \in \mathbb{R}^3$
$ \cdot $	norme euclidienne
$x^{\mathcal{X}}$	le vecteur des coordonnées de \vec{x} projeté dans le repère \mathcal{X}
\mathcal{B}	repère lié au voilier et fixé sur sa coque ($\mathcal{B} = \{G; \vec{i}, \vec{j}, \vec{k}\}$)
$\vec{\omega}$	vitesse angulaire du repère lié au voilier
\vec{v}_{as}	vitesse apparente de la voile
$\delta_s,$	angle de la voile
J	matrice d’inertie (réelle et ajoutée) du voilier. $J \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$
$[J_{11}, J_{22}, J_{33}]$	termes diagonaux de la matrice d’inertie J
u	entrée de commande du système
c_1	perturbations quantifiables
c_2	perturbations non quantifiables
u_s	commande voile (proportionnelle au couple de voile)
u_r	commande safran (proportionnelle au couple de safran)
$\vec{\tau}_s$	couple généré par la voile
$\vec{\tau}_r$	couple généré par le safran
$\vec{\tau}_k$	couple généré par la quille
$\vec{\tau}_{rest.}$	couple de redressement
$\vec{\tau}_d$	couple hydrodynamique

6.2 Description de la méthode

La première étape passe par la ré-interprétation des équations du contrôleur d'orientation en 4 DDL (section 4.1 page 74). En reprenant l'équation de mouvement du système en 4DDL (équation (4.1)), la dynamique en rotation autour de l'axe \vec{k} du voilier est :

$$\dot{\omega}_3 = \omega_1 \omega_3 \tan \phi \frac{J_{11} - J_{22}}{J_{33}} + V_{\text{long}} V_{\text{lat}} \cos \phi \frac{A_{11,1} - A_{11,2}}{J_{33}} + e_3^\top J^{-1} (\tau_d^{\mathcal{B}} + \tau_{\text{rest.}}^{\mathcal{B}} + \tau_s^{\mathcal{B}} + \tau_r^{\mathcal{B}} + \tau_k^{\mathcal{B}})$$

Cette équation est fonction de la vitesse de rotation ω , de l'angle de gite ϕ , des vitesses longitudinale V_{long} et latérale V_{lat} , de l'inertie du système J , du coefficient de masse ajoutée $A_{11} \in \mathbb{R}^3$ ainsi que des divers couples $\vec{\tau}_x$. Elle suppose des matrices de masse ajoutée et d'inertie diagonales. Pour la synthèse du contrôleur, l'équation précédente a été ré-exprimée sous la forme suivante :

$$\dot{\omega}_3 = u + c_1 + c_2$$

avec u l'entrée de commande, c_1 les perturbations quantifiables ($\omega_1 \omega_3 \tan \phi \frac{J_{11} - J_{22}}{J_{33}}$) et c_2 les autres perturbations (résistances hydrodynamique, couple de redressement, ...).

Au lieu de considérer u comme étant la commande du safran, on le considère désormais comme étant la somme d'une commande de voile u_s et d'une commande de safran u_r :

$$u = u_s + u_r$$

avec $u_s = e_3^\top J^{-1}(\tau_s)$ et $u_r = e_3^\top J^{-1}(\tau_r)$.

De cette façon, le correcteur d'orientation définit le couple à répartir entre la voile et le safran pour asservir la direction du voilier. Une distribution adéquate de cette commande u entre u_s et u_r permet de coordonner le fonctionnement de la voile et du safran.

En supposant la largeur du safran $2l_r$ petite devant la distance entre l'axe du safran et le centre de gravité ($l_r \ll r_r$), le couple maximale $\tau_{r,3}^{\text{max}}$ pouvant être généré par le safran est déduit à partir de l'équation (4.7). Il est atteint quand l'égalité suivante est vérifiée :

$$\frac{\tau_{r,3}^{\text{max}}}{\lambda_r r_r c_1^r R_1 |v_{ar}|} - \cos \alpha_1 = 1$$

avec $R_1 = \sqrt{v_{ar,1}^{\mathcal{B}^2} + v_{ar,2}^{\mathcal{B}^2}}$ et $\tan(\alpha_1) = \frac{-v_{ar,1}^{\mathcal{B}}}{v_{ar,2}^{\mathcal{B}}}$. L'entrée de commande correspondante est :

$$u_r^{\text{max}} = \frac{\tau_{r,3}^{\text{max}}}{J_{33}}$$

Idéalement, on souhaite toujours régler la voile pour pouvoir contrôler la vitesse longitudinale du voilier. Un réglage de voile potentiel δ_s^{pot} est obtenu selon une stratégie quelconque (par exemple la méthode de réglage optimal). Le couple voile qui résulte de ce réglage est $\tau_{s,3}^{\text{pot}}$ et la commande de voile correspondante pour appliquer le réglage de voile δ_s^{pot} est :

$$u_s^{\text{pot}} = \frac{\tau_{s,3}^{\text{pot}}}{J_{33}}$$

La commande de safran potentielle u_r^{pot} permettant le suivi de direction est déduite à partir de u et u_s^{pot} :

$$u_r^{\text{pot}} = u - u_s^{\text{pot}}$$

Tant que $|u_r^{\text{pot}}| \leq |u_r^{\text{max}}|$, la commande de safran reste physiquement réalisable : la voile suit le réglage désiré et assure, conjointement avec le safran, l’asservissement en cap du système. En revanche, quand $|u_r^{\text{pot}}| > |u_r^{\text{max}}|$, le safran risque de ne plus assurer le suivi de direction. Une solution est de modifier δ_s pour faire diminuer $|u_s|$ et obtenir une commande de safran physiquement réalisable, c’est à dire $|u_r| \leq |u_r^{\text{max}}|$.

Ainsi, quand δ_s^{pot} conduit à $|u_r^{\text{pot}}| \leq |u_r^{\text{max}}|$, la consigne de voile conserve sa valeur calculée δ_s^{pot} . Sinon, on peut se trouver devant différents cas (voir tableau 6.2) résumés comme suivant :

1. l’apport de la voile sur la rotation est faible. La commande $|u_r^{\text{pot}}| > |u_r^{\text{max}}|$ car u n’est pas bornée et a atteint une valeur trop importante. On observe que le couple de la voile a le même signe que le couple du safran ($u_s^{\text{pot}}u_r^{\text{pot}} > 0$). Cela se produit au démarrage (vitesse du voilier trop faible) ou quand le correcteur est réglé pour des performances physiquement irréalisables (gains mal réglés),
2. l’apport de la voile sur la rotation est trop important et le safran n’arrive plus à compenser cet apport pour que $u_r + u_s = u$. On doit donc ajuster l’angle de voile δ_s pour que $|u_r| < |u_r^{\text{max}}|$. Ce cas peut intervenir pendant la remontée au vent.

TABLEAU 6.2 – Interprétation du comportement du voilier en fonction des signes de u , u_r^{pot} et u_s^{pot} quand $|u_{r_{\text{pot.}}}| > |u_{r_{\text{max.}}}|$

$u_r^{\text{pot}} \backslash u, u_s$	+, + voile aide rot.	+, - voile gêne rot.	-, + voile gêne rot.	-, - voile aide rot.
+	$u_r = u_r^{\text{max}} $	limiter u_s et $u_r = u_r^{\text{max}} $	cas impossible	limiter u_s et $u_r = u_r^{\text{max}} $
-	limiter u_s et $u_r = - u_r^{\text{max}} $	cas impossible	limiter u_s et $u_r = - u_r^{\text{max}} $	$u_r = - u_r^{\text{max}} $

A très basse vitesse ($|\vec{v}_{ar}| < V^{\text{lim}}$) comme au démarrage du voilier ou à vent faible, asservir la direction n’est pas bénéfique car τ_r^{max} est très faible et le safran ne peut compenser les différentes perturbations (résistance hydrodynamique, ...). De plus, les mouvements du safran peuvent freiner le voilier, l’empêchant de bénéficier du vent si présent. Nous proposons donc de ne plus coordonner l’action de la voile et du safran à basse vitesse (quand $|\vec{v}_{as}| < V^{\text{lim}}$ ou $|u_r^{\text{max}}| < u_r^{\text{lim}}$).

Algorithm 6.1 Algorithme de coordination voile–safran

```

1:  $u_s^{\text{pot}} \leftarrow g(\delta_{s_{\text{ref}}})$                                 ▷ Calculer la commande de voile potentielle
2:  $u_r^{\text{pot}} \leftarrow u - u_s^{\text{pot}}$                                 ▷ déduire la commande safran potentielle
3:  $u_r \leftarrow \text{sat}(u_r^{\text{pot}})_{-u_r^{\text{max}}}^{+u_r^{\text{max}}}$             ▷ déduire la commande safran physiquement réalisable
4:  $\delta_r \leftarrow h^{-1}(u_r)$                                 ▷ calculer l’angle safran
5: if  $|u_s^{\text{pot}}| < \mu|u_r|$  OR  $u_r u_s^{\text{pot}} > 0$  OR  $|u_r^{\text{max}}| < u_r^{\text{lim}}$  then ▷ si commande safran adéquate
6:    $u_s \leftarrow u_s^{\text{pot}}$                                 ▷ appliquer la commande de voile potentielle
7:    $\delta_s \leftarrow \delta_s^*$                                 ▷ appliquer le réglage de voile potentiel
8: else                                                       ▷ si commande safran inadéquate
9:    $u_s \leftarrow \mu|u_r^{\text{max}}|\text{sign}(u_s^{\text{pot}})$                 ▷ calculer
10:   $u_s \leftarrow \text{sat}(u_s)$                                 ▷ cherche une configuration de voile stable et réalisable
11:   $\delta_s \leftarrow g^{-1}(u_s)$                             ▷ calculer l’angle de voile
12: end if
    
```

Dans les autres cas et si $|u_r| < |u_r^{\text{max}}|$, l’action sur la voile et le safran sera coordonnée pour dégrader le réglage de voile et diminuer son couple afin d’assurer le suivi de direction par le safran. Cette algorithme récupère donc les valeurs potentielles issues de l’asservissement du safran et du réglage de voile puis fourni aux actionneurs

les consignes effectives. L'algorithme 6.1 résume la démarche proposée pour cette coordination en y ajoutant un coefficient de sécurité $0 < \mu < 1$ pour prendre en compte les erreurs de modélisation liées aux simplifications. Le schéma 6.4 montre la place de la coordination dans le schéma de commande du voilier.

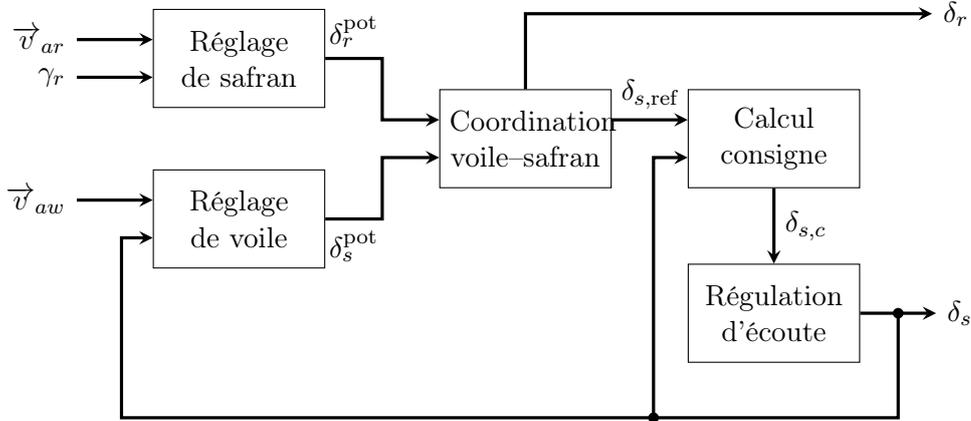


FIGURE 6.4 – Schéma-bloc de la coordination voile-safran

6.3 Simulation

La méthode de coordination a été testée en réalisant des simulations. Dans celles-ci, le voilier utilise le réglage de voile optimal et asservi sa route via le correcteur de safran non linéaire. Le vent réel provient de l'est ($\angle v_w^T = 180^\circ$) et son amplitude est $|\vec{v}_w| = 4$ m/s. Dans les premières simulations (voir figure 6.5), la route à suivre passe de -52° à $+52^\circ$ à l'instant $t = 25$ s. On remarque que le voilier n'implémentant pas la coordination (courbe a) ne réussit pas à virer de bord et à suivre la référence $\gamma_r = +52^\circ$. En revanche, la coordination permet d'ouvrir un peu plus la voile, ce qui a pour conséquence de baisser légèrement l'effort de propulsion et donc la vitesse du voilier (courbe b). Cela permet de contenir le couple de la voile dans un intervalle compensable par le safran.

Les simulations de la figure 6.6 reprennent les mêmes conditions de navigation à l'exception de la référence de route qui passe de -45° à $+45^\circ$ à l'instant $t = 25$ s. Dans ces conditions, la référence de route est tellement proche du vent qu'à réglage de voile optimal sans coordination (courbe a), le correcteur de safran ne peut suivre la référence, la vitesse chute dès les premières secondes et le voilier s'immobilise face au vent car le couple sur la voile τ_s est constamment supérieur au couple maximal théorique sur le safran τ_r^{\max} . En d'autres termes, les perturbations c_1 ou c_2 deviennent trop élevées et u augmente jusqu'à atteindre une valeur ne pouvant être générée par le safran $u > u_r^{\max}$ où $u > u_r^{\max} = f(\vec{v}_{as})$. En revanche, le voilier utilisant la coordination voile-safran (courbe b) ouvre la voile quand cela est nécessaire, ce qui garantit le bon fonctionnement du suivi de route.

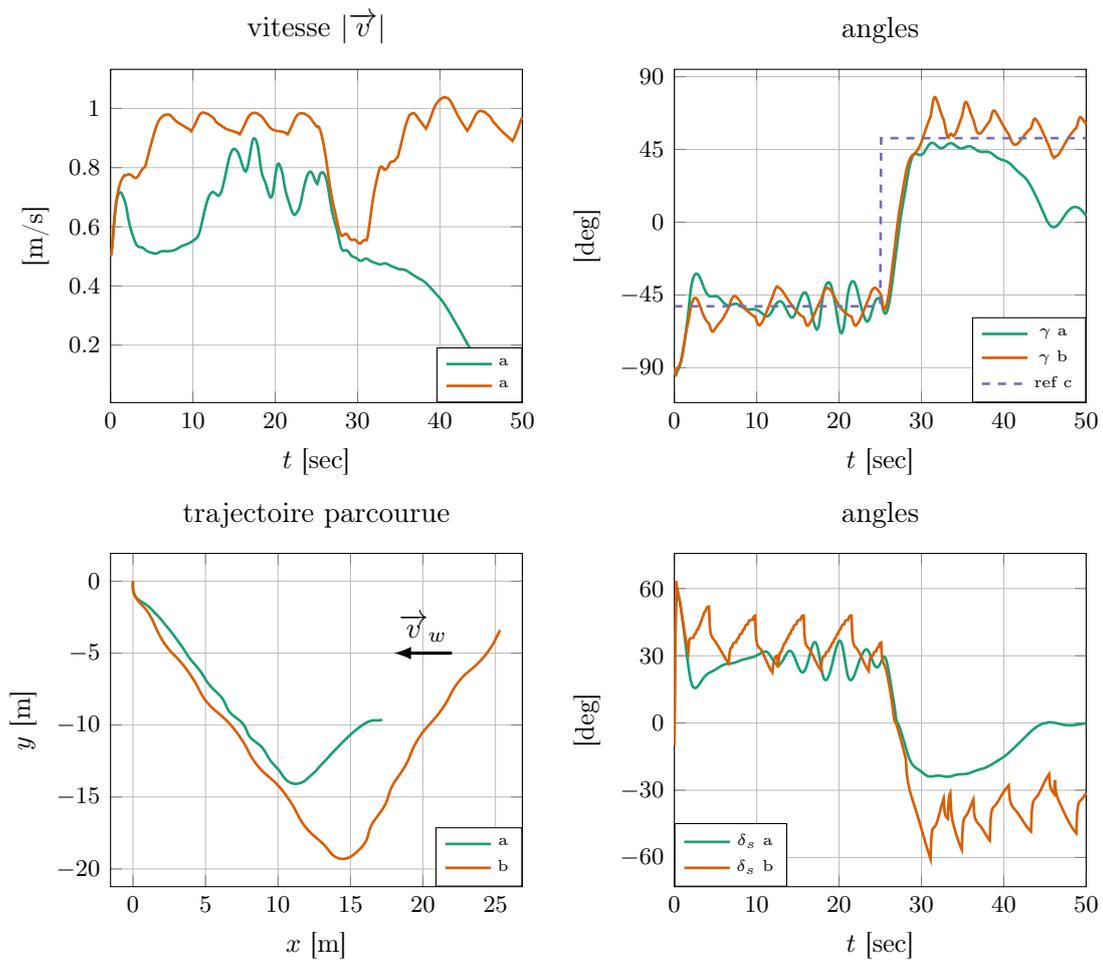


FIGURE 6.5 – Simulations avec et sans coordination voile-safran lors d’une remontée au vent à 52°

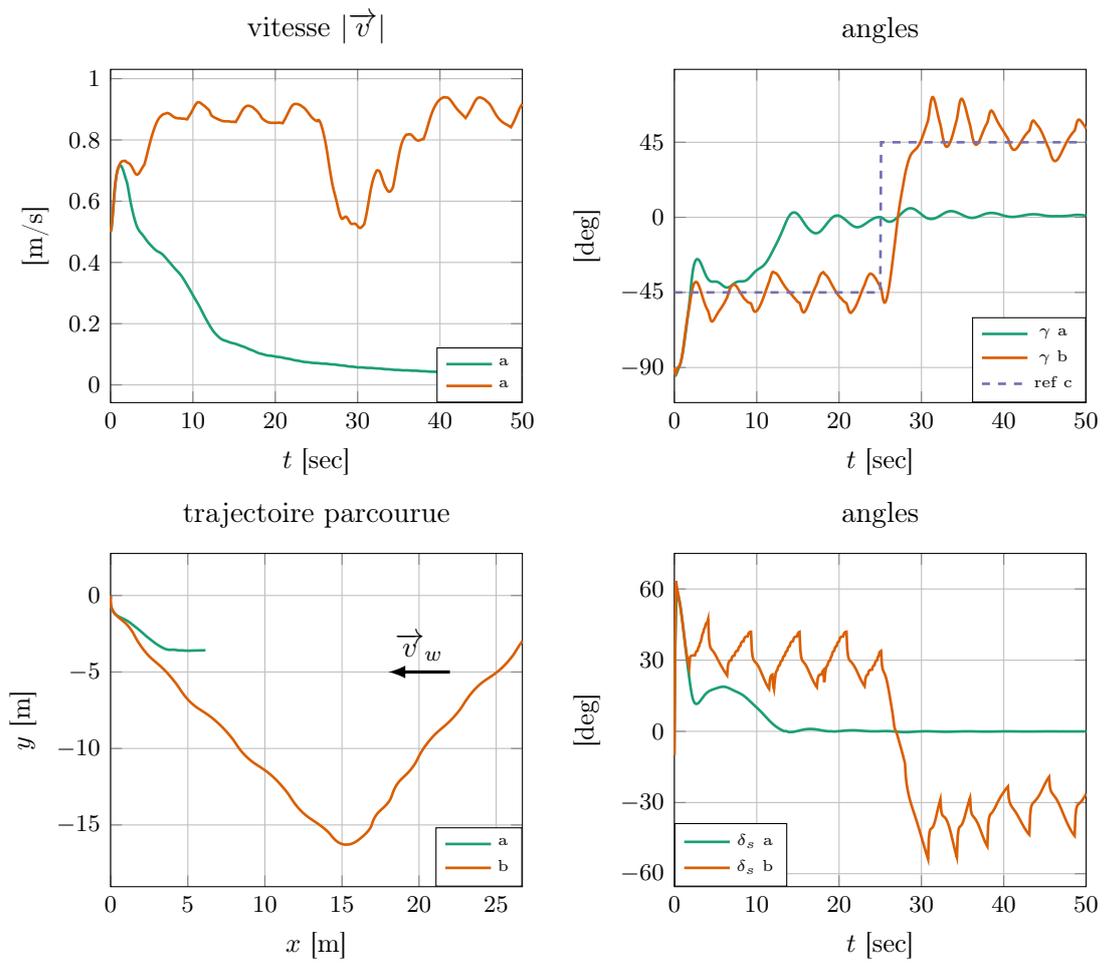


FIGURE 6.6 – Simulations avec et sans coordination voile-safran lors d'une remontée au vent à 45°

6.4 Conclusion

La commande découplée du voilier telle que présentée dans les chapitres 4 et 5 à l'avantage d'être relativement simple à étudier et mettre en œuvre. Son inconvénient est qu'elle suppose des conditions de navigation classiques, c'est à dire une vitesse longitudinale importante et un couple de voile négligeable par rapport à celui du safran. En pratique, ces conditions ne sont pas garanties, ce qui peut conduire à des situations où le voilier ne peut plus manœuvrer.

Dans ces cas, la coordination des actions du safran et de la voile devient une nécessité. Une solution serait alors de développer un correcteur couplé voile–safran tenant en compte explicitement des couplages dynamiques entre la vitesse longitudinale et celle de lacet. Toutefois, la conception des voiliers par les architectes navals fait que les cas de figures où la prise en compte de ces effets de couplage devient nécessaire sont effectivement peu fréquents (démarrage à vitesse nulle ou très faible, évolution au près serré avec un vent fort, ...). Nous avons donc préféré développer une stratégie de coordination entre les deux réglages indépendants des voiles et safran.

L'avantage de cette stratégie est qu'elle peut être utilisée conjointement avec différents types de correcteur de voile et safran. Ainsi, afin d'éviter les changements fréquents sur la consigne de voile, on aurait pu utiliser la coordination sur un voilier implémentant le réglage linéaire par morceaux. De même, à la place d'un correcteur de route non linéaire, on aurait pu utiliser tout autre correcteur fournissant une commande homogène à l'accélération du voilier.

Comme l'environnement d'expérimentation n'est pas contrôlé, cette méthode n'a pu être validée expérimentalement. Malgré cela, la méthode s'est montrée efficace en simulation.

Chapitre 7

Conclusion

Aujourd’hui, la grande majorité des voiliers robotisés utilise des correcteurs de cap pour asservir leur direction. Les efforts latéraux (forces aérodynamiques sur la voile, forces hydrodynamiques sur la quille et le safran) et couples qu’ils génèrent produisent une dérive du voilier, c’est à dire que le cap (orientation du repère local lié au voilier par rapport au repère fixe) est différent de la route (direction du vecteur vitesse). Ainsi, afin d’atteindre un point de passage donné, le cap d’un voilier doit être constamment corrigé. Cela peut se faire soit à l’étape de planification, notamment de planification locale, soit au niveau de l’asservissement.

Par ailleurs, une des caractéristiques quasi unique d’un voilier est lié au fait que sa capacité à maîtriser sa direction (par des actions sur le safran) dépend explicitement de sa vitesse par rapport à l’eau. En d’autres termes, il existe un couplage entre la vitesse longitudinale du voilier et sa dynamique de rotation.

Par exemple, à faible vitesse, le safran peut ne plus produire un couple suffisant pour changer l’orientation du voilier. Le maintien d’une vitesse d’avance suffisante par un réglage de voile est donc primordial.

Une stratégie de réglage efficace et assez répandue consiste à maintenir une relation affine par morceaux entre l’angle du vent apparent et celui de la voile. L’avantage de cette stratégie est sa simplicité de mise en œuvre, qui ne nécessite qu’une connaissance approximative des caractéristiques de la voile. En revanche, elle ne garantit pas que le voilier atteigne sa vitesse maximale théorique et elle ne prend pas en compte la gîte du voilier. Or, à vent important, les efforts sur la voile peuvent faire gîter dangereusement le voilier.

Un dernier inconvénient lié à cette stratégie de réglage est qu’elle est totalement découplée de celle du safran. Or, comme on peut l’observer en pratique, le réglage de voile peut produire dans de rares conditions un couple plus important et de sens opposé à celui du safran. Dans de tels cas (par exemple, lorsque le vent souffle fort et que le voilier tente de changer de cap lors d’une remontée au vent), le voilier ne peut plus asservir son cap, ce qui nécessite de reconsidérer le réglage de voile et plus précisément la coordination voile–safran.

7.1 Contributions

Durant ce travail de thèse, nous avons adressé ces différents problèmes et avons proposé des solutions pour :

- asservir la route du voilier quand sa vitesse est suffisamment importante et, le cas échéant, asservir son cap. L’asservissement doit être robuste aux variations de vitesse et de gîte,

- assurer un réglage de voile optimal afin d’optimiser la vitesse du voilier tout en préservant son intégrité en limitant l’angle de gîte,
- développer une méthode de coordination entre la voile et le safran et ainsi assurer le bon fonctionnement du suivi de route.

Conjointement avec ces points, nous avons utilisé une commande multi-nivea et proposé une fonction de coût adaptée aux voiliers pour le niveau de planification globale de cette architecture.

Les différentes contributions ont été mise en œuvre numériquement sur un simulateur dynamique que nous avons réalisé ainsi que, pour la quasi totalité, sur une plate-forme expérimentale de test.

Hiérarchie de commande

Pour que le voilier puisse atteindre son objectif en toute autonomie, nous avons divisé cette tâche et utilisé une hiérarchie de commande composée de trois couches :

- Une étape de planification globale qui, en s’appuyant aussi bien sur la connaissance a priori de la position des côtes et autres obstacles fixes que sur les prévisions océanographiques et météorologiques, détermine les points de passages intermédiaires nécessaires pour acheminer le voilier vers son objectif. Cette planification se fait en amont de la mission et peut être recalculée périodiquement pour prendre en compte les nouvelles prévisions.
- Une étape de planification locale pour atteindre le prochain point de passage et réagir dynamiquement et en temps réel aux variations environnementales (vent, obstacles). Ceci est réalisé en utilisant les capteurs embarqués sur le voilier tel qu’anémomètre, centrale inertielle, radar, . . . Cette étape fournit la direction de référence à suivre par le voilier.
- En reprenant la direction de référence fournie par la planification locale ainsi que les données des capteurs, une dernière couche calcule les commandes bas niveau (c’est à dire les réglage de voile et de safran) à envoyer aux actionneurs afin d’assurer le suivi de la direction.

Cette structuration a simplifié l’élaboration des différentes lois de commande ainsi que l’implémentation logicielle dans le système embarqué du voilier.

Une contribution de cette thèse dans ce cadre a été le développement d’une fonction de coût utilisable par les méthodes de planifications globales et reflétant la cinématique particulière des voiliers afin d’obtenir un chemin rapide et physiquement réalisable. La fonction proposée a l’avantage de ne pas utiliser explicitement la dynamique du voilier puisque elle se base sur l’utilisation des courbes polaire des vitesses du voilier. En revanche, elle ne prend pas en compte les effets des courants marins ou des vagues sur la vitesse.

Cette fonction a été testée en simulation en l’intégrant dans une implémentation de l’algorithme PRM-Dijkstra afin de générer des points de passages. La planification locale et les commandes bas niveaux ont, quant à elles, été testées aussi bien en simulation que sur le voilier Asarome II.

Asservissement de route

Une contribution majeure fut le développement d’un contrôleur non linéaire assurant le suivi de route au lieu du cap. Ainsi, il n’est plus nécessaire de considérer la dérive du voilier lors de la planification locale. De plus, le correcteur proposé prend en compte la gîte du voilier ainsi que sa vitesse lors du calcul de l’angle de safran,

ce qui permet un comportement optimal et une plus grande robustesse vis-à-vis des conditions de navigation variables comparé aux contrôleurs classiques tels que le PID. Avec ce contrôleur, le voilier peut même effectuer un suivi de ligne, sous condition qu'elle soit physiquement réalisable (le vent le long de cette ligne ne doit pas provenir d'une des no-go zones du voilier). Il devient donc possible d'effectuer avec le voilier de l'échantillonnage spatial contrôlé.

L'inconvénient du suivi de route est qu'il suppose la présence de capteurs de vitesse de grande précision. En pratique, la précision des capteurs embarqués tels que les centrales inertielles ou les récepteurs GPS est inversement proportionnelle à la vitesse d'avancement. Ainsi, à faible vitesse, le rapport signal sur bruit est très défavorable. Il devient même impossible d'obtenir des mesures de vitesses fiables et d'effectuer un suivi de route. Pour cela, nous avons introduit une fonction de transition permettant de passer d'un contrôle de route vers un contrôle de cap lorsque les mesures deviennent trop bruitées.

Ce contrôleur a été testé en simulation et sa faisabilité testée en expérimentation. Comme attendu, il permet d'obtenir une trajectoire plus directe qu'avec un asservissement de cap quand le voilier ne doit pas louvoyer. De plus, les performances de l'asservissement sont constantes même à conditions de vent variable.

Réglage de voile

Afin d'assurer l'avance du voiler, nous avons proposé un réglage de voile optimal maximisant l'effort de propulsion. Cette stratégie de réglage assure de plus que l'angle de gîte atteint par le voilier en régime établi ne dépasse pas une valeur maximale fixée par l'utilisateur. De cette façon, la vitesse du voilier est maximisée sans atteindre un comportement à risque menaçant l'intégrité du système. En plus de maximiser la vitesse sous contrainte d'équilibre en régime établi, une plage de réglage de voile peut également être imposée. Ainsi, la recherche du réglage optimal ne se fait que sur la plage de réglage réellement accessible à la voile. Cette plage dépend du mécanisme d'actionnement (voile directement actionnée ou via un système d'écoute) ainsi que du débattement de voile maximal.

Un autre apport est le développement d'une méthode de suivi du réglage de voile pour le cas où la voile est semi-actionnée via un système d'écoute. Cette méthode de suivi garantit que la voile est sur le bord du voilier correspondant à la référence fournie par la méthode de réglage de voile.

Ce réglage a été testé en simulation pour vérifier le comportement du système et le comparer à un réglage plus conventionnel.

L'inconvénient majeur de ce réglage est qu'il suppose une connaissance parfaite des caractéristiques du voilier et de la voile (paramètres géométriques, coefficients de la voile, ...). De plus, il ne prend pas en compte les perturbations intervenant sur le voilier en conditions réelles de navigation (bruits de mesure de l'anémomètre, manque de précision du capteur de vitesse, mouvements du voilier causés par la houle et les vagues).

Coordination voile-safran

Les méthodes précédentes développées dans cette thèse, ainsi que celles de la littérature, considèrent toutes un découplage des commandes de voile et de safran. Afin d'éviter la perte de manœuvrabilité lorsque le couple de voile devient supérieur à celui du safran, nous avons proposé une nouvelle méthode de coordination voile-safran. Cette stratégie estime en continu le couple de voile (déduit de l'angle de voile selon le réglage désiré) ainsi que le couple de safran (déduit de l'asservissement de direction).

Si la vitesse du voilier est suffisamment importante mais que le couple de voile ne peut être compensé par le couple de safran, permettant ainsi le suivi de la direction de référence, notre stratégie dégrade les performance du réglage de voile afin de diminuer son couple.

L'avantage de cette stratégie est qu'elle est indépendante du correcteur de safran ou du réglage de voile utilisé. Ainsi, elle peut être aussi bien appliquée sur un voilier utilisant un PID pour le safran et un réglage linéaire par morceaux pour la voile que sur un autre utilisant un asservissement de route non linéaire et un réglage de voile optimal. Cette nouvelle de coordination voile–safran s'est montrée efficace en simulation.

Modélisation du voilier

Afin de synthétiser ces méthodes et de les tester, nous avons développé deux modèles de voilier (un à six degrés de liberté et l'autre à quatre) puis avons implémenté celui à 6 DDL dans un simulateur sous Matlab afin de reproduire une dynamique proche de celle du voilier Asarome II. Pour cela, nous avons exprimé les efforts sur la carène et les appendices du voilier. Dans l'élaboration de ce modèle, nous avons négligé les interactions aérodynamiques entre les voiles, les interactions hydrodynamiques entre les parties immergées du voilier ainsi que l'effet des vagues. De plus, nous avons supposé que le voilier évoluait sur un plan d'eau plat, c'est à dire sans vague ou houle.

Malgré ces différentes simplifications, les tests et comparaisons avec le voilier Asarome II montrent un comportement similaire avec celui-ci, notamment lorsque la direction du voilier (cap ou route) est asservie.

Ainsi, ce simulateur représente la base pour valider les correcteurs et méthodes de réglage, ce qui permet de pallier à l'impossibilité de réaliser des validations expérimentales dans un environnement d'essai contrôlé et reproductible.

7.2 Perspectives

Ce travail de thèse a principalement permis de développer les solutions suivantes :

- un contrôleur non linéaire de route dont la stabilité a été prouvée sous réserve de couple suffisant. À l'inverse des PID à gains constants, les performances de ce contrôleur ont été constatées sur une large plage de vent. Ce contrôleur de route s'est avéré plus efficace que ceux de cap pour suivre une ligne directe vers un objectif. De plus, le correcteur s'adapte aux précisions des capteurs de vitesse embarqués du voilier.
- Un réglage de voile basé sur l'expression des efforts produits par la voile et non pas sur une relation empirique entre l'ange de voile et l'angle d'attaque. Ce réglage est adapté aux voiles semi-actionnées ou à amplitude d'ouverture limitée. Il assure aussi l'intégrité du voilier en limitant son angle de gîte en régime établi.
- Une méthode de coordination voile–safran permettant d'améliorer le comportement de suivi de route dans les cas où le couple voile est trop important et ceci, indépendamment de la méthode utilisée pour l'asservissement de cap/route et de celle utilisée pour le réglage de voile.

Ces solutions peuvent recevoir des améliorations afin d'affiner le contrôle du voilier.

Comme précisé plus haut, le réglage de voile optimal suppose une connaissance parfaite de la voile tout comme l'absence de perturbations. En pratique, avoir un tel degré de connaissance est extrêmement difficile et le voilier est constamment sujet aux perturbations. Une solution serait donc d'utiliser le réglage optimal même avec une connaissance approximative de la voile. Ce réglage serait considéré comme un terme

de *feedforward* dans un système d’ajustement dynamique. Ce dernier se chargerait de positionner la voile sur son réglage réellement optimal. Cet ajustement peut se faire par exemple par des méthodes de type *extremum seeking* [Corno et al., 2015]. Ainsi, la valeur présumée optimale est perturbée et les effets sur la vitesse du voilier sont évalués. Cette évaluation entraîne un ajustement de la référence afin de maximiser la vitesse longitudinale. La figure 7.1 montre la place d’un tel bloc dans le schéma de régulation de la voile.

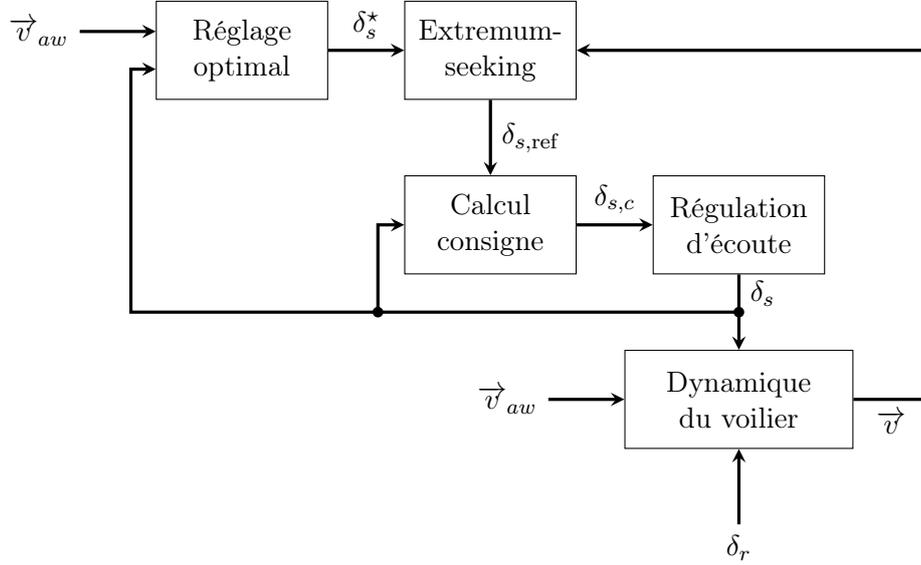


FIGURE 7.1 – Schéma-bloc du réglage d’écoute avec contrôleur de type *extremum seeking*

De plus, le réglage optimal présenté garantit que la gîte du voilier à l’équilibre ne dépasse pas un seuil prédéfini. En revanche, il n’y a aucune garantie sur la valeur de gîte pendant les périodes transitoires. Une condition de sécurité pourrait être ajoutée lors du calcul de la consigne afin d’ouvrir la voile quand la gîte du voilier devient dangereuse.

Le modèle de voilier utilisé pour le simulateur et la synthèse des correcteurs néglige les effets des vagues : le voilier est supposé évoluer sur une surface plate, la résistance hydrodynamique résultante ne dépend que de la vitesse du voilier. De même, la masse ajoutée du système est considérée constante. En pratique, les vagues ont une influence sur la dynamique du système. La prise en compte de l’effet des vagues pourrait augmenter le domaine de validité du simulateur et pourrait permettre de développer des contrôleurs plus performants dans ce type de situation. Le développement d’un tel modèle pourrait s’appuyer sur une représentation de type fonction de transfert pour le mouvement oscillant du plan d’eau ainsi que sur l’intégration de résistance hydrodynamique résultante et de masse ajoutée dépendantes de la fréquence d’oscillation de la masse d’eau [Fossen, 2011].

Enfin, les étapes de planifications présentées dans ce travail négligent le courant marin. En pratique, le courant fait dévier le voilier ($v^{\mathcal{I}}$ la vitesse du voilier dans le repère inertiel est la somme de $v^{\mathcal{C}}$, sa vitesse par rapport à la masse d’eau environnante, et de $v_c^{\mathcal{I}}$ la vitesse du courant dans le repère inertiel : $v^{\mathcal{I}} = v^{\mathcal{C}} + v_c^{\mathcal{I}}$). Afin de prendre en compte l’effet des courants, nous pouvons déformer la polaire des vitesses classique P présentée page 6 en y additionnant le courant marin $v_c^{\mathcal{I}}$:

$$v^{\mathcal{I}} = P(v_w^{\mathcal{C}} + v_c^{\mathcal{I}}, \Theta) + v_c^{\mathcal{I}}$$

avec $v_w^{\mathcal{C}}$ la vitesse du vent dans le repère lié à l’eau ($v_w^{\mathcal{I}} = v_w^{\mathcal{C}} + v_c^{\mathcal{I}}$).

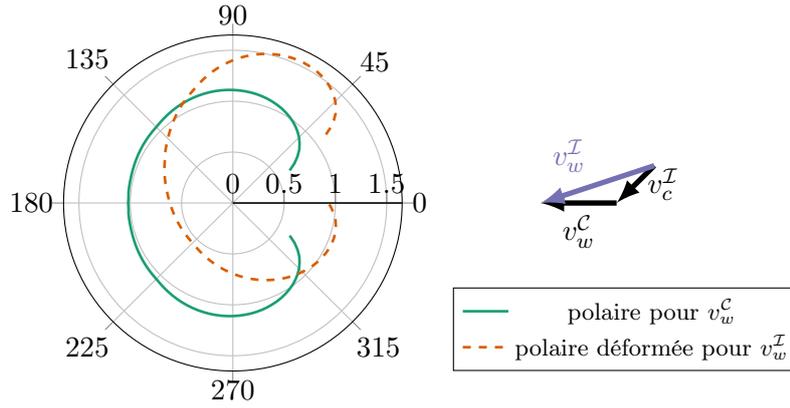


FIGURE 7.2 – Exemple de polaire des vitesses déformée pour tenir en compte des courants

En utilisant la polaire déformée (7.2), les planifications locale et globale prédiront la vitesse maximale en régime établi du voilier subissant un courant marin \vec{v}_c .

Des perspectives plus larges à ce travail s’inscrivent dans la thématique générale de l’autonomie à long terme (*long term autonomy*). Cette thématique, qui fait l’objet depuis 2011 de *workshops* dans les conférences ICRA et RSS, regroupe les efforts de recherche actuels visant à développer une robotique de service capable de mener des missions de longue durée dans des environnements dynamiques. En effet, les voiliers autonomes, du fait de leur faible consommation énergétique, peuvent être des vecteurs de déploiement d’outils de mesure en mer particulièrement adaptés et le milieu marin, du fait de sa forte variabilité qui impacte directement les performances des voiliers, est un environnement clairement dynamique. En dehors des aspects purement matériels de robustesse des véhicules, le développement de services de mesures en mer se basant sur des voiliers autonomes passe à notre sens par le développement d’un **planificateur de mission** réellement efficace et adapté aux contraintes des voiliers. Ce planificateur doit permettre, entre autres, de pouvoir organiser des missions de longues durées (plusieurs mois) mais également d’organiser des rendez-vous entre voiliers ou avec d’autres engins mobiles ou de contrôler finement l’échantillonnage spatio-temporel de paramètres environnementaux. En raison du caractère dynamique et partiellement stochastique de l’environnement, ce planificateur de mission devra très certainement s’appuyer sur les méthodes de planification sous incertitudes qui connaissent un regain d’intérêt depuis quelques années [Boutilier et al., 1995, Blythe, 1999, Alterovitz et al., 2007, Blackmore, 2008, Prentice and Roy, 2009, Bry and Roy, 2011, van den Berg et al., 2012, Indelman et al., 2015].

L’intégration de contraintes temporelles (pour organiser un rendez-vous par exemple) qui ne pose habituellement pas de problèmes au niveau d’une planification de mission, revêt dans le cas d’un voilier une importance cruciale en raison de l’impossibilité de maîtriser complètement sa vitesse d’avance qui reste directement dépendante du vent. Ainsi, une caractéristique importante de ce planificateur de mission, serait de pouvoir déterminer non pas la date d’arrivée au point de rendez-vous mais la probabilité d’arrivée dans un intervalle temporel borné. Actuellement, les méthodes de planifications appliquées aux voiliers permettent de déterminer des points de passage jusqu’à des coordonnées cibles. Elles supposent des prévisions météorologiques fiables. En pratique, le degré de fiabilité des prévisions dépend de leur éloignement temporel par rapport à

l'instant de planification. Des points de passages considérés comme optimaux peuvent ainsi s'avérer mal positionnés par rapport au vent et le temps de parcours estimé par les méthodes de planification classiques s'en trouve modifié. Ainsi, la difficulté principale pour déterminer l'intervalle temporel d'arrivée au point de rendez-vous est lié à la nature non contrôlable du vent. La force de propulsion du voilier ainsi que sa vitesse ne peuvent qu'être estimées à partir des prévisions météorologiques. La planification doit donc prendre en compte les incertitudes de ces prévisions pour fournir une probabilité d'arrivée à un point de rendez-vous et dans un intervalle temporel donné.

Dans la perspective de réaliser des campagnes de mesures de longue durée, il semble également raisonnable d'augmenter l'autonomie énergétique de ces véhicules en embarquant des moyens de régénération d'énergie comme des panneaux solaires ou une éolienne. Les points de passage du voilier doivent donc être positionnés pour que le chemin parcouru assure les meilleures conditions de génération d'énergie, c'est à dire un ensoleillement ou un vent apparent optimal. Le bilan énergétique (la différence entre l'énergie régénérée et celle consommée) doit idéalement être toujours positif. Ceci ajoute une contrainte supplémentaire à la planification de mission qui devient multi-objectifs (assurer un bilan énergétique positif et minimiser le temps de parcours par exemple). Il devient donc nécessaire d'utiliser une méthode de planification prenant en compte, en plus du temps de parcours supposé, des termes reflétant le degré d'ensoleillement prévu ainsi que la consommation estimée. Les modèles de consommation énergétique et de régénérations d'énergie, obtenus à partir des prévisions météorologiques, sont bien sûr sujet à des incertitudes liées aux covariances des prévisions, ce qui renforce la nécessité d'utiliser des méthodes de planification sous incertitudes.

Bibliographie

- [Abril et al., 1997] Abril, J., Salom, J., and Calvo, O. (1997). Fuzzy control of a sailboat. *International Journal of Approximate Reasoning*, 16(3–4), pages 359–375. 19
- [Alterovitz et al., 2007] Alterovitz, R., Simeon, T., and Goldberg, K. (2007). The stochastic motion roadmaps : a sampling framework for planning with markov motion uncertainty. In *Robotics : Science and Systems (RSS 2007)*, pages 246–253. 134
- [Anthierens et al., 2014] Anthierens, C., Pauly, E., and Jeay, F. (2014). *MARIUS : A Sailbot for Sea-Sailing*, pages 3–12. Springer International Publishing, Cham. 1
- [Blackmore, 2008] Blackmore, L. (2008). Robust path planning and feedback design under stochastic uncertainty. In *AIAA Guidance, Navigation and Control Conference*, pages 1–12. 37, 134
- [Blythe, 1999] Blythe, J. (1999). Decision-theoretic planning. *AI Magazine*, 20(2), pages 37–54. 134
- [Boutilier et al., 1995] Boutilier, C., Dean, T., and Hanks, S. (1995). Planning under uncertainty : Structural assumptions and computational leverage. In *3rd European Workshop on Planning*, pages 1–16. 134
- [Briere, 2008a] Briere, Y. (2008a). Between the drifting buoy and the autonomous sailing boat : the Microtransat concept. 1
- [Briere, 2008b] Briere, Y. (2008b). IBOAT : An autonomous robot for long-term offshore operation. In *IEEE Mediterranean Electrotechnical Conference (MELECON)*, pages 323–329. xi, 1, 11, 56, 104, 105, 106
- [Briere et al., 2006] Briere, Y., Bastianelli, F., Gagneul, M., and Cormerais, P. (2006). Challenge MICROTRANSAT. *J3eA*, 5 HORS SÉRIE 2. 1
- [Bry and Roy, 2011] Bry, A. and Roy, N. (2011). Rapidly-exploring random belief trees for motion planning under uncertainty. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2011)*, pages 723–730. 134
- [Chabini, 1998] Chabini, I. (1998). Discrete Dynamic Shortest Path Problems In Transportation Applications : Complexity And Algorithms With Optimal Run Time. *Transportation Research Records*, 1645pages 170–175. 37
- [Corno et al., 2015] Corno, M., Formentin, S., and Savaresi, S. (2015). Data-Driven Online Speed Optimization in Autonomous Sailboats. *IEEE Transactions on Intelligent Transportation Systems*, 17(3), pages 762–771. ix, 13, 115, 133
- [Cruz and Alves, 2008] Cruz, N. and Alves, J. (2008). Autonomous sailboats : An emerging technology for ocean sampling and surveillance. In *MTS/IEEE OCEANS*. 1
- [Cruz and Alves, 2010] Cruz, N. and Alves, J. (2010). Auto-heading controller for an autonomous sailboat. In *IEEE OCEANS*, pages 1–6. 14, 73

- [Cruz and Alves, 2014] Cruz, N. and Alves, J. (2014). Navigation performance of an autonomous sailing robot. In *Oceans - St. John's, 2014*, pages 1–7. 11
- [Dijkstra, 1959] Dijkstra, E. W. (1959). A note on two problems in connexion with graphs. *Numerische Mathematik*, 1(1), pages 269–271. 30
- [Elkaim, 2006] Elkaim, G. (2006). The atlantis project : A gps-guided wing-sailed autonomous catamaran. *Journal of the Institute of Navigation*, 53pages 237–247. 1
- [Elkaim and Kelbley, 2006] Elkaim, G. and Kelbley, R. (2006). Station Keeping and Segmented Trajectory Control of a Wind-Propelled Autonomous Catamaran. In *IEEE Conference on Decision and Control*, pages 2424–2429. 14
- [Elliot, 1973] Elliot, J. (1973). The computation of the best windward and running courses for sailing yachts. *Radio and Electronic Engineer*, 43(12), pages 715–727. 17
- [Emami and Hartnett, 2014] Emami, T. and Hartnett, R. (2014). Discrete time robust stability design of PID controllers autonomous sailing vessel application. In *American Control Conference (ACC), 2014*, pages 1993–1998. 14
- [Erckens et al., 2010] Erckens, H., Busser, G.-A., Pradalier, C., and Siegwart, R. (2010). Avalon : Navigation strategy and trajectory following controller for an autonomous sailing vessel. *IEEE Robotics Automation Magazine*, 17(1), pages 45–54. 1
- [Faulkner, 1963] Faulkner, F. D. (1963). Numerical Methods for Determining Optimum Ship Routes. *Navigation*, 10(4), pages 351–367. 24
- [Fossati and Drayton, 2010] Fossati, F. and Drayton, M. (2010). *Aero-Hydrodynamics and the Performance of Sailing Yachts : The Science Behind Sailboats and Their Design*. McGraw-Hill Inc., US, Camden, Maine, 1 edition. 41
- [Fossen, 1994] Fossen, T. I. (1994). *Guidance and Control of Ocean Vehicles*. John Wiley & Sons Ltd. 9, 14, 47, 48, 52, 58, 62, 76, 95
- [Fossen, 2011] Fossen, T. I. (2011). *Handbook of Marine Craft Hydrodynamics and Motion Control*. Wiley-Blackwell. 10, 45, 49, 52, 53, 133
- [Garrido et al., 2006] Garrido, S., Moreno, L., Abderrahim, M., and Martin, F. (2006). Path planning for mobile robot navigation using Voronoi diagram and fast marching. In *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pages 2376–2381. 23
- [Gomes et al., 2015] Gomes, L., Santos, M., Pereira, T., and Costa, A. (2015). Model-Based Development of an Autonomous Sailing Yacht Controller. In *IEEE International Conference on Autonomous Robot Systems and Competitions (ICARSC)*, pages 103–108. 12, 14, 27, 73
- [Guo et al., 2011] Guo, Y., Romero, M., Ieng, S.-H., Plumet, F., Benosman, R., and Gas, B. (2011). Reactive path planning for autonomous sailboat using an omnidirectional camera for obstacle detection. In *IEEE International Conference on Mechatronics (ICM)*, pages 445–450. 18
- [Hanssen and James, 1960] Hanssen, G. L. and James, R. W. (1960). Optimum Ship Routing. *Journal of Navigation*, 13(03), pages 253. 24
- [Heath, 2002] Heath, M. T. (2002). *Scientific Computing*. The McGraw-Hill Companies, Inc., 2nd edition edition. 101
- [Hem Lata and Thiagarajan, 2007] Hem Lata, W. and Thiagarajan, K. P. (2007). Comparison of added mass coefficients for a floating tanker evaluated by conformal mapping and boundary element methods. In *Australian Fluid Mechanics Conference*, pages 1388–1391. 48

- [Indelman et al., 2015] Indelman, V., Carlone, L., and Dellaert, F. (2015). Planning in the continuous domain : A generalized belief space approach for autonomous navigation in unknown environments. *The International Journal of Robotics Research*, 34(7), pages 849–882. 134
- [Jaulin, 2004] Jaulin, L. (2004). Modélisation et commande d’un bateau à voile. In *Conférence Internationale Francophone d’Automatique (CIFA)*, pages 1–6, France. ix, 7, 8
- [Jaulin and Bars, 2013] Jaulin, L. and Bars, F. L. (2013). A Simple Controller for Line Following of Sailboats. In Sauzé, C. and Finnis, J., editors, *Robotic Sailing 2012*, pages 117–129. Springer Berlin Heidelberg. DOI : 10.1007/978-3-642-33084-1_11. 22
- [Jaulin et al., 2012] Jaulin, L., Bars, F. L., Clement, B., Gallou, Y., Menage, O., Reynet, O., Sliwka, J., and Zerr, B. (2012). Suivi de route pour un robot voilier. In *Conférence Internationale Francophone d’Automatique CIFA*, pages 695–702. 1, 49, 56
- [Jouffroy, 2009] Jouffroy, J. (2009). A control strategy for steering an autonomous surface sailing vehicle in a tacking maneuver. In *IEEE International Conference on Systems, Man and Cybernetics, 2009. SMC 2009*, pages 2391 –2396. ix, 7, 22, 23
- [Karim et al., 2014] Karim, M. M., Prasad, B., and Rahman, N. (2014). Numerical simulation of free surface water wave for the flow around NACA 0015 hydrofoil using the volume of fluid (VOF) method. *Ocean Engineering*, 78, pages 89–94. 43
- [Kavraki et al., 1996] Kavraki, L., Svestka, P., Latombe, J.-C., and Overmars, M. (1996). Probabilistic roadmaps for path planning in high-dimensional configuration spaces. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 12(4), pages 566–580. 30
- [Ketcham et al., 2003] Ketcham, S., Bupp, S., Garcia, A., and Scott, M. (2003). Determination of a hydrofoil for the propulsion system of the 2000 University of California, San Diego human-powered submarine. In *IEEE OCEANS*, volume 5, pages 2496–2505. 43
- [Keuning et al., 2006] Keuning, J. A., Katgert, M., and Vermeulen, K. J. (2006). Keel-rudder interaction on a sailing yacht. 72
- [Keuning and Sonnenberg, 2008] Keuning, J. A. and Sonnenberg, U. B. (2008). Approximation of the Hydrodynamic forces on a Sailing Yacht based on the ‘Delft Systematic Hull Yacht Series’. In *The International HISWA Symposium on Yacht Design and Yacht Construction*, pages 99–152. x, 45, 61
- [Khalil, 2001] Khalil, H. K. (2001). *Nonlinear Systems*. Prentice Hall, 3 edition. 76
- [Kokotovic, 1992] Kokotovic, P. V. (1992). The joy of feedback : nonlinear and adaptive. *IEEE Control Systems*, 12(3), pages 7–17. 76
- [Langbein et al., 2011] Langbein, J., Stelzer, R., and Frühwirth, T. (2011). A rule-based approach to long-term routing for autonomous sailboats. In Schlaefel, A. and Blaurock, O., editors, *Robotic Sailing*, pages 195–204. Springer Berlin Heidelberg. 30
- [Le et al., 2003] Le, M.-D., Nguyen, T.-H., Nguyen, T.-H., Nguyen, S.-P., Le, T.-V., Ngyuen, T.-D., Hoang, T.-H., and Hoang, T.-D. (2003). A new and effective fuzzy PID autopilot for ships. In *IEEE International Symposium on Computational Intelligence in Robotics and Automation*, volume 3, pages 1411–1415. 15
- [Le Bars and Jaulin, 2015] Le Bars, F. and Jaulin, L. (2015). The world robotic sailing championship, a competition to stimulate the development of autonomous sailboats. In *OCEANS 2015 - Genova*, pages 1–5. 1

- [Legursky, 2012] Legursky, K. (2012). A modified model, simulation, and tests of a full-scale sailing yacht. In *Oceans, 2012*, pages 1–7. 10, 11, 102
- [Lin et al., 2013] Lin, Y.-H., Fang, M.-C., and Yeung, R. W. (2013). The optimization of ship weather-routing algorithm based on the composite influence of multi-dynamic elements. *Applied Ocean Research*, 43pages 184–194. 29
- [Mannarini et al., 2015] Mannarini, G., Lecci, R., and Coppini, G. (2015). Introducing sailboats into ship routing system VISIR. In *2015 6th International Conference on Information, Intelligence, Systems and Applications (IISA)*, pages 1–6. 28, 29
- [Marchaj, 2002] Marchaj, C. A. (2002). *Sail Performance : Techniques to Maximize Sail Power*. International Marine/Ragged Mountain Press, 2nd edition edition. x, 42, 43, 59, 96, 97, 100, 101
- [Nannicini and Liberti, 2008] Nannicini, G. and Liberti, L. (2008). *Shortest paths on dynamic graphs*. 37
- [Neal, 2006] Neal, M. (2006). A hardware proof of concept of a sailing robot for ocean observation. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, 31(2), pages 462–469. 1, 55, 60
- [Petres et al., 2011] Petres, C., Romero-Ramirez, M.-A., Plumet, F., and Alessandrini, B. (2011). Modeling and reactive navigation of an autonomous sailboat. In *2011 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, pages 3571 –3576. 2
- [Plumet et al., 2013] Plumet, F., Saoud, H., and Hua, M.-D. (2013). Line following for an autonomous sailboat using potential fields method. In *MTS/IEEE OCEANS*, pages 1–6. 21
- [Prentice and Roy, 2009] Prentice, S. and Roy, N. (2009). The belief roadmap : Efficient planning in belief space by factoring the covariance. *The International Journal of Robotics Research*, 28(11), pages 1448–1465. 134
- [Pucci et al., 2011] Pucci, D., Hamel, T., Morin, P., and Samson, C. (2011). Nonlinear control of PVTOL vehicles subjected to drag and lift. In *IEEE Conference on Decision and Control and European Control Conference (CDC-ECC)*, pages 6177–6183. 55
- [Pucci et al., 2015] Pucci, D., Hamel, T., Morin, P., and Samson, C. (2015). Nonlinear feedback control of axisymmetric aerial vehicles. *Automatica*, 53, pages 72–78. 43
- [Pêtrès et al., 2012] Pêtrès, C., Romero-Ramirez, M.-A., and Plumet, F. (2012). A potential field approach for reactive navigation of autonomous sailboats. *Robotics and Autonomous Systems*, 60(12), pages 1520–1527. 20
- [Ramirez, 2012] Ramirez, M. A. R. (2012). *Contribution à la commande de voiliers robotisés*. PhD thesis, Université Pierre et Marie Curie - Paris VI. 2, 14, 18, 19, 28, 32
- [Roh, 2013] Roh, M.-I. (2013). Determination of an economical shipping route considering the effects of sea state for lower fuel consumption. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 5(2), pages 246–262. 24
- [Salvesen et al., 1970] Salvesen, N., Tuck, E. O., and Faltinsen, O. (1970). Ship motions and sea loads. *Transactions of the Society of Naval Architects and Marine Engineers*, 78(8), pages 250–287. 48
- [Sarraf et al., 2010] Sarraf, C., Djeridi, H., Prothin, S., and Billard, J. Y. (2010). Thickness effect of NACA foils on hydrodynamic global parameters, boundary layer states and stall establishment. *Journal of Fluids and Structures*, 26(4), pages 559–578. 43

- [Sauze and Neal, 2006] Sauze, C. and Neal, M. (2006). An Autonomous Sailing Robot for Ocean Observation. 1
- [Schröder and Hertel, 2014] Schröder, C. and Hertel, L. (2014). Development of a Low-Budget Robotic Sailboat. In Bars, F. L. and Jaulin, L., editors, *Robotic Sailing 2013*, pages 13–24. Springer International Publishing. DOI : 10.1007/978-3-319-02276-5_2. 1
- [Sermanet et al., 2008] Sermanet, P., Hadsell, R., Scoffier, M., Muller, U., and LeCun, Y. (2008). Mapping and planning under uncertainty in mobile robots with long-range perception. In *2008 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pages 2525–2530. 37
- [Spaans, 1985] Spaans, J. A. (1985). Windship routeing. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 19(1), pages 215–250. 24
- [Stelzer and Jafarmadar, 2007] Stelzer, R. and Jafarmadar, K. (2007). A Layered System Architecture to Control an Autonomous Sailboat. 27
- [Stelzer et al., 2010] Stelzer, R., Jafarmadar, K., Hassler, H., and Charwot, R. (2010). A reactive approach to obstacle avoidance in autonomous sailing. In *International Robotic Sailing Conference*. 1, 18
- [Stelzer et al., 2007] Stelzer, R., Proll, T., and John, R. (2007). Fuzzy logic control system for autonomous sailboats. In *Fuzzy Systems Conference, 2007. FUZZ-IEEE 2007. IEEE International*, pages 1–6. 12, 14
- [Stelzer and Pröll, 2008] Stelzer, R. and Pröll, T. (2008). Autonomous sailboat navigation for short course racing. *Robotics and Autonomous Systems*, 56(7), pages 604–614. ix, 17, 18
- [Stuelpnagel, 1964] Stuelpnagel, J. (1964). On the parametrization of the three-dimensional rotation group. *SIAM Review*, 6(4), pages 422–430. 53
- [Tranzatto et al., 2015] Tranzatto, M., Liniger, A., Grammatico, S., and Landi, A. (2015). The debut of Aeolus, the autonomous model sailboat of ETH Zurich. In *OCEANS 2015 - Genova*, pages 1–6. 1, 14
- [Treichel and Jouffroy, 2010] Treichel, K. and Jouffroy, J. (2010). Real-time sail and heading optimization for a surface sailing vessel by extremum seeking control. In *55th International Scientific Colloquium (IWK)*, Ilmenau, Germany. ix, 13
- [van den Berg et al., 2012] van den Berg, J., Patil, S., and Alterovitz, R. (2012). Motion planning under uncertainty using iterative local optimization in belief space. *The International Journal of Robotics Research*, 31(11), pages 1263–1278. 134
- [Van Oossanen, 1979] Van Oossanen, P. (1979). Theoretical estimation of the influence of some main design factors on the performance of international twelve meter class yachts. In *Chesapeake sailing yacht Symposium*, pages 77–103. 55
- [Van Oossanen, 1993] Van Oossanen, P. (1993). Predicting the speed of sailing yachts. *Transactions of the Society of Naval Architects and Marine Engineers*, 101, pages 337–397. 55
- [Viola, 2009] Viola, I. M. (2009). Downwind sail aerodynamics : A CFD investigation with high grid resolution. *Ocean Engineering*, 36(12–13), pages 974–984. 55
- [Wellman et al., 1995] Wellman, M. P., Ford, M., and Larson, K. (1995). Path Planning Under Time-dependent Uncertainty. In *Proceedings of the Eleventh Conference on Uncertainty in Artificial Intelligence, UAI'95*, pages 532–539, San Francisco, CA, USA. Morgan Kaufmann Publishers Inc. 37

- [Xiao et al., 2011] Xiao, K., Sliwka, J., and Jaulin, L. (2011). A wind-independent control strategy for autonomous sailboats based on voronoi diagram. In *Proceedings of CLAWAR 2011 : the 14th International Conference on Climbing and Walking Robots and the Support Technologies for Mobile Machines*, pages 109–123. 7, 22
- [Xiao et al., 2012] Xiao, L., Alves, J., Cruz, N., and Jouffroy, J. (2012). Online speed optimization for sailing yachts using extremum seeking. In *Oceans, 2012*, pages 1–6. 13, 115
- [Xiao and Jouffroy, 2014] Xiao, L. and Jouffroy, J. (2014). Modeling and Nonlinear Heading Control of Sailing Yachts. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, 39(2), pages 256–268. ix, 9, 10, 16
- [Xie et al., 2014] Xie, S., Feng, K., Peng, Y., Luo, J., Chen, J., and Gu, J. (2014). Design and analysis of an autonomous controlled four wheeled land yacht. In *IEEE International Conference on Information and Automation (ICIA)*, pages 773–778. 55, 60
- [Yang et al., 2011] Yang, B., Xiao, L., and Jouffroy, J. (2011). A control-theoretic outlook at the no-go zone in sailing vessels. In *OCEANS 2011*, pages 1–7. 7
- [Yeh and Bin, 1992] Yeh, E. and Bin, J.-C. (1992). Fuzzy control for self-steering of a sailboat. In , *Singapore International Conference on Intelligent Control and Instrumentation, 1992. SICICI '92. Proceedings*, volume 2, pages 1339–1344. 12