



HAL
open science

Etudes expérimentales de l'interaction fluide structure sur surface souple: application aux voiles de bateaux

Benoit Augier

► **To cite this version:**

Benoit Augier. Etudes expérimentales de l'interaction fluide structure sur surface souple: application aux voiles de bateaux. Mécanique des fluides [physics.class-ph]. Université de Bretagne occidentale - Brest, 2012. Français. NNT: . tel-00730669

HAL Id: tel-00730669

<https://theses.hal.science/tel-00730669>

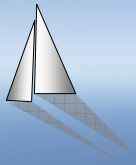
Submitted on 12 Sep 2012

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.

UBO

université de bretagne
occidentale



THÈSE / UNIVERSITÉ DE BRETAGNE OCCIDENTALE

sous le sceau de l'Université européenne de Bretagne

pour obtenir le titre de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE BRETAGNE OCCIDENTALE

*Mention : Génie Mécanique, Mécanique des Fluides et Energétique
École Doctorale EDSM*

présentée par

Benoît Augier

Préparée à l'Institut de Recherche de l'Ecole
Navale, département Mécanique et
Energétique en Environnement Naval

**Etudes expérimentales de l'interaction
fluide-structure sur surface souple:
application aux voiles de bateaux.**

Thèse soutenue le 4 juillet 2012

devant le jury composé de :

Philippe Petitjeans

Directeur de Recherche, ESPCI / CNRS / *Président*

Marc Rabaud

Professeur des Universités, Université Paris-Sud FAST / *rapporteur*

Lionel Schouveiler

Professeur des Universités, IRPHE / *rapporteur*

Bernard Simon

Professeur des Universités, UBO / *Examineur*

Michel Visonneau

Directeur de recherche, ECN / CNRS / *Examineur*

Jacques-André Astolfi

Maître de Conférence HDR, IRENAV / *Directeur de thèse*

Patrick Bot

Maître de Conférence, IRENAV / *Encadrant*

Frédéric Hauville

Maître de Conférence, IRENAV / *Encadrant*

Résumé: Cette thèse vise à une meilleure compréhension de la dynamique du voilier et à la validation des outils numériques de prédiction de performances et d'optimisation par l'étude expérimentale *in situ* du problème aéro-élastique d'un gréement. Une instrumentation est développée sur un voilier de 8m de type J80 pour la mesure dynamique des efforts dans le gréement, de la forme des voiles en navigation, du vent et des attitudes du bateau. Un effort particulier est apporté à la mesure des caractéristiques géométriques et mécaniques des éléments du gréement, la calibration des capteurs et au système d'acquisition des données. Les principaux résultats montrent que le voilier instrumenté est un outil adapté pour les mesures instationnaires et soulignent l'amplitude de variation d'effort rencontrée en mer (20 à 50% de l'effort moyen dans une houle modérée). En outre, les variations du signal d'effort sont déphasées avec l'angle d'assiette, créant un phénomène d'hystérésis. Le comportement dynamique d'un voilier en mouvement diffère ainsi de l'approche quasi-statique. Les simulations numériques proviennent du code ARAVANTI, couplage implicite d'un code structure éléments finis ARA et d'un code fluide parfait, limitant son domaine de validité aux allures de près. Les résultats de simulation sont très proches des cas stationnaires et concordent bien avec les mesures en instationnaire dans une houle de face. L'expérimentation numérique d'un gréement soumis à des oscillations harmoniques en tangage souligne l'importance de l'approche Interaction Fluide Structure (IFS) et montre que l'énergie échangée par le système avec la houle est reliée à la fréquence réduite et l'amplitude du mouvement. Certaines informations n'étant pas disponibles sur le voilier instrumenté, une expérience contrôlée en laboratoire est développée. Elle consiste en un carré de tissu tenu par deux lattes en oscillation forcée. Les mesures sur cette « voile oscillante » permettent d'étudier les phénomènes IFS avec décollement et sont utilisées pour la validation du couplage ARA-ISIS entre un code fluide Navier-Stokes (RANS) et le même code structure.

Mots-clés: Interaction Fluide Structure, expérience *in situ*, voilier instrumenté, instationnaire, fluide parfait, RANS, comparaison numérique/expérience

Abstract : This work presents a full scale experimental study on the aero-elastic wind/sails/rig interaction in real navigation condition with the aim to give a reliable database of unsteady measurement. This database is used for the investigation of the dynamic behavior and loads in the rigging and for an experimental validation of an unsteady Fluid Structure Interaction (FSI) model. An inboard instrumentation system has been developed on a 8 meter yacht (J80 class) to simultaneously and dynamically measure the navigation parameters, yacht's motion, sails flying shape, wind and loads in the rigging. A special effort is made on mechanical and geometrical characteristics measurement, sensors calibration and data acquisition system synchronization. Results show that the instrumented boat is a reliable tool to measure the unsteady phenomena in navigation. Dynamic measurements at sea underline the load variation encountered, which represent 20 to 50% of the mean value in a moderate sea state. Oscillations of loads exhibit phase shift with the trim angle, reason for an hysteresis phenomenon, which shows that the dynamic behavior of a sail plan subject to yacht motion clearly deviates from the quasi-steady theory. Simulations are made with ARAVANTI, an implicit coupling of a Finite Element Method structural model ARA and an inviscid fluid model which restricts the simulation domain to upwind conditions. The simulation results compare very well with the experimental data for steady sailing conditions and show a good agreement in unsteady conditions (head swell). Numerical investigation of a sail plan submitted to harmonic pitching motion underlines the importance of FSI modeling and shows that the energy exchanged by the system with the swell increases with the motion reduced frequency and amplitude. Some information is not accessible on the instrumented boat and requires developing a controlled test case in laboratory. The experiment consists of a spinnaker fabric square mounted on two carbon battens moved in forced oscillation. This test case is used to study FSI phenomena with a separated flow and gives experimental results for the validation of the coupling ARA-ISIS of a RANS fluid model with the same structure model.

Keywords : Fluid Structure Interaction, full scale experiment, instrumented boat, sail, unsteady, inviscid flow, RANS, numerical/experimental comparison

THÈSE

présentée à

L'UNIVERSITÉ DE BRETAGNE OCCIDENTALE

pour obtenir le titre de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE BRETAGNE OCCIDENTALE

Mention *Génie Mécanique : mécanique des fluides et énergétique*

par

Benoît Augier

**Etudes expérimentales de l'interaction fluide
structure sur surface souple : application aux voiles
de bateaux.**

soutenue le 4 Juillet 2012 devant la commission d'examen :

J.A. Astolfi	Directeur
P. Bot	Encadrant
F. Hauville	Encadrant
P. Petitjeans	Président
M. Rabaud	Rapporteur
L. Schouveiler	Rapporteur
B. Simon	Examineur
M. Visonneau	Examineur

Homme libre, toujours tu chériras la mer !

Charles Baudelaire

Expérience : nom dont les hommes baptisent leurs erreurs.

Oscar Wilde

Si un bureau en désordre dénote un esprit brouillon, que dire d'un bureau vide ?

Albert Einstein

Il se réveilla en sursaut. L'aspirine l'avait fait transpirer : comme, en vertu du principe d'Archimède, il avait perdu un poids égal à celui du volume de sueur déplacé, son corps s'était soulevé au-dessus du matelas, entraînant les draps et les couvertures, et le courant d'air ainsi produit ridait la mare de sueur dans laquelle il flottait ; de petites vagues clapotaient sur ses hanches.

Boris Vian

Remerciements

Je tiens à remercier en tout premier lieu mes encadrants de thèse Patrick Bot et Frédéric Hauville pour m'avoir encadré comme ils l'ont fait pendant ces quatre ans de doctorat. Merci de m'avoir fait confiance pour porter le projet et d'avoir été présents tout le temps, avec votre naturel et votre approche complémentaire de la recherche sur le voilier. Fred, merci de m'avoir défendu des attaques de goéland sur le toit. Pat, merci pour les St Patrick dans les quatre coins du monde. J'espère sincèrement pouvoir continuer à travailler et partager d'aussi bons moments avec vous. Restez cuillérés dans les hauts.

Je tiens également à remercier Jacques André Astolfi, qui m'a embarqué puis dirigé dans cette thèse. Merci André pour avoir intégré la dynamique du voilier dans le laboratoire, pour ton soutien dans ce travail, pour tes conseils, ta prévenance, ton écoute et la charcuterie de tes frères.

Je remercie Marc Rabaud et Lionel Schouveiler d'avoir accepté d'être mes rapporteurs et d'avoir, par leur remarques et réflexions, mis en lumière les développements futurs de nos recherches. Je remercie Philippe Petitjeans, président, Michel Visonneau et Bernard Simon examinateurs de mon jury pour leur écoute et leurs conseils.

Je remercie Christophe Claramunt pour avoir cru dans la recherche sur la voile et l'avoir présentée à chaque occasion avec autant de conviction.

Ces travaux de thèse ont fait l'objet de nombreuses collaborations scientifiques qui ont participé à leurs réussites. Je remercie donc Guilhem Bles, Fabio Fossati, François Grinnaert, Phillippe Legros, Ignazio Viola, l'équipe de l'Hydroptère et d'Incidence Brest. Je tiens sincèrement à remercier nos partenaires dans ce projet : Yann Roux de K-Epsilon, la voilerie Delta Voile, HBM et particulièrement toute l'équipe de Intempora pour leur disponibilité et leur efficacité.

Je remercie Mathieu Durand pour avoir joué à l'ordinateur quand je jouais au bateau.

Un merci tout particulier à Didier Munck et Alain Boulch qui ont été précieux dans ce projet et qui ont su trouver des solutions pour tous les problèmes qu'offrent les joies de l'instrumentation. Je remercie la SEFER crew qui a contribué à toutes les expériences.

Merci aux membres de l'IRENav qui, chacun à leur façon, et cela malgré mon problème de dyslexie de chaussettes, ont su me montrer qu'ils étaient là dans les difficultés. Je pense particulièrement à Magalie, Marie, Elise et Christine qui savent transformer un formulaire administratif en une blague de toto, Luc, Jacques et Stéphane pour les soldes chez armines, Marie-France pour Nostalgie et les gâteaux à l'absinthe et Patricia Boutin qui m'a fait patienter

dans mon hammam breton avec mon poids en bonbecs. Merci à Ven nec, Yannick, Régis et Phillipe pour leur alcidéphilie.

Un spécial Gros Bisous à tous les doctorants de l'IRENav, pour avoir garder un peu de cheveux au dessus des oreilles même si ça fait pas très propre, pour votre passion du café et de la cantôche et pour les débats sur la fabrication du velours cottelé. Face à la difficulté jacquesprévertienne de l'exercice et la probabilité abracadabrantesquissime (équivalente en litre à environ 17 piscines olympiques) d'oublier un ou plusieurs noms, je vais m'infliger l'œuvre complète de Rika Zarai en karaoké, avant que mes petits doigts boudinés par l'émotion ne tapotent fiévreusement la litanie de vos prénoms : Mathieu, David, Meriam, Ariane, Marie-Laure, Thomas, Rachel, Géraldine, Jean-Marie, Mathieu, Laurent, Georges, Emery, Imad, Dieudonné, Pierre-Luc et Zhibin.

Et c'est maintenant le quatre couleurs tremblant, la moustache frémissante et les yeux presque embués que je remercie la colloc, vous qui avez su être mes collègues, mes potes et ma famille de la presqu'île : Bénéît qui en plus d'être mon moniteur de voile aérotractée, de planche à vagues, de propulsion canapo-élastique a une belle passion pour les beaux habits et sent très bon, Samoumou pour m'avoir fait découvrir tant de musique, expliqué l'accoustique d'une guitare 173 fois et connaître l'effet d'un mur de son dans son salon, JB pour avoir raboter mes planches et le kig ar farz, Alex pour le cerf volant, les brumis et pour ses pieds et Cindy pour ses cheveux, Clément pour les belles autos et les tatouages malabars, Popoooo pour le caillou et le beurre noir, FX pour ses collants et le bidule, Cornichon pour le hip hop et les placards, Lesly pour les texto-sms et le vélo avec des petites roulettes, Adrien pour la planche la plus moche du monde et Ben Cap pour sa passion pour Barry White.

A mes parents, mes frères, ma sœur, Vince et Titouan, à la Warrior, à tous les potes de Brest mêm' et particulièrement Mathieu pour tout ce qui mouille et qui fait rigoler.

A Fanny pour ton soutien tout au long de la thèse, pour avoir été avec moi dans la rigolade ou la rédaction, pour notre vie à Kerlifornia... Merci ma ptite Fafa.

Et enfin, du nord au sud, à Kerloc'h, Kersiguénou, Goulien, Beg Din, Lostmarc'h, la Palue, Kerdreux, Morgat, l'Aber, Caméros et Fontaine Rose. A la presqu'île, aux presqu'iliens et à la Coreff Bio.

Voilà

Je dédie cette thèse à ma petite grand-mère, Monique.

Table des matières

Liste des symboles	iii
Introduction	1
1 Le voilier	15
1.1 La physique du voilier	15
1.1.1 La symétrie du voilier	16
1.1.2 Force de portance	17
1.1.3 Distribution de pression	18
1.1.4 Interaction entre les voiles	19
1.1.5 Les différents repères	21
1.1.6 Vent apparent	22
1.1.7 Les forces et moments sur un voilier	26
1.2 Le gréement	32
1.2.1 Le voilier J80	32
1.2.2 Le gréement dormant	33
1.2.3 Réglage du mât	36
1.2.4 Le gréement courant	41
1.3 Les voiles	41
1.3.1 Les matériaux	42
1.3.2 Les tissus	43
1.3.3 Moule et <i>flying shape</i>	43
1.3.4 Les confections modernes	45
1.4 Conclusion	48
2 Modèles Numériques	49

2.1	Modèles de structure : ARA	51
2.1.1	Repère global et local	51
2.1.2	Champs de déplacements	52
2.1.3	Déformations et contraintes	53
2.1.4	La matrice de comportement	54
2.1.5	Résolution du système	54
2.1.6	Résolution dynamique	56
2.1.7	Les modèles de plis	57
2.2	Les modèles de fluide	57
2.2.1	Modèle fluide parfait : AVANTI	57
2.2.2	Modèle RANS : ISIS	58
2.3	Couplage fluide structure	59
2.3.1	Algorithme de couplage	59
2.3.2	Transfert d'effort	61
2.3.3	Technique de déformation de maillage	62
2.4	Méthodologie de validation	63
2.4.1	Données d'entrée de ARAVANTI	63
2.4.2	Comparaison des données numériques et expérimentales	65
2.5	Conclusion	67
3	Dispositif expérimental	69
3.1	Le voilier instrumenté : présentation générale	69
3.2	Capteurs d'efforts	72
3.2.1	Présentation du matériel	72
3.2.2	Moyens expérimentaux et méthodes	73
3.2.3	Résultats de calibration	77
3.2.4	Bilan de l'étalonnage des capteurs d'efforts	82
3.3	Mesure du <i>flying shape</i>	83
3.3.1	Paramètres des lignes de visualisation	84
3.3.2	Moyens expérimentaux	85
3.3.3	Principe du post-traitement des bandes de visualisation	86
3.3.4	Calibration et position de la caméra	88
3.3.5	Calibration du système de mesure	91

3.4	Autres capteurs	96
3.4.1	Mesure du vent	96
3.4.2	Mesure inertielle et d'attitude	98
3.4.3	Longueur d'écoute	99
3.4.4	Instruments de navigation	101
3.5	Système d'acquisition et conditionnement	103
3.5.1	Conversion analogique-numérique	103
3.5.2	PC embarqué	104
3.5.3	Système d'acquisition et synchronisation des données	105
3.6	Bilan du dispositif expérimental	109
4	Mesures	111
4.1	Caractérisation du gréement	112
4.1.1	Géométrie du gréement	112
4.1.2	Essai de traction des câbles	114
4.1.3	Caractéristiques du mât et de la bôme	118
4.2	Etude structure du gréement sans voile	125
4.2.1	Mesures	125
4.2.2	Comparaison avec le code structure ARA	138
4.2.3	Bilan de l'étude structure du gréement sans voile	139
4.3	Mesures en mer	142
4.3.1	Présentation des mesures en mer	142
4.3.2	Régime stationnaire	147
4.3.3	Influence du pataras	153
4.4	Mesures instationnaires	157
4.4.1	Présentation des mesures instationnaires	157
4.4.2	Analyse et discussion	166
4.4.3	Comparaison Numérique/Expérience en instationnaire	176
4.5	Conclusion sur les mesures	181
5	Expérimentation Numérique	183
5.1	Introduction	183

5.2	Article : Numerical investigation of the unsteady fluid structure interaction of a yacht sail plan	185
5.3	Conclusion	196
6	Voile oscillante	199
6.1	Introduction	199
6.2	Matériel et méthode	200
6.2.1	Description de la manipulation	200
6.2.2	Contrôle	202
6.2.3	Caractéristiques mécaniques	203
6.3	Système de mesures	205
6.3.1	La projection d'un plan lumineux	207
6.3.2	Diodes électroluminescentes en bout de latte	209
6.4	Résultats	209
6.4.1	Extraction des résultats	209
6.4.2	Analyse des résultats	211
6.5	Comparaison Numérique/Expérience	216
6.5.1	Modélisation numérique	216
6.5.2	Forme de la voile	216
6.5.3	Comparaison sur les lignes	219
6.5.4	Comparaison sur la flèches des lattes	219
6.5.5	Effort et flèches	222
6.6	Conclusion	224
	Conclusion	227
	A Lexique pour le voilier	235
	B Géométrie constructeur du mât Sparcraft	241
	C Table hydrostatique du J80 issue du logiciel Calcoque	243
	D Calcul du moment quadratique par le théorème de Green-Rieman	247
	E Support de fixation de l'anémomètre	251

F	Calcul des attitudes à partir des mesures de la centrale inertielle MTi	253
G	Caractérisation du tissu Nylon	261
H	Mesures par stéréo	273
	Bibliographie	277

Liste des symboles

<i>AW</i>		Vent apparent <i>Apparent Wind</i>
<i>AWA</i>	deg	<i>Apparent Wind Angle</i>
<i>AWS</i>	nds	<i>Apparent Wind Speed</i>
<i>COG</i>		Course Over Ground
<i>CFD</i>		Computational Fluid Dynamic
<i>DGPS</i>		Differential Global Positioning System
<i>EM</i>		Etendue de mesure
<i>GV</i>		Grand-voile
<i>IFS</i>		Interaction Fluide Structure
<i>ips</i>	Hz	Images par seconde
<i>NMEA</i>		National Marine Electronics Association (norme)
<i>PIV</i>		Particule Image Velocimetry
<i>PSD</i>	dB	Power Spectral Density
<i>RANS</i>		Reynold Average Navier Stokes
<i>SOG</i>		Speed Over Ground
<i>TW</i>		Vent réel <i>True Wind</i>
<i>TWA</i>	deg	<i>True Wind Angle</i>
<i>TWS</i>	nds	<i>True Wind Speed</i>
<i>VLM</i>		Vortex Lattice Method
<i>VMG</i>		Velocity Make Good (meilleur rapport cap-vitesse)
<i>A</i>	deg	Amplitude des oscillation
<i>A_{masse}</i>	kg	Masse ajoutée
<i>B</i>		Centre de volume de carène (<i>buoyancy</i>)
<i>camber</i>	% de corde	Creux maximum
<i>C_p</i>		Coefficient de pression
<i>C_x</i>		Coefficient de propulsion
<i>C_{xx}(τ)</i>	dB Hz ⁻¹	Fonction d'auto-corrélation d'un signal temporel $x(t)$
<i>C_{xy}(τ)</i>	dB Hz ⁻¹	Fonction d'inter-corrélation des signaux temporels $x(t)$ et $y(t)$
<i>C_y</i>		Coefficient de chavirement
<i>draft</i>	% de corde	Position du creux maximum /au pied de mât ou /au bord d'attaque

E	MPa	Module d'Young
E_{fi}	% EM	Erreur de fidélité
E_{hy}	% EM	Erreur d'hystérésis
E_{li}	% EM	Erreur de linéarité
E_{pre}	% EM	Erreur de précision
F_x	N	Composante propulsive des forces aérodynamiques
F_y	N	Composante de dérive des forces aérodynamiques
G		Centre de gravité ou centre surfacique
$G_{xy}(\tau)$		Fonction d'inter-corrélation normalisée des signaux temporels $x(t)$ et $y(t)$
I_{Gy}	mm ⁴	Moment quadratique au point G dans la direction y
K		Point de quille (<i>keel</i>)
M_L		Métacentre longitudinal
m_l	kg m ⁻¹	Masse linéique
M_T		Métacentre transversal
N	tr.min ⁻¹	Vitesse de rotation
L_{mes0}	mm	Distance entre les miroirs pour une éprouvette en pré-tension
p	Pa	Pression statique
p_∞	Pa	Pression statique infinie amont
q_∞	Pa	Pression dynamique infinie amont = $0.5\rho V_{AW}^2$
Se	mV/V	Sensibilité des capteurs
V_{AW}	nds	Vitesse du vent apparent
V_{BS}	nds	Vitesse du bateau
V_{TW}	nds	Vitesse du vent réel
V_∞	m s ⁻¹	Vitesse infinie amont
W	rad.s ⁻¹	Vitesse d'oscillation
x/c		Position le long de de la corde
z_a	m	Hauteur du centre de répartition des forces aérodynamiques
α	deg	Angle de cap
$\dot{\alpha}$	deg s ⁻¹	Vitesse angulaire de lacet
β_{AW}	deg	Angle du vent apparent par rapport à l'axe du bateau
β_{eff}	deg	Angle effectif par rapport à l'axe du bateau
β_{TW}	deg	Angle du vent réel par rapport à l'axe du bateau
Δ	kg	Déplacement du bateau
ϵ		Allongement relatif (essai de traction)
θ	deg	Angle d'assiette
$\dot{\theta}$	deg s ⁻¹	Vitesse angulaire de tangage
ν		Coefficient de Poisson
ρ		Densité du fluide
σ	N mm ²	Contrainte (essai de traction)
ϕ	deg	Angle de gîte
$\dot{\phi}$	deg s ⁻¹	Vitesse angulaire de roulis
ψ_{head}	deg	Angle en tête de mât entre la corde et la tangente à la fibre neutre
ψ_{foot}	deg	Angle à l'étambrai entre la corde et la tangente à la fibre neutre
ψ_{stripe}	deg	Différence entre l'angle d'entrée et de sortie d'un profil
∇	m ³	Volume immergé du bateau ou volume de carène

Introduction

Contexte

Cette thèse s'inscrit dans la démarche de l'Institut de Recherche de l'Ecole Navale, à travers le projet VOILENAV, de développer des compétences académiques en interaction fluide structure (IFS) sur surface souple, et notamment sur les voiles de bateaux. L'augmentation récente des recherches sur le voilier, en particulier par les équipes techniques de la voile de haut niveau tel que celle de la coupe de l'America ou la Volvo Ocean Race permet de placer nos travaux dans le contexte scientifique actuel. Il permet ainsi de relever le paradoxe qui existe entre l'importance des phénomènes instationnaires sur les performances du voilier et le manque de travaux sur le sujet. L'expérience des professionnels du domaine - navigants et concepteurs - ainsi que les premières campagnes de mesure en navigation effectuées à l'IRENav montrent l'importance de considérer l'aspect dynamique du problème lié aux mouvements du voilier induits par les vagues, les variations du vent et les actions de l'équipage. Ces travaux de thèse répondent à la problématique de l'étude expérimentale in situ (à échelle réelle et dans des conditions réelles de navigation) de l'interaction fluide structure sur surface souple et légère dans le cas instationnaire.

Le travail de plus en plus sophistiqué de maître voilier justifie le besoin croissant d'outils d'aide à la conception. Des modèles instationnaires sont développés par la société K-Epsilon et l'Ecole Centrale de Nantes dont une des applications concerne la simulation de la dynamique du voilier, et en particulier la modélisation du comportement aéro-élastique du gréement et des voiles de bateau dans le but de créer un outil d'aide à la conception et à la performance. L'IRENav en partenariat avec K-Epsilon¹, l'ECN, BSG développements² et DeltaVoiles³ s'inscrit dans cette démarche.

La simulation du problème dynamique couplé fluide structure des voiles de bateau constitue un progrès notable par rapport à l'état de l'art des recherches dans le domaine, car il n'existe à notre connaissance aucun code de calcul capable de simuler ce problème en régime instationnaire.

Cette thèse vise à une meilleure compréhension de la dynamique du voilier et à la validation des outils numériques par comparaison entre les résultats de simulation et les mesures. L'ambition du projet de recherche repose sur des mesures à échelle réelle grâce à un système d'instrumentation embarquée à bord d'un voilier et des mesures sur des expériences académiques et contrôlées en laboratoire.

1. Société spécialisée dans les calculs CFD aéro et hydrodynamiques
2. Logiciels de CAO pour la confection des voiles
3. Voilerie

Etat de l'art

Depuis les années 1930, des efforts importants sont faits pour prédire les performances des voiliers en vue d'améliorer leur conception ou de rendre les courses plus compétitives au travers de formules de handicaps ou "jauge". Initialement issues de calcul à la main, ces calculs sont maintenant réalisés à l'aide de programmes de prédiction de vitesse (VPPs : *Velocity Prediction Program*). Un VPP fait le bilan des forces aéro et hydrodynamiques sur le voilier, généralement via des formules empiriques, pour déterminer l'attitude et la vitesse du bateau à l'équilibre. Pour ce faire, seuls les coefficients aérodynamiques du plan de voilure et les coefficients hydrodynamiques de la coque et de des appendices sont nécessaires.

Mesure des coefficients hydrodynamiques

Les forces hydrodynamiques provenant de la coque et de ses appendices sont estimées à l'aide de modèles mathématiques empiriques provenant de séries d'expérience en bassin de traction. Des travaux considérables d'essais systématiques d'étude des variations de la forme de la coque, des appendices, de la vitesse ou de l'attitude ont été faits en particulier par Holtrop [Holtrop, 1984] puis par Keuning [Keuning *et al.*, 1996]. Les modèles de Holtrop sont adaptés à des navires de transport, donc de grande taille. Les travaux de Keuning de la Delft University of Technology (commencés en 1974), connus sous le nom de "Delft Systematic Hull Series", sont la référence pour les coques de voilier. Des essais spécifiques de Delft Series se concentrent sur la résistance à l'avancement des coques nues [Keuning *et al.*, 1996, Keuning *et al.*, 1993], la résistance due aux appendices [Keuning et Binkhorst, 1997], la résistance de la coque avec appendices [Keuning et Sonnenberg, 1999] ou encore l'influence de la gîte sur la résistance à l'avancement [Keuning et Katgert, 2010]. Des travaux sur l'influence des attitudes sur les coefficients hydrodynamiques sont également effectués à l'ECN [Roncin, 2002].

Mesure de la pression

Les études menées en aérodynamique dans l'effervescence du développement de l'aviation ont conduit aux premières mesures de pression sur les voiles.

D'après [Marchaj, 1996], les premières mesures de pression sont faites en 1923 par Warner et Ober sur le voilier *Papoose*. Ils utilisent pour la mesure des manomètres placés sur un seul côté de la voile et connectés à un trou par un tuyau de caoutchouc. La mesure des pressions à l'intrados et à l'extrados demande de virer de bord. Une photo de la voile est prise pour faire la lecture simultanée des instruments qui indiquent la différence entre la pression statique sur la voile et la pression

statique sur le pont. Leur expérience permet de mettre en évidence le gradient de pression le long du profil de la grand-voile et la différence de la répartition de pression dans le cas d'une voile, lattée ou non.

En 1971, [Gentry, 1971] étudie l'interaction des voiles en deux dimensions, avec l'hypothèse d'un fluide parfait (écoulement potentiel), en utilisant une analogie avec les lignes de champs électriques. Il utilise le courant électrique pour simuler les lignes de courant autour d'un profil 2D à l'aide d'un support conducteur. Les vitesses et les pressions sont déduites des équations de Bernoulli. Gentry met en évidence l'effet bénéfique de la grand-voile sur les performances du génois et la disparition du pic de pression sur la grand-voile en présence du génois.

En 1989, [Wilkinson, 1989] conduit des expériences pour étudier la distribution de pression sur des profils 2D pour différentes cambrures (Figure 1). Il étudie l'influence d'un mât circulaire sur les profils. Les tests sont effectués sur l'influence du nombre de Reynolds, la cambrure, l'angle d'incidence et le rapport du diamètre du mât sur la corde du profil.

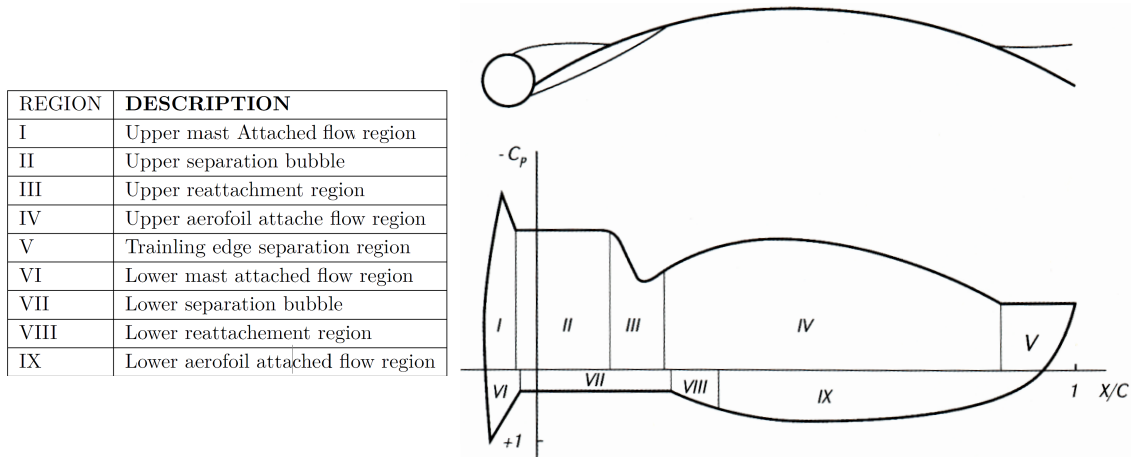


Figure 1 – Distribution de pression sur l'ensemble mât et voile en 2D [Wilkinson, 1989]

Ces dernières années, l'apparition de nouveaux moyens de mesure permet de relancer la mesure de pression sur les voiles. En 2006, [Puddu *et al.*, 2006] font la mesure in situ de la pression statique sur un catamaran de la classe Tornado. La même année, [Flay et Millar, 2006] publient les considérations à prendre en compte pour la mesure de pression sur des voiles, après une tentative infructueuse in situ. En 2008, une équipe travaillant pour l'équipe BMW Oracle sur les bateaux de la coupe de l'America développe son propre système de mesure sans fil. Pour valider le système, les tests sont effectués sur un sloop de 25m dont la vitesse et le vent apparent sont mesurés. Les pressions mesurées montrent une bonne correspondance avec le vent perçu par les voiles. La géométrie des voiles est également reconstruite à partir de photographies prises du pont à l'aide du logiciel Membrain, propriété de la société North Sails. L'étude montre que les mesures nécessitent un nombre beaucoup plus important de capteurs de pression (seulement cinq par voile lors de l'expérience) pour avoir une information correcte du gradient de pression sur la voile. En 2009, [Viola et Flay, 2009] effectuent des mesures de pression sur une série de spinnakers asymétriques à

l'échelle 1/15 en soufflerie. Les résultats se corrént bien aux attentes des programmes prévus pour les différentes voiles, i.e. elles développent une composante propulsive maximale pour les angles de vent apparent pour lesquels elles sont conçues. Les mesures de pression montrent une bonne concordance avec la théorie aérodynamique des voiles, soulignant clairement les limites du bulbe de recirculation en bord d'attaque et du décollement en bord de fuite. En 2010, encouragés par leurs résultats en tunnel, Viola et Flay utilisent leur système de mesure de pression sur un voilier de 24", in situ [Viola et Flay, 2010a, Viola et Flay, 2010b]. Les capteurs de pression sont installés sur un seul côté de la voile, obligeant l'équipage à virer de bord pour avoir une information sur l'intrados et l'extrados. L'expérience permet d'étudier l'influence qualitative du réglage des écoutes, de la tension dans la chute, du couloir entre les voiles et de l'angle de vent apparent sur la pression dans les voiles sur quelques points de mesure [Viola, 2011, Viola *et al.*, 2011]. Peu après, [Fluck *et al.*,] travaillent sur un système de mesure en soufflerie dans le but de valider un code de calcul fluide (fondé sur une approche Vortex Lattice Method) sur la base des mesures de force et des mesures de pression sur des voiles rigides. Ces essais servent actuellement de base expérimentale pour des travaux de validation de code de calcul de dynamique des fluides effectués à l'université de Newcastle et à l'IRENav. Enfin, en 2012, [Le Pelley *et al.*, 2012] utilisent les développements du Yacht Research Unit de l'université de Auckland pour effectuer des nouvelles mesures de pression in situ avec huit capteurs le long de chacune des six bandes horizontales étudiées. La campagne en mer s'accompagne de mesures de profil des voiles à l'aide du système VSPARS [Le Pelley et Modral, 2008]. Les mesures de pression sont en concordance avec les valeurs calculées sur les profils extraits du traitement des mesures en mer.

Les mesures de pression ont permis de retrouver les répartitions de pression prédites par la théorie. Elles sont aujourd'hui utilisées dans une optique générale de base de données pour la validation des simulations numériques sur les voiles, mais également dans l'étude des écoulements dans le cas complexe des voiles de portant. L'utilisation des souffleries ou la mise en place de mesures de pression in situ contribuent aux développements des mesures expérimentales pour la performance des voiliers.

Essais en soufflerie

Les récents progrès dans le calcul de la dynamiques des fluides (CFD) encouragent l'utilisation de la simulation numérique pour la prédiction des performances des voiles, et de ce fait augmentent le besoin de données expérimentales fiables pour la validation. En général, de telles expériences en conditions réelles sont extrêmement complexes et coûteuses, au regard de la nécessité de mesures synchronisées des efforts et des formes des voiles, des attitudes du voilier et du vent.

Les essais en soufflerie représentent une part importante des travaux effectués sur la détermination des coefficients aérodynamiques et la forme des voiles en navigation. Les premiers essais en soufflerie semblent être effectués dans l'université de Southampton dans les années 60, décrits par [Marchaj, 1996, Marchaj, 1980]. Ils détaillent l'utilisation d'une balance mécanique pour déterminer la position du centre de répartition des efforts, ainsi que la portance et la traînée

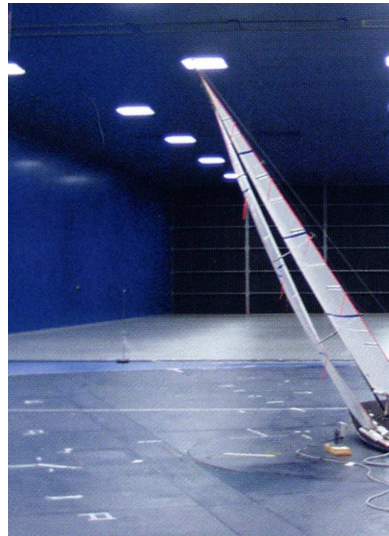


Figure 2 – Test sur une maquette au près dans la soufflerie du Politecnico de Milano [Fossati, 2010]

d'une maquette de voile. Au début des années 2000, l'université de Southampton a formé une unité de recherche à l'intérieur du Wolson Unit, qui prend part aux expériences menées dans la recherche pour la régates de haut niveau [Banks *et al.*, 2010]. Au début des années 90, la soufflerie de l'université de Auckland est construite pour les besoins de *Team New Zealand* qui se lance dans la coupe de l'America en 1995. La création du groupe de recherche du Yacht Research Unit (YRU) contribue largement au développement de méthodes et d'outils pour l'étude expérimentale des voiles, travaillant à partir des principes généraux exposés par [Marchaj, 1996], [Kerwin et Newman, 1979], [Flay, 1996b, Flay *et al.*, 1996] et [Jackson, 2001]). Le YRU est toujours très dynamique et les récentes études effectuées par Gerhardt *et al.* sur la comparaison d'un modèle analytique de prédiction des efforts en tangage avec des essais [Gerhardt *et al.*, 2008, Gerhardt *et al.*, 2011], par Flay et Viola sur les mesures de pression et de forme des voiles de près ou de portant [Flay et Millar, 2006, Viola et Flay, 2009, Viola et Flay, 2010a, Viola et Flay, 2010b], par [Le Pelley et Richards, 2011] sur le développement d'un outil d'analyse des profils des voiles en navigation ou encore [Hansen, 2006] sur l'amélioration de la soufflerie en elle-même montrent l'importance des essais en soufflerie dans l'étude du plan de voilure, particulièrement dans la recherche de performance. Les mesures de pression en soufflerie sont comparées aux mesures in situ [Viola et Flay, 2011b].

A partir de 2001, la soufflerie construite à l'université de Milan (Figure 2) permet au groupe de recherche du Politecnico de Milano, dirigé par Fossati [Fossati, 2010], de jouer un rôle important dans la recherche sur les performances des voiles notamment en participant aux campagnes d'essais des coupes de l'America 2003 et 2007 [Fossati *et al.*, 2006, Fossati et Muggiasca, 2009]. Les études menées par Fossati *et al.* se concentrent actuellement sur l'étude dynamique de l'influence des mouvements sur les forces aérodynamiques [Fossati et Muggiasca, 2011].

Plus récemment, le YRU de l'université de Kiel s'est doté d'une soufflerie et Graf a commencé des études sur la mesure des spinnakers et la confrontation avec les simulations numériques et les expériences in situ en mer [Graf et Müller, 2009, Renschz et Graf, 2010, Mausolf *et al.*, 2011].

Les études expérimentales sur le comportement des voiles de bateau n'ont pas toujours conduit à publication, les études étant souvent restées confidentielles car menées pour des équipes de voile de haut niveau [Coiro *et al.*, 2002].

La mesure des efforts aérodynamiques en soufflerie est faite à l'aide d'une balance sur laquelle la maquette est montée. Lorsque l'étude porte sur le gréement seul, un disque plan remplace la coque. Les souffleries récentes (Auckland, Milan et Kiel) ont un écoulement vrillé (*twisted flow*) qui simule le profil vertical de vent apparent dans la couche limite atmosphérique. Malgré tous ces efforts, le domaine de validité des souffleries est limité par l'impossibilité de travailler en similitude de Reynolds, nombre auquel est associé la transition laminaire-turbulent. Une similitude de Reynolds demande des vitesses trop importantes pour être supportées par les matériaux des voiles. Des essais antérieurs à ces travaux de thèse ont été réalisés à la soufflerie du CEAT de Poitiers sur une maquette de plan de voilure de sloop [Durand *et al.*, 2007] dont on mesure la forme des voiles, les efforts dans le gréement et les déformations du mât.

Mesure in situ

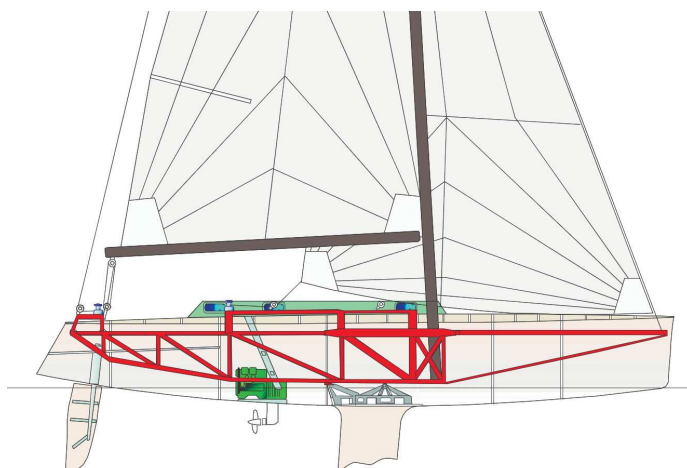


Figure 3 – Armature interne du voilier dynamomètre DYNA [Claus et Heisen, 2006]

Les essais en mer, in situ, ne souffrent pas des problèmes d'échelle mais la difficulté réside dans la simple mesure des paramètres en navigation. Les premières études de mesures de forces véliques en mer sont faites par [Milgram *et al.*, 1993] au MIT, Masuyama et al. [Masuyama *et al.*, 1997] du Kanazawa Institute of Technology, Ishikawa, et [Hochkirch et Brandt, 1999] de la Technical University, Berlin, en construisant leur propre voilier à taille réelle avec un dynamomètre embarqué dédié à la mesure des forces dans les voiles.

Pionniers dans le domaine, [Milgram *et al.*, 1993] montrent dans leurs travaux l'intérêt du bateau dynamomètre *Amphetrete* pour les mesures. Le matériel expérimental consiste en un voilier de 10.7m avec une armature interne reliée à la coque par six jauges d'efforts, configurée pour mesurer

les efforts et les moments dans les voiles. Lors de ces travaux, la forme des voiles est également mesurée et utilisée pour les analyses numériques. Malheureusement, ces résultats de mesure ne sont pas présentés dans des publications.

[Hochkirch et Brandt, 1999] construisent également un voilier dynamomètre de 10m appelé *DYNA*, équipé du même système d'armature interne. Les forces aérodynamiques développées par les voiles sont mesurées et comparées avec les résultats obtenus en soufflerie [Hansen *et al.*, 2006]. Plus récemment, [Clauss et Heisen, 2006] développent des techniques de mesure par photogrammétrie sur *DYNA* (Figure 3) à l'aide de l'enregistrement d'un réseau dense de marqueurs avec deux caméras par voile, une caméra sur le pont et l'autre en tête de mât. Un nombre important de profils de voile est ainsi comparé à un calcul numérique.

Encouragés par les travaux de Milgram *et al.*, Masuyama *et al.* [Masuyama *et al.*, 1997, Masuyama et Fukasawa, 1997] construisent un voilier dynamomètre de 10.3m identique appelé *Fujin*. Un effort particulier est fait pour la synchronisation des données mesurées par les jauges de contrainte, les caméras CCD et les instruments de navigation. Les premiers résultats montrent la caractérisation de l'outil de mesure et la calibration de l'ensemble du système du voilier instrumenté. Récemment, les campagnes de mesure de forme de voile en navigation sur *Fujin* sont utilisées pour l'analyse de performance en dynamique pour les allures de près [Masuyama *et al.*, 2009]. Plus récemment, les mesures in situ des efforts aérodynamiques développés par les voiles lors d'un virement de bord sont comparées à un modèle de calcul analytique [Masuyama et Fukasawa, 2011].

Ces expériences in situ illustrent les difficultés des mesures en mer, sous l'influence de l'état de mer et du vent. Pour étudier la dynamique du système aéro-élastique du gréement, il est nécessaire de caractériser toutes les sollicitations que subit le bateau. Cette caractérisation implique un nombre important de capteurs capables de mesurer simultanément les différents phénomènes physiques impliqués dans les sollicitations hydro et aérodynamiques. Les moyens expérimentaux de mesure in situ sur les voiliers présentés permettent la mesure des efforts aérodynamiques dans le gréement par l'intermédiaire d'une balance intégrée dans la structure du bateau et la mesure du profil des voiles en navigation par le post-traitement des images prises en mer. Ces bateaux dédiés à l'expérience impliquent une mesure des sollicitations ramenée au centre des efforts. Parallèlement à la recherche académique, la voile de compétition demande le développement de moyens de mesure qui ne nuisent pas à la performance et qui donnent des informations précises sur les efforts rencontrés en mer par les différents éléments qui constituent le gréement, comme les points de tire des voiles ou les haubans. Ces informations sont utiles pour le dimensionnement. Le développement d'une instrumentation embarquée capable de mesurer les efforts des points de tension du gréement, le vent, les attitudes du bateau et la forme des voiles simultanément et de façon dynamique est ainsi une approche originale de la mesure en mer. Il est également l'outil nécessaire à la validation des modèles d'interaction fluide structure sur surface souple.

Interaction Fluide Structure (IFS)

L'interaction fluide-structure (IFS) est un phénomène couplé dont la modélisation profite des développements et des succès de la simulation numérique. Elle met en jeu une structure mobile, rigide ou déformable, et un fluide liquide ou gazeux, en écoulement autour ou contre une partie de la structure. Ce phénomène est dit couplé, parce que l'évolution de chacun des deux éléments dépend de celle de l'autre. Ainsi par exemple, la forme de la voile d'un bateau dépend de l'écoulement de l'air autour de celle-ci. Réciproquement, cet écoulement dépend de la forme de la voile. Cette interaction fluide structure devient un problème lorsqu'elle conditionne le comportement du système et que le couplage entre le fluide et la structure est difficile à prédire. Il existe un nombre important d'applications du même type dans lesquelles on retrouve une bonne partie des phénomènes hydroélastiques (fluide en phase liquide) : écoulements autour d'un navire, d'un sous-marin, d'une digue dans un port ou de piles de pont, comportement des structures offshores (ligne d'ancrage, risers...), déformation de profils portant (foil, hélice...), écoulements liquides à l'intérieur de conduites, mouvements de liquides dans un réservoir, etc... On retrouve également les phénomènes aéro élastiques où le fluide est en phase gazeuse : écoulements autour des véhicules aériens (avions, fusées etc...) et terrestres (trains à grande vitesse, automobiles, etc...), influence du vent sur les constructions (ponts suspendus, réfrigérants industriel, etc...). Les applications sont très nombreuses. Pour certaines d'entre elles, des équations simples et parfois linéaires suffisent à représenter le comportement du système fluide structure. Des théories permettent alors de réduire à l'interface fluide-structure le domaine qu'il faut discrétiser pour simuler numériquement le phénomène couplé. C'est par exemple le cas des équations intégrales appliquées à des phénomènes de type acoustique en analyse spectrale. Pour d'autres problèmes, ces simplifications sont impossibles. Des effets purement non linéaires peuvent être prépondérants rendant une linéarisation globale insuffisante. Dans ce cas général, quatre éléments deviennent essentiels pour réaliser la simulation numérique d'interaction fluide structure : un solveur de dynamique des fluides, un solveur de dynamique des structures, une interface de couplage en espace et une interface de couplage en temps. D'abord, il faut simuler numériquement l'évolution du fluide et de la structure. De plus, il faut utiliser des schémas assez précis en temps et en espace pour ne rien omettre du couplage et disposer simultanément de toutes les inconnues liées au fluide et à la structure. Les progrès récents des performances de calcul permettent maintenant des simulations numériques utiles de problèmes réels complexes.

IFS pour les surfaces souples

La modélisation de l'interaction entre un fluide et une structure souple, i.e. une structure qui subit de grands déplacements, n'est pas plus simple, bien au contraire. Dans le cas des surfaces souples appelées également "membranes", une faible variation de contrainte peut entraîner un grand déplacement et donc des variations très importantes dans les forces hydro ou aérodynamiques. La structure souple peut être flottante, comme dans le cas du drapeau [Souilliez *et al.*, 2006][Sawada et Hisada, 2007] ou un tube souple soumis à des écoulement de

Stokes (bas Reynolds) comme dans le cas d'écoulements intraveineux en chirurgie vasculaire [Barker et Cai, 2010]. La médecine est le domaine d'application où les interactions entre un fluide et une structure souple sont le plus étudiées eu égard à la nature élastique des organes et à la part prépondérante des liquides dans lesquels ils évoluent à l'intérieur du corps humain. Dans les autres études, les surfaces sont reliées à un élément plus rigide, formant des structures aux géométries variées. Les travaux concernant le biomimétisme sur la propulsion sont une des applications du problème IFS sur surface souple avec squelette. On peut citer les travaux sur la propulsion des poissons [Leroyer, 2004] ou le mouvement oscillant des ailes des insectes [Cori, 2011]. La membrane plane maintenue dans un cadre et soumise à un écoulement est, quant à elle, un cas d'étude récurrent dans la littérature [Gordnier, 2009][Unger *et al.*, 2011][Rojratsirikul *et al.*, 2011], traitant respectivement de la simulation des écoulements autour d'une surface déformable, des effets d'un profil oscillant ou encore des vibrations induites.

La question de la réponse dynamique d'une structure de type membrane est complexe de par la simulation du comportement des matériaux (tissu, membrane anisotrope...) et par les effets de masses ajoutées. Lorsqu'un corps est accéléré dans un fluide, il déplace le fluide qui l'entoure et la masse du fluide déplacé s'ajoute à la masse propre de l'objet. Les surfaces souples sont, pour la grande majorité, des structures légères pour lesquelles la masse ajoutée du fluide peut dépasser de plusieurs ordres de grandeur la masse de la membrane. La simulation de l'IFS dans ces cas nécessite de prendre en compte les effets d'inertie. Les effets de la masse ajoutée sur les membranes soumises à un écoulement font l'objet d'études spécifiques [Yuanqi *et al.*, 2011]. Récemment, les développements réalisés lors d'études académiques sur des géométries simples permettent à Michalski *et al.* [Michalski *et al.*, 2011] de valider la simulation numérique en IFS dans le cas d'un parasol de 29m composé d'une armature rigide et de panneaux souples.

Actuellement, des études portent sur des ailes de traction, dans le cadre de l'assistance à la propulsion pour des navires de commerce ou de pêche. L'étude de ces ailes de traction ou *kite* soulève un problème d'IFS sur surface souple complexe. Dans le cas d'ailes à caissons, de la famille des parapentes, le volume de l'aile est conditionné par l'air emprisonné dans des caissons communiquants. Cette aile se déforme par l'effet du chargement aérodynamique et des tensions des suspentes ramenées sur l'embarcation à propulser. Les travaux actuels ont pour but de mesurer la forme en vol du kite et d'en extraire les coefficients aérodynamiques [De Wachter, 2008]. Les développements conduisent à la simulation IFS de l'aile souple.

L'IFS pour les surfaces souples complique sérieusement la simulation numérique RANS puisque le maillage doit être capable de suivre les grands déplacements de la structure. Des techniques de remaillage doivent ainsi être mises en place afin de s'adapter à chaque pas de temps de calcul à la nouvelle forme de la surface souple.

IFS pour le voilier

Pour les problèmes d'Interactions Fluide Structure liés aux voiliers, les forces structurelles et aérodynamiques sont fortement couplées et cela de manière non linéaire. De plus, les voiles sont

des structures souples qui subissent de larges déplacements, à l'origine de fortes variations des forces aérodynamiques. La voile peut être perçue comme une membrane élastique au comportement anisotrope soumise à des contraintes et dont certains côtés sont en liaison avec des poutres sensiblement plus rigides. Le comportement anisotrope reflète la géométrie, les panneaux et l'orientation des fibres, les contraintes représentent le chargement aérodynamique dû au vent et les efforts des manœuvres de réglage. Les poutres sont les espars et les câbles du gréement. Pour déterminer la forme des voiles d'un voilier en navigation, il faut résoudre le problème d'IFS sur la totalité du plan de voilure, i.e. les voiles et le gréement. Prenons le cas d'un sloop au près : le voilier sans chargement est placé dans un écoulement, sans vitesse initiale. Dans un premier temps, le vent "gonfle" les voiles générant une poussée aérodynamique qui déplace le bateau. Ce déplacement du bateau modifie l'écoulement et dévie les lignes de fluide. La poussée quant à elle déforme les voiles, mais également le mât, la bôme, les haubans et l'étai. Les déformations du gréement engendrent un déplacement des voiles, qui modifie la vitesse du bateau et le chargement aérodynamique, la gîte du voilier et donc l'écoulement. Après un temps d'adaptation, qui numériquement prendrait le nom d'itérations, le voilier trouve son équilibre. Dans un vent parfaitement régulier, les voiles gardent une géométrie fixe et le bateau avance à vitesse constante, géométrie fixe qui correspond, rappelons-le, à un point d'équilibre de l'interaction entre la structure totale du gréement et du vent. S'il arrive maintenant qu'un des membres de l'équipage modifie un réglage (il tire par exemple sur une écoute) ou se déplace, le fluide et la structure sont tous les deux impactés, modifiant ainsi les paramètres du point d'équilibre. Récemment, plusieurs auteurs se sont focalisés sur le problème IFS pour étudier l'influence de la déformation et du déplacement du plan de voilure sur l'écoulement et évaluer les forces aérodynamiques qui en résultent [Chapin et Heppel, 2010] [Renzsh et Graf, 2010].

Le paragraphe précédent met en avant l'importance des phénomènes inertiels dans l'IFS pour les surfaces souples et le voilier n'échappe pas à cette particularité des membranes légères. Les déplacements d'air dûs aux mouvements des voiles induisent une masse ajoutée largement supérieure à la masse des voiles, généralement conçue pour une légèreté maximale. Pour les voiles de près, dont le déplacement est limité par la relative rigidité des matériaux employés, par les liaisons glissières au bord d'attaque et les tensions aux points de réglage, la masse ajoutée peut représenter 10 fois la masse de la voile. Pour un Spinnaker, dont les déplacements ne sont limités que par un ou deux points fixes, la masse ajoutée représente jusqu'à plusieurs ordres de grandeur de la masse de la voile. Il semble ainsi nécessaire de prendre en compte les phénomènes inertiels et dynamiques pour espérer cerner le problème du voilier.

IFS dans le cas instationnaire

Le problème aéro-élastique du voilier est instationnaire. Par instationnaire on entend la variation temporelle des paramètres. Cette instationnarité provient en premier lieu des fluides dans lequel évolue le bateau. Dans l'eau, l'état de surface (vague, houle, clapot...) et ses conséquences sur l'attitude du bateau représentent une sollicitation dynamique. Dans l'air, le vent n'est pas constant dans le temps de fait des turbulences atmosphériques (ou en régate, la position par rapport au

reste de la flotte). Aux écoulements instationnaires s'ajoutent les actions de l'équipage, qui par son déplacement ou ses réglages modifie l'équilibre du voilier.

Peu d'études traitent du problème de l'instationnarité des efforts aérodynamiques sur les voiles, même si les variations des forces aérodynamiques dues à l'état de mer, comme par exemple le roulis au portant ou le tangage au près sont connues des navigateurs [Marchaj, 1996][Garrett, 1996]. La plupart des études qui prennent en compte le comportement dynamique des sollicitations sur un voilier concernent le développement de Programmes de Prediction de Vitesse Dynamiques (DVPPs) [Masuyama et Fukasawa, 1997, Masuyama *et al.*, 1993][Richardt *et al.*, 2005][Richardt *et al.*, 2005][Keuning *et al.*, 2005] qui utilisent des modèles dynamiques en aéro et hydrodynamique dans une approche quasi-statique. Dans l'approche quasi-statique, une première étape vers l'instationnarité consiste à ajouter la composante de vitesse due aux mouvements du bateau au vent apparent statique et ainsi construire un vent apparent instantané [Richardt *et al.*, 2005][Keuning *et al.*, 2005]. Le calcul statique des efforts aérodynamiques est fait avec le vent instantané. Dans le but de dépasser cette approche, Shoop *et al.* [Shoop et Bessert, 2001] développent le premier modèle aéro-élastique instationnaire en écoulement potentiel dédié aux membranes et donc aux grands déplacements. Ce modèle ne prend pas en compte l'inertie de la structure, ce qui éloigne beaucoup le code de la réalité des phénomènes. Devant la difficulté de modélisation et de compréhension du voilier en instationnaire, les auteurs se limitent à des problèmes simplifiés. L'instationnarité provient uniquement de l'état de mer et les variations d'attitudes sont modélisées par des oscillations harmoniques. Dans une étude récente Gerhardt *et al.* [Gerhardt *et al.*, 2011] étudient l'influence du tangage en soufflerie, en séparant le problème en une oscillation en translation parallèle au vent et une oscillation en translation normale au vent. Ils développent un modèle analytique pour prédire les forces aérodynamiques instationnaires de l'interaction de deux voiles en 2D pour un écoulement potentiel. Fossati *et al.* s'intéressent également au tangage. Ils étudient les forces aérodynamiques d'une maquette rigide d'un plan de voilure dans une soufflerie [Fossati et Muggiasca, 2012][Fossati et Muggiasca, 2011, Fossati et Muggiasca, 2010, Fossati et Muggiasca, 2009]. Leurs études montrent que le tangage a un effet non trivial sur les forces aérodynamiques développées par les voiles. Mettant en avant un déphasage et un phénomène d'hystérésis, elles montrent également que les relations entre le vent apparent et les efforts instationnaires diffèrent des relations obtenues dans le cas stationnaire, ces dernières étant communément utilisées dans les approches quasi-statiques. Certains travaux récents tendent à mesurer l'influence des mouvements instationnaires du voilier sans se limiter à un seul degré de liberté comme par exemple lors de mesures de la pression sur les voiles en taille réelle [Le Pelley *et al.*, 2012] ou des efforts dans les voiles pendant un virement de bord [Masuyama et Fukasawa, 2011]

Malgré l'importance dans la réalité de l'aspect dynamique, ce projet propose à notre connaissance la première étude du problème d'interaction fluide structure instationnaire sur les voiles de bateau en comprenant des modélisations et des validations expérimentales.

Objectifs

Nos travaux de thèse s'intègrent dans un contexte scientifique où le développement rapide des codes CFD, permis par l'augmentation des moyens de calcul, nécessite des étapes de validation. Les essais en soufflerie peuvent être effectués relativement facilement mais les effets d'échelles de l'écoulement et de la structure, qui conduisent à des différences dans la mesure de la forme des voiles sont toujours présents. Les mesures en taille réelle permettent de s'affranchir de ces problèmes d'échelle mais exigent la mesure systématique et précise de tous les paramètres ayant une influence sur le comportement du voilier. Les mesures in situ sont plus complexes car elles impliquent une instrumentation embarquée et ne permettent pas le contrôles des sollicitations.

Parmi les différentes contributions possibles au projet VOILENAV, notre intérêt, dans le cadre de ces travaux de thèse s'est porté sur le développement d'un système d'instrumentation dédié au problème aéro-élastique du voilier et une expérience sur surface souple en laboratoire.

Le premier objectif est donc, sur la base des études précédant la thèse, le développement d'un système d'acquisition temps réel fiable embarqué sur un voilier de 28' adapté à la mesure des phénomènes instationnaires. L'originalité de ce système d'acquisition réside en particulier dans l'intégration d'instruments dédiés à la mesure des efforts dans les différents points de tension du gréement avec la mesure du profil des voiles, les paramètres de navigation, les attitudes du voilier et le vent.

Le deuxième objectif est la création d'une base de données de mesures instationnaires d'un voilier dans les allures de près⁴. Les données doivent permettre l'analyse du comportement dynamique de la voile et du gréement. Cette base de données demande l'ordination et la datation précise des données mesurées, provenant de capteurs hétérogènes. La synchronisation des données nécessite un travail important de post-traitement.

Un troisième objectif est fixé devant les difficultés que représentent les mesures en mer et l'impossibilité de mesurer la forme des voiles au portant⁵ en navigation à ce stade de développement de l'instrumentation. Il consiste à créer une expérience en laboratoire permettant d'étudier les mêmes phénomènes physiques d'interaction fluide structure sur surface souple, mais en contrôlant les paramètres de forçage.

Le quatrième objectif des travaux engagés dans cette thèse de doctorat a pour but la validation expérimentale de deux codes de calcul fluide structure instationnaire. Le voilier instrumenté est essentiellement dédié à la validation du modèle ARAVANTI, couplage entre un code structure éléments finis et un code fluide parfait. L'expérience de la voile oscillante est dédiée à la validation du modèle ARA-ISIS, couplage d'un code RANS avec le même code structure.

Le premier chapitre est consacré à la description générale du voilier. Après un rappel sur les phénomènes physiques qui expliquent la création d'une force de portance par une voile, le principe de symétrie qui s'applique au voilier et les décompositions des forces sont rappelés. Les différents

4. Faible incidence de l'écoulement et faible courbure des profils

5. Forte incidence de l'écoulement et courbure importante des profils

repères utilisés dans le manuscrit sont illustrés. Les éléments qui constituent le gréement d'un voilier sont également détaillés.

Dans le deuxième chapitre, les codes numériques dédiés au calcul des interactions fluide structure sur surface souple développés dans le cadre de la thèse de [Durand, 2012] sont décrits. Le principe du modèle structure ARA, commun aux deux codes, est présenté avant les deux modèles fluides, AVANTI qui fait l'hypothèse d'un fluide parfait et ISIS qui prend en compte la viscosité avec une formulation RANS. L'architecture des couplages fluide structure est exposée. Enfin, la procédure et les paramètres nécessaires à la validation du code ARAVANTI sont exposés.

Le troisième chapitre est consacré au système d'instrumentation embarqué pour les mesures in situ sur le voilier. Il décrit d'abord brièvement le système global puis détaille chaque moyen de mesure dynamique développé pour le voilier. Dans ce chapitre l'accent est mis sur les difficultés de l'intégration des mesures instationnaires d'effort et des profils des voiles dans des conditions réelles de navigation. L'acquisition, l'ordination et la datation des mesures, essentielles à la création d'une base de données fiables de phénomènes instationnaires, sont décrites à la fin du chapitre.

Dans le quatrième chapitre, les mesures sur le voilier instrumenté sont présentées. La première partie concerne la caractérisation mécanique des éléments du gréement (câbles, mât, bôme) et l'influence des réglages sur la forme du mât. Les mesures de déformation sont comparées avec les résultats du code structure. La seconde partie concerne les mesures sur le voilier en navigation. Un cas stationnaire est extrait pour une comparaison numérique/expérience. La comparaison est étendue à l'étude de l'influence d'un réglage sur le profil des voiles. L'étude d'un cas instationnaire clôt le chapitre. Il traite de l'étude des variations d'efforts et des profils des voiles d'un voilier dans une houle de face. Les mesures sont analysées puis comparées avec les simulations.

Dans le cinquième chapitre, une étude numérique sur l'influence du tangage sur les performances aérodynamiques d'un plan de voilure est menée. Ce chapitre pose la question de l'importance d'une modélisation instationnaire et IFS pour la modélisation de la force aérodynamique sur un voilier en oscillation. La procédure de simulation est détaillée et les variations des coefficients aérodynamiques et des efforts dans le gréement sont présentées pour différentes périodes et amplitudes d'oscillation. Les résultats sont comparés aux conclusions des différentes études dans le domaine.

Enfin, dans le sixième chapitre, l'étude IFS sur l'expérience développée en laboratoire est présentée. Les paramètres mécaniques de l'expérience sont décrits avec un effort particulier sur la caractérisation du tissu à partir d'essais de traction (annexe G). La description des différents moyens expérimentaux mis en place pour la mesure de la forme de la voile en oscillation conduit à la comparaison avec les simulations du couplage ARA-ISIS, en vue de la validation du code de calcul.

CHAPITRE 1 Le voilier

Sommaire

1.1 La physique du voilier	15
1.1.1 La symétrie du voilier	16
1.1.2 Force de portance	17
1.1.3 Distribution de pression	18
1.1.4 Interaction entre les voiles	19
1.1.5 Les différents repères	21
1.1.6 Vent apparent	22
1.1.7 Les forces et moments sur un voilier	26
1.2 Le gréement	32
1.2.1 Le voilier J80	32
1.2.2 Le gréement dormant	33
1.2.3 Réglage du mât	36
1.2.4 Le gréement courant	41
1.3 Les voiles	41
1.3.1 Les matériaux	42
1.3.2 Les tissus	43
1.3.3 Moule et <i>flying shape</i>	43
1.3.4 Les confections modernes	45
1.4 Conclusion	48

1.1 La physique du voilier

Le voilier fonctionne à l'interface de deux fluides : l'air et l'eau. Par ses plans aériens, un voilier récupère la puissance du vent pour le transformer en mouvement, et exploite cette puissance à l'aide de la carène et ses appendices, qui le maintiennent sur sa route. A l'interface de deux fluides, il subit les forces aérodynamiques et hydrodynamiques.

1.1.1 La symétrie du voilier

Lorsqu'un voilier avance à vitesse constante, les résultantes des forces hydro et aérodynamiques sont exactement égales et opposées. Cette égalité est valable pour toutes les allures. Le principe de symétrie d'un voilier en navigation est décrit par Ross Garrett dans son ouvrage *The symmetry of sailing* [Garrett, 1996]. La symétrie du voilier fait référence à la symétrie entre les forces dans l'air et celles dans l'eau.

La symétrie se manifeste également dans la physique de l'écoulement de l'air et celui de l'eau, en prenant en compte la différence de densité et de viscosité des deux fluides. Si ce principe de symétrie implique des similarités entre les écoulements d'air et d'eau, il y a évidemment des différences. Une différence entre les vitesses des deux fluides est par exemple nécessaire à maintenir un cap dicté par l'équipage, plutôt qu'une simple dérive dictée par le courant seul. La navigation en voilier est rendue possible uniquement par le mouvement relatif de l'eau et de l'air, comme l'illustre la Figure 1.1.

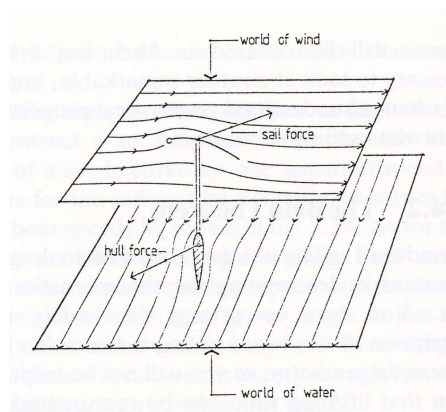


Figure 1.1 – Mouvement relatif entre les deux "mondes" dans lesquels évolue le voilier (image issue de *Symmetry of Sailing* [Garrett, 1996])

Ce principe de symétrie doit être gardé à l'esprit pendant toute la lecture de ce manuscrit. Par exemple, lors des essais en mer, les études se concentrent sur le gréement, ses efforts et sa forme. L'état de mer et les efforts hydrodynamiques ne sont pas directement mesurés mais sont visibles, par symétrie, dans le comportement du gréement et les attitudes du bateau. De plus, le gréement possède des symétries propres, transversales bien sûr, mais également longitudinales, la diminution des tensions des points de tenue de l'avant entraînant une augmentation des efforts à l'arrière. La symétrie peut ainsi permettre d'aller plus loin que la simple explication du mouvement d'un voilier.

Ce chapitre introductif pose la question de l'écoulement et la génération de la portance pour une voile. L'étude expérimentale du voilier nécessite le rappel des principes généraux de la statique et de la dynamique d'un bateau à voile. Les différents repères sont présentés et la notion de vent apparent est introduite. Dans les prochains chapitres, on considère le cas du sloop (voilier avec un seul mât) avec grand-voile et génois, évoluant au près.

1.1.2 Force de portance

Les voiles peuvent être assimilées à des surfaces portantes aérodynamiques disposant de moyens de réglage pour optimiser leur forme et leur incidence. Les voiles sont des surfaces portantes, au même titre que les ailes. Elles génèrent toutes deux une force due à l'écart de pression (appelé saut de pression) entre les deux faces (Figure 1.2). À l'inverse des ailes, les voiles sont des profils minces avec souvent une courbure importante et sont généralement utilisées à des angles d'incidences légèrement plus élevés.

1.1.2.1 Pression et équation de Bernouilli

La pression est inversement reliée au carré de la vitesse par l'équation de Bernouilli. La contraction des lignes de courant sur l'extrados implique une accélération du fluide et une diminution de la pression, ou succion. La Figure 1.2 illustre ce phénomène sur un profil mince. La distribution de pression est représentée selon la convention des pressions négatives. Le saut de pression sur le profil crée une force de portance.

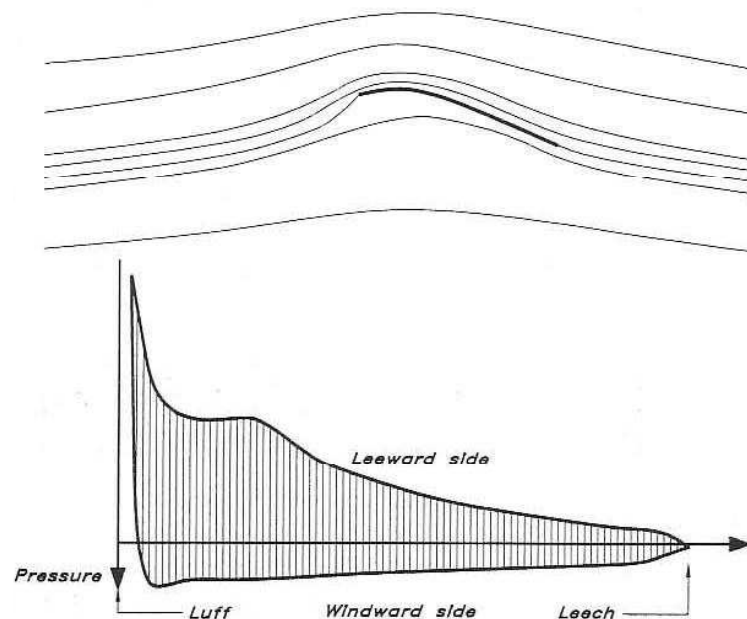


Figure 1.2 – Répartition de pression le long d'un profil mince (image issue de *Principle of Yacht Design* [Larsson et Eliasson, 1994])

1.1.2.2 Condition de Kutta et circulation

Gentry [Gentry, 1971] donne une autre explication à la portance des profils minces en étudiant le modèle mathématique dédié à la plaque plane. L'écoulement autour d'une plaque plane avec

une incidence modérée peut être vu de manière simplifiée comme la superposition d'un écoulement potentiel symétrique (dit "non-lifting solution") et d'une circulation autour de la plaque (Figure 1.3). L'expérience montre que l'écoulement est tangent au bord de fuite en sortie de la plaque plane, pour ensuite reprendre la direction de l'écoulement amont, phénomène connu sous le nom de condition de Kutta. Il en résulte l'apparition d'une vorticité dans le fluide. La théorie fondamentale de la mécanique des fluides indique que la présence d'une circulation autour de la plaque dans le fluide est associ e à la présence d'une vorticité égale et oppos e en aval du fluide. C'est la circulation autour de la plaque qui augmente la vitesse sur l'extrados et la diminue sur l'intrados et ainsi crée une portance.

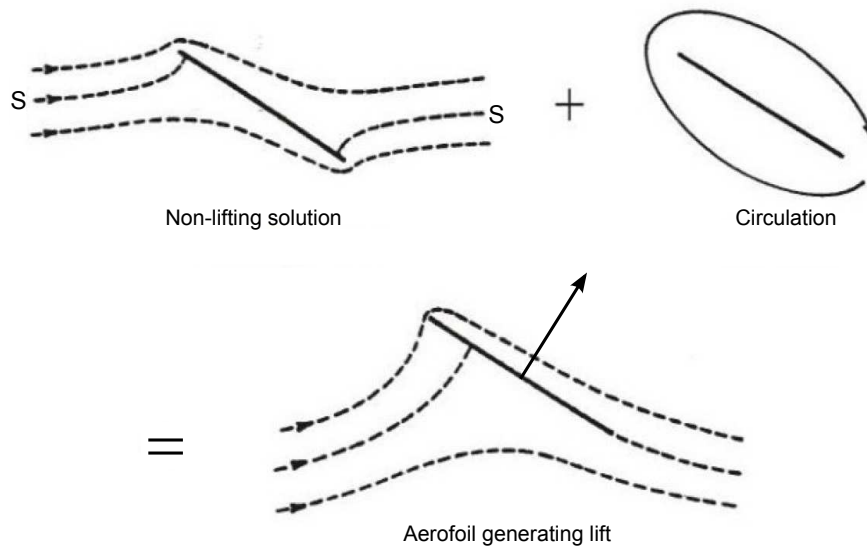


Figure 1.3 – Théorie de la plaque plane avec circulation (image issue de *The aerodynamics of sail interaction* [Gentry, 1971])

1.1.3 Distribution de pression

La voile est donc consid r e comme un profil portant mince. Le coefficient de pression C_p est communément utilisé pour représenter la pression sur la section de la voile. Ce coefficient de pression est défini comme la différence entre la pression p et la pression statique infinie amont p_∞ normalis e par la pression dynamique infinie amont q_∞ .

$$C_p = \frac{p - p_\infty}{q_\infty} \quad \text{avec} \quad q_\infty = \frac{1}{2} \rho V_\infty^2 \quad (1.1)$$

avec ρ la densité du fluide et V_∞ la vitesse du fluide infinie amont. La distribution de pression peut se décomposer en trois zones, illustr es sur la Figure 1.4. La première correspond au pic de succion du bord d'attaque, provoqué par le bulbe de recirculation au bord d'attaque. Le bulbe

apparaît quand l'angle d'incidence du profil n'est pas idéal, i.e. l'écoulement n'est pas tangent au profil. La deuxième correspond au pic de succion lié à la courbure du profil. La troisième correspond au décollement de bord de fuite, du au décollement du fluide dans cette zone.

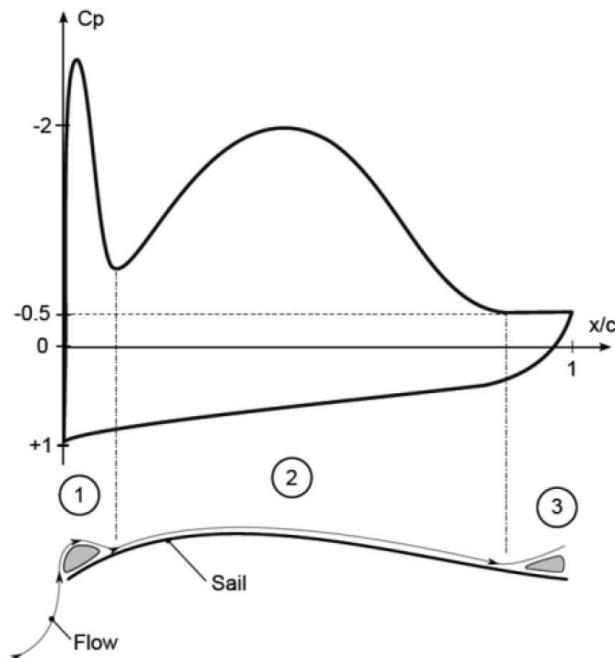


Figure 1.4 – Evolution schématique théorique du C_p pour une section de voile horizontale en fonction de la position le long de la corde x/c (image tirée de [Viola et Flay, 2010a])

1.1.4 Interaction entre les voiles

Dans le cas d'un sloop, les profils des deux voiles interfèrent entre eux. En effet la présence d'une autre section en amont ou en aval du profil étudié a une influence sur la déflexion des lignes de courant et donc l'incidence de l'écoulement sur les profils. La Figure 1.5 illustre l'interaction entre les profils 2D d'un foc et d'une grand-voile au près d'après les travaux de Gentry [Gentry, 1971] qui utilise l'analogie avec les lignes de champs électriques. En amont des profils, les lignes de courant sont parallèles. Elles sont ensuite déformées par les profils. Leur resserrement indique une accélération et une dépression quand leur écartement indique un ralentissement et une surpression. Dans le chapitre, on appelle ligne de séparation la ligne de courant qui arrive sur le bord d'attaque du profil.

1.1.4.1 Influence du profil du foc sur la grand-voile

Sans le foc (traits fins Figure 1.5), la ligne de séparation s'incurve nettement à l'approche du profil pour l'aborder presque perpendiculairement, au niveau de l'intrados. Les déviations et le resserrement des lignes sont très sensibles autour du bord d'attaque. Les effets de cette accélération sont visibles dans le pic de succion sur la courbe de distribution de C_p . Dans le cas d'un écoulement fluide

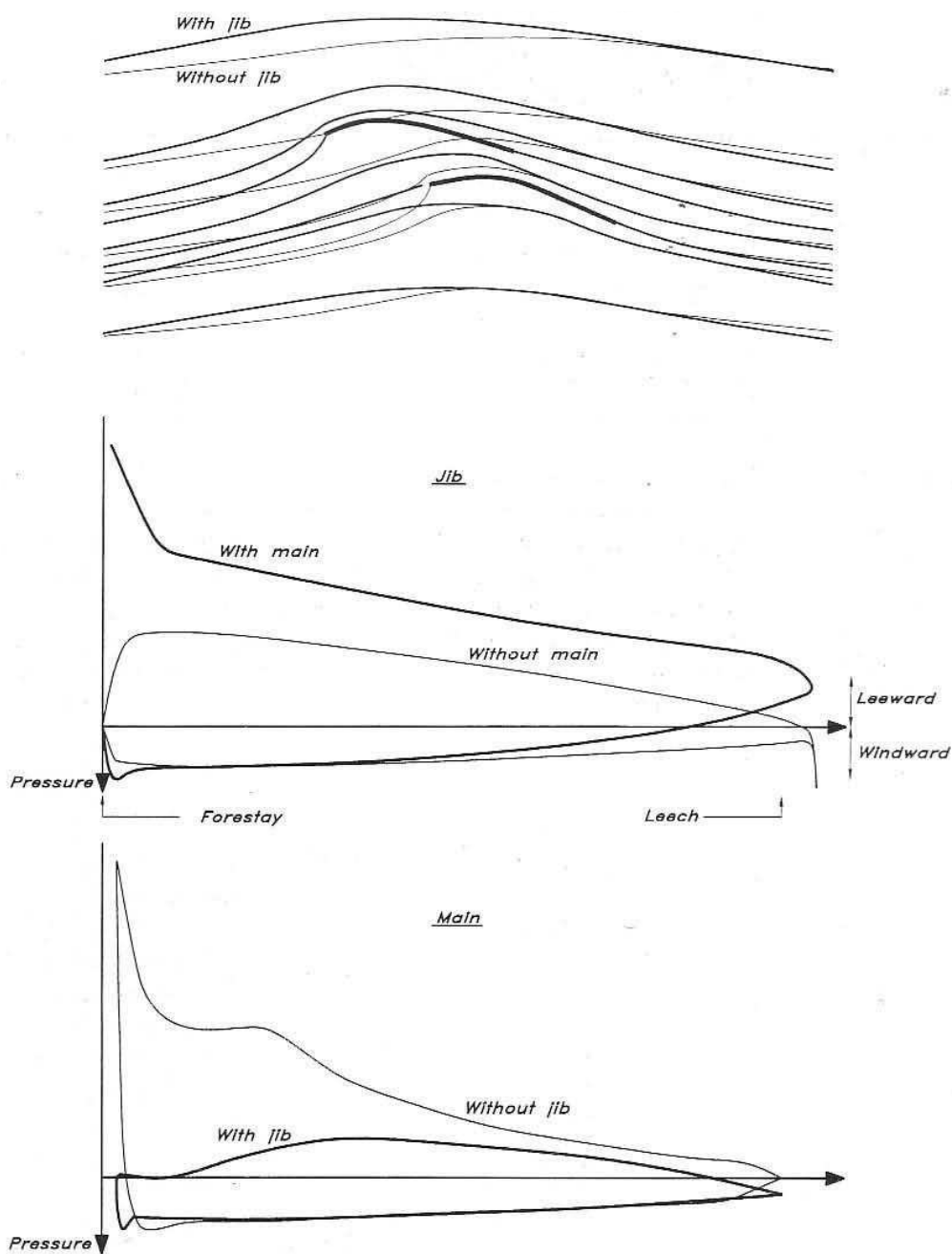


Figure 1.5 – Interaction entre le foc et la grand-voile au près et conséquence sur la distribution de pression le long du profil des voiles (image issue de Principle of Yacht Design [Larsson et Eliasson, 1994])

avec viscosité, cet effet est atténué. La zone proche du bord d'attaque est, par l'orientation de la composante normale des forces à la surface, la zone la plus propulsive du profil. L'influence de la traînée du mât dans cette zone peut ainsi avoir des conséquences importantes sur les performances de la voile.

Avec le foc (traits épais), les deux lignes de séparation s'écartent à l'approche de l'entonnoir

constitué par les deux profils. La ligne de séparation de la grand-voile est plus tendue avec la présence du foc et son profil a donc relativement moins d'incidence. Dans la zone de recouvrement, les lignes se desserrent, ce qui par analogie correspond à un ralentissement de l'écoulement et une surpression. Le profil de grand-voile a un C_p plus faible sur l'extrados et le pic de succion au bord d'attaque disparaît, ce qui se traduit par la suppression du décollement.

1.1.4.2 Influence du profil de la grand-voile sur le foc

Avec la grand-voile, le flux est dévié vers l'intrados du foc, augmentant l'incidence de l'écoulement sur le profil. Les lignes de courant se resserrent sur l'extrados du foc et se relâchent dans la zone de recouvrement. Par analogie, la présence de la grand-voile se traduit par une augmentation de la pression statique sur l'extrados et une diminution sur l'intrados. La distribution de C_p sur le profil de foc (Figure 1.5) voit apparaître un pic de succion au bord d'attaque et un saut de pression nettement supérieur le long du profil.

Le profil aval (grand-voile) améliore les performances du profil amont (foc).

En conclusion, la force propulsive vient en grande majorité du génois et la grand-voile sert principalement à dévier l'écoulement pour améliorer le fonctionnement du foc (plus grande incidence). L'interaction entre les deux voiles souligne l'importance de considérer l'ensemble du plan de voilure pour déterminer la résultante des forces aérodynamiques.

1.1.5 Les différents repères

1.1.5.1 Repère bateau et attitudes

Le repère bateau est noté $R (X,Y,Z)$. Il est lié à la description des attitudes du voiliers. C'est le repère du bateau suivant son cap, sans gîte et sans assiette. L'origine du repère est située au pied de mât. X a la même direction que la ligne de foi et pointe vers l'avant du bateau. Z est le long du mât et pointe vers le ciel.

Les attitudes du voiliers sont décrites par rapport au repère bateau :

- en X, angle de gîte ϕ , rotation en roulis $\dot{\phi}$ et vitesse en cavalement \dot{x} ,
- en Y, angle d'assiette θ , rotation en tangage $\dot{\theta}$ et vitesse en embardée \dot{y} ,
- en Z, angle de cap α , rotation en lacet $\dot{\alpha}$ et vitesse en pilonnement \dot{z} .

Les angles et vitesses qui caractérisent l'attitude du voilier dépendent de l'ordre dans lequel ils sont déterminés. Par convention, les angles et les attitudes seront calculés dans l'ordre Lacet-Tangage-Roulis. La Figure 1.6 illustre ce repère et le vocabulaire utilisé pour définir les attitudes du voilier.

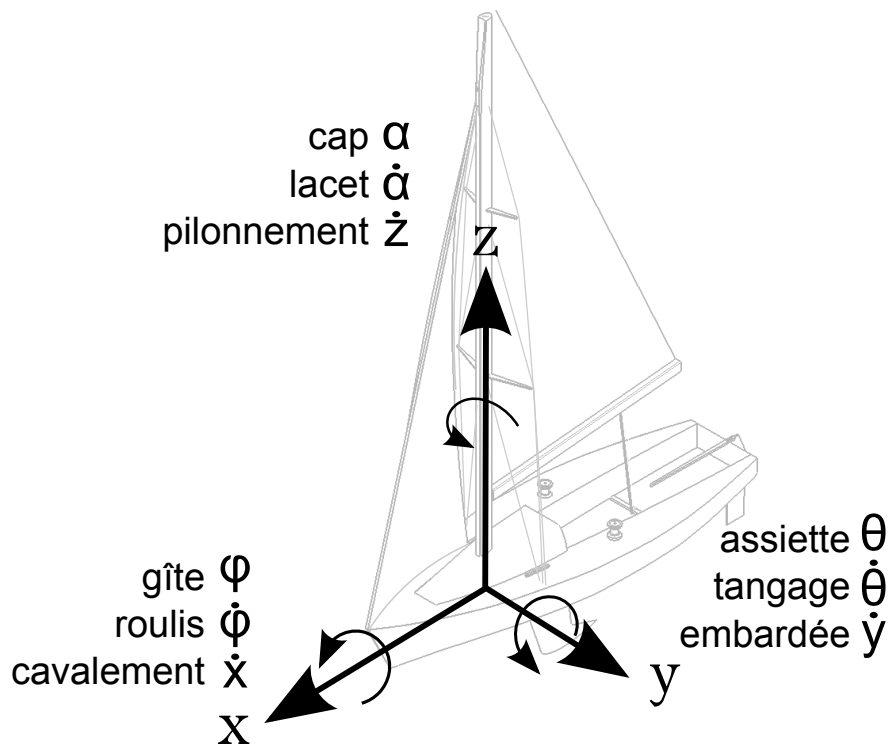


Figure 1.6 – Repère bateau et définition des attitudes et angles du voilier.

1.1.6 Vent apparent

Au près, les voiles sont soumises à un vent accéléré par la vitesse du bateau, appelé vent apparent.

1.1.6.1 Triangle des vitesses

Le vent apparent est la somme vectorielle du vent réel V_{TW} , mesuré dans un repère terrestre fixe et de l'opposé du vecteur vitesse bateau. Il est défini par une vitesse V_{AW} et un angle β_{AW} , inférieur à l'angle de vent réel β_{TW} . La Figure 1.7 illustre le calcul vectoriel du vent apparent, plus connu sous le nom de "triangle des vitesses".

1.1.6.2 Gradient de vent et β_{AW}

La navigation du voilier n'est possible que par le mouvement relatif de l'air et de l'eau (Figure 1.1). Ce mouvement relatif de l'air sur l'eau, qui peut être assimilé au vent sur la mer, est freiné à l'intersection des deux fluides par friction. En raison de l'apparition d'une couche limite à la surface de la mer, la vitesse du vent réel augmente avec l'altitude, illustrée Figure 1.8. Sur la Figure 1.8, la vitesse du vent en tête de mât peut être 30% supérieure à la vitesse au niveau de la bôme. La

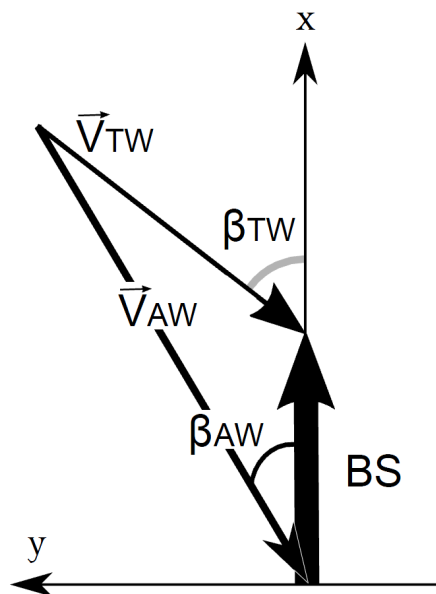


Figure 1.7 – Définition du vent apparent et de l'angle de vent apparent

couche limite et donc la forme du gradient de vent dépend des conditions météorologiques, de la nature de l'écoulement et de l'état de mer.

Le gradient de vent a un effet sur l'angle d'incidence du vent apparent, illustré sur la Figure 1.9. La direction du vent apparent est vrillée le long du mât. La variation de vent apparent avec l'altitude conduit à vriller les voiles pour avoir un angle d'incidence constant le long du bord d'attaque. En d'autres termes, si la voile n'est pas vrillée, les sections du haut de la voile ont un angle d'incidence plus élevé que celle du bas de la voile. Pour un mât de 10m, l'ordre de grandeur de l'angle de vrillage du vent apparent est de 3.5° . L'influence du vrillage sur la voile est d'autant plus important que le rapport entre V_{TW} et BS est faible.

1.1.6.3 Angle de vent effectif

Dans le cas d'un voilier en navigation, l'angle de vent apparent β_{AW} doit être corrigé par l'assiette et la gîte par l'utilisation de l'angle effectif β_{eff} . Comme nous l'avons vu précédemment, le vent n'est pas constant le long de l'axe z (gradient atmosphérique) et le vent n'est plus normal aux sections des profils des voiles. La Figure 1.10 illustre l'influence de l'angle de gîte sur l'angle de vent apparent β_{AW} .

La correction à apporter sur β_{AW} a été détaillée par [Jackson, 2001] pour une gîte seule et par [Fossati et Muggiasca, 2011] pour une assiette seule.

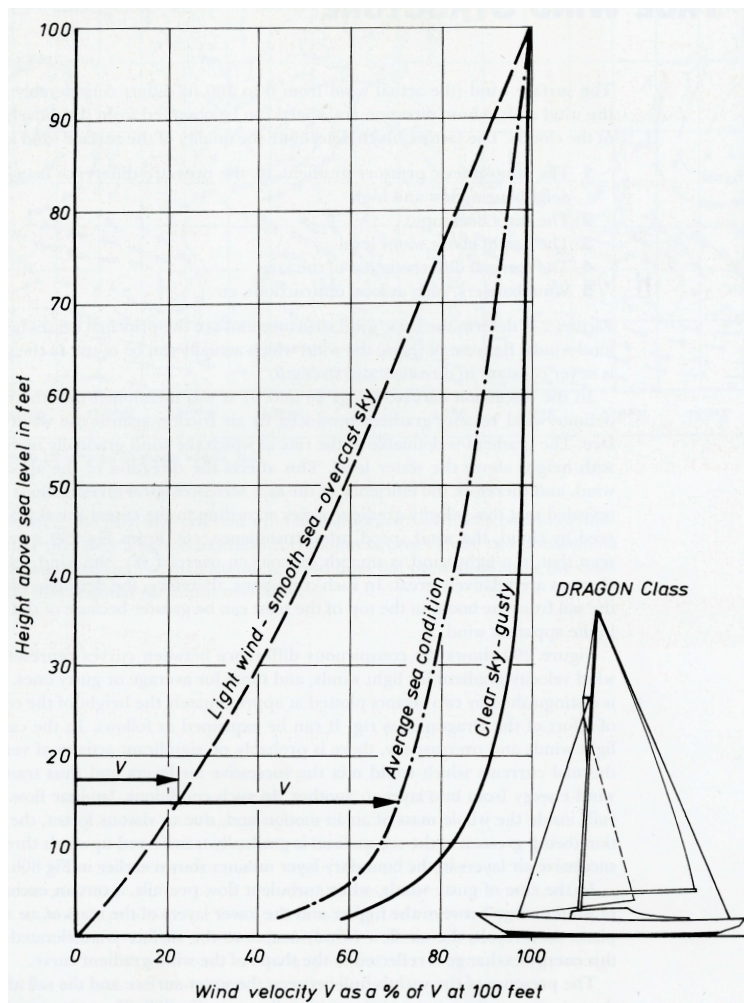


Figure 1.8 – Influence des conditions météorologiques sur le gradient de vent atmosphérique (image issue de *Sail Performance* [Marchaj, 1996])

Dans le cas d'une gîte seule, β_{eff} est défini comme :

$$\beta_{eff} = \tan^{-1}(\tan\beta_{AW}\cos\phi)$$

Dans le cas d'une assiette seule, β_{eff} est défini comme :

$$\beta_{eff} = \tan^{-1}\left(\frac{\tan\beta_{AW}}{\cos\theta}\right)$$

Dans le cas d'une gîte et d'une assiette, β_{eff} est défini comme :

$$\beta_{eff} = \tan^{-1}\left(\frac{\tan\beta_{AW}\cos\phi}{\cos\theta}\right) \quad (1.2)$$

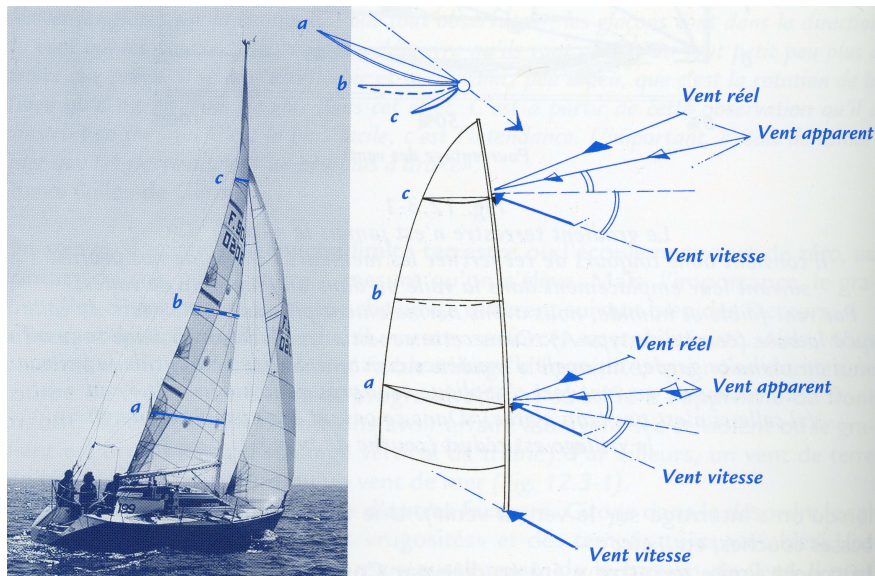


Figure 1.9 – La variation de vent apparent avec l’altitude conduit à vriller les voiles pour avoir un angle d’incidence constant le long du bord d’attaque (image issue de *Les voiles* [Chéret, 2000])

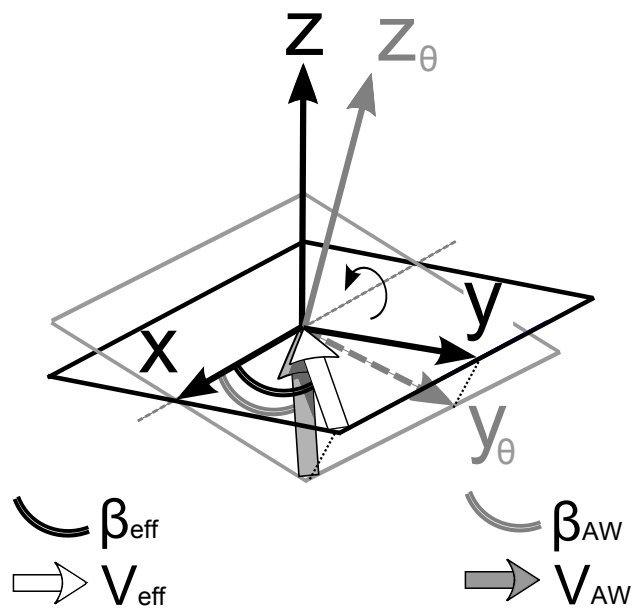


Figure 1.10 – Influence de la gîte θ sur l’angle de vent apparent β_{AW}

De même, le tangage et le roulis ont une influence sur l’angle effectif de vent apparent. De par les oscillations de roulis ou de tangage, l’incidence diminue et augmente périodiquement, à une amplitude qui dépend de l’altitude de la section considérée. La Figure 1.11 illustre ce principe en représentant l’influence des vitesses de roulis et de tangage sur le triangle des vitesses. Les effets dynamique du tangage sur le voilier sont détaillés dans le chapitre 6.

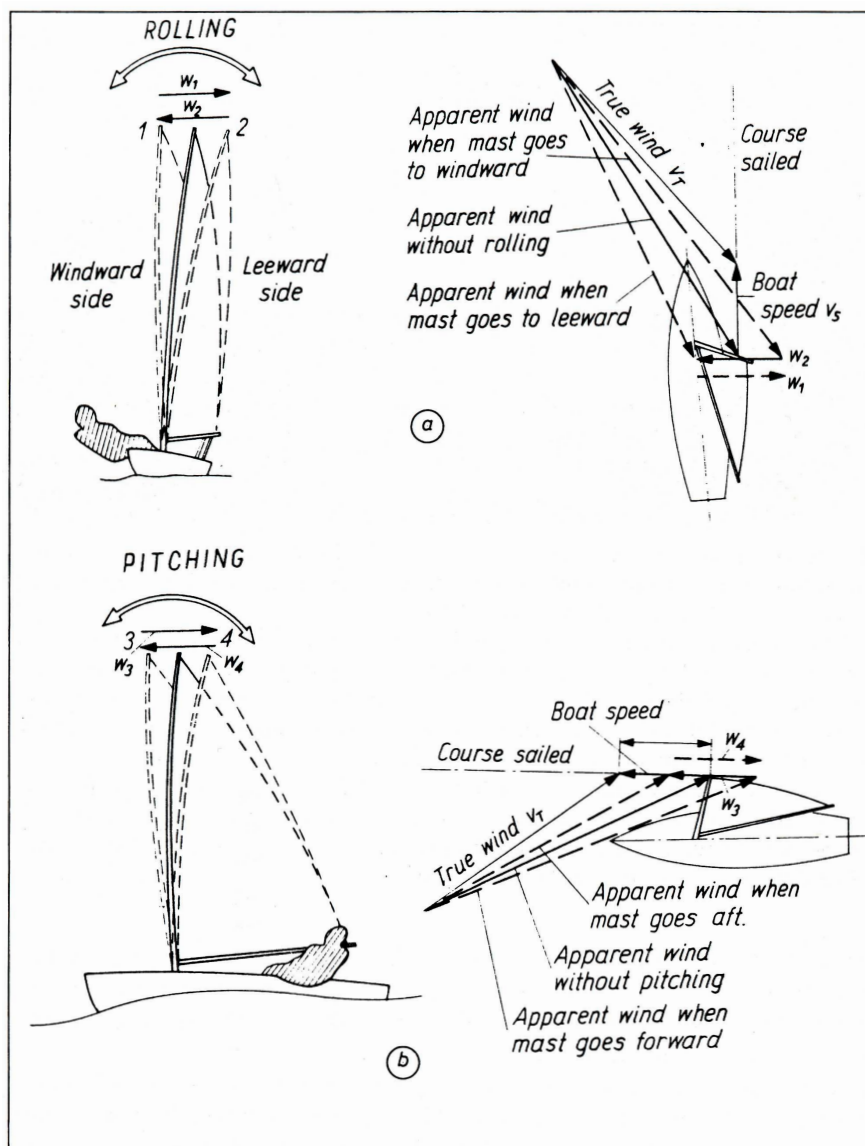


Figure 1.11 – Illustration de l'influence du roulis et du tangage sur le vent apparent par le triangle des vitesses (image issue de *Sail Performance* [Marchaj, 1996])

1.1.7 Les forces et moments sur un voilier

Cette section détaille les forces et les moments statiques, aérodynamiques et hydrodynamiques sur le voilier.

1.1.7.1 Forces aérodynamiques

La force aérodynamique sur les voiles peut avoir deux décompositions, illustrées sur la Figure 1.12. Elle peut être décomposée dans le repère lié à la vitesse d'avance en une force propulsive et une force de dérive ou en F_x et F_y dans le repère bateau. Elle peut être décomposée dans le repère lié au vent par une force de portance et une force de traînée. L'angle entre la ligne de foi du bateau et le vecteur vitesse s'appelle l'angle de dérive. Par abus de langage, on assimilera dans la suite du manuscrit F_x à la force propulsive et F_y à la force de dérive.

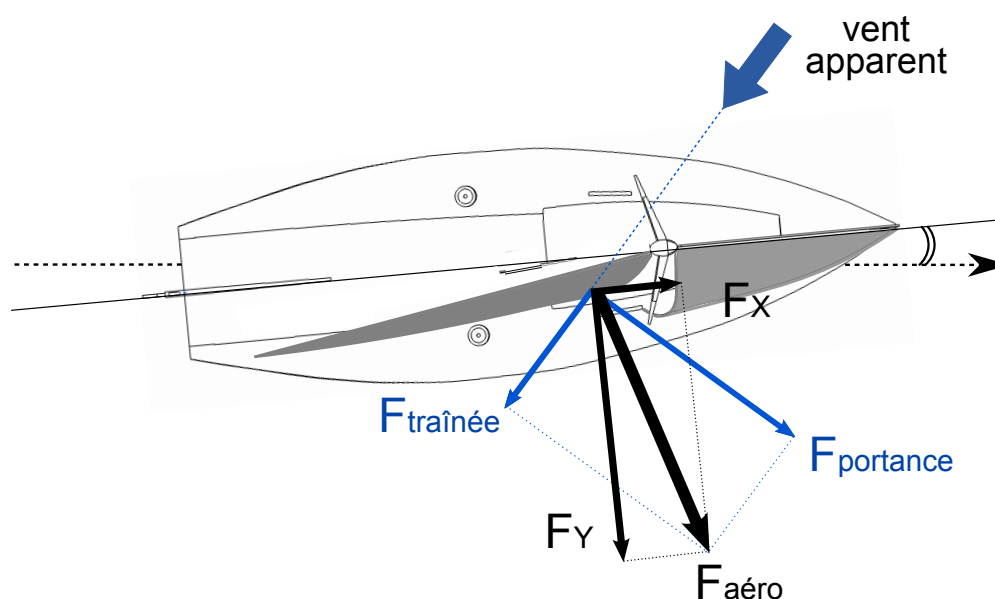


Figure 1.12 – Décompositions de la résultante des forces aérodynamiques

1.1.7.2 Forces hydrodynamiques

De manière analogue à ce qu'il se passe dans l'air lorsque le voilier avance, ses parties immergées (carène et appendices) génèrent des forces hydrodynamiques dues au dérapage du bateau. En effet, sous l'effet de la force aérodynamique, le voilier a tendance à dériver sous le vent (angle de dérive ou *leeway*). Cet angle d'incidence de l'écoulement sur la quille favorise la création d'une portance. Sans cette portance, un bateau ne peut remonter au vent pour la simple raison qu'il n'y a pas de force anti-dérive symétrique à la force du vent et qu'il dériverait simplement sous le vent. La résultante de ces forces peut être décomposée dans le repère lié au bateau en une force F_{xH} et une force F_{yH} , illustrées Figure 1.13. Par abus de langage, on assimilera la force F_{xH} à la force de traînée et la force F_{yH} à la force antidérive.

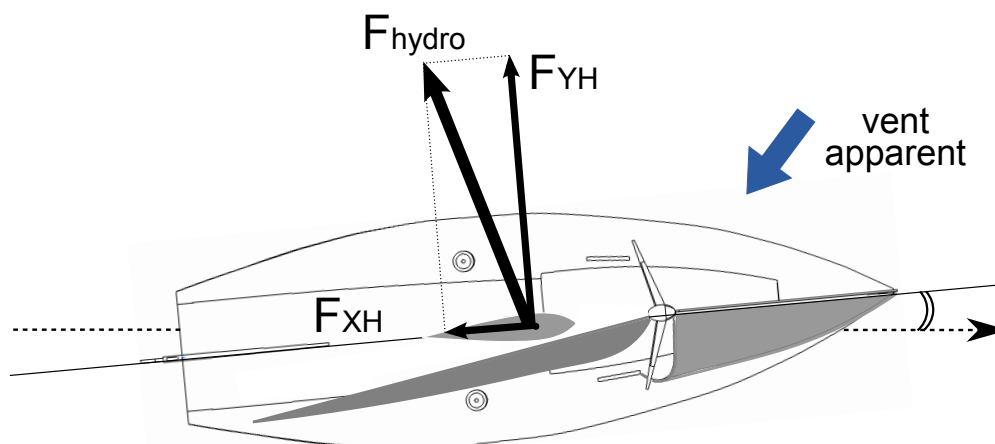


Figure 1.13 – Décomposition de la résultante des forces hydrodynamiques

1.1.7.3 Equilibre en translation

Confortant le principe de symétrie du voilier énoncé précédemment, à vitesse constante, les forces aérodynamiques, hydrodynamiques sur le voilier sont égales et opposées. La Figure 1.14 illustre ce principe dans le plan XY en reprenant la décomposition des forces décrites dans le paragraphe 1.1.7.1. Ainsi sur l'axe X, la force propulsive aérodynamique s'oppose à la force de traînée hydrodynamique et sur l'axe Y la force de dérive aérodynamique s'oppose à la force d'antidérive hydrodynamique.

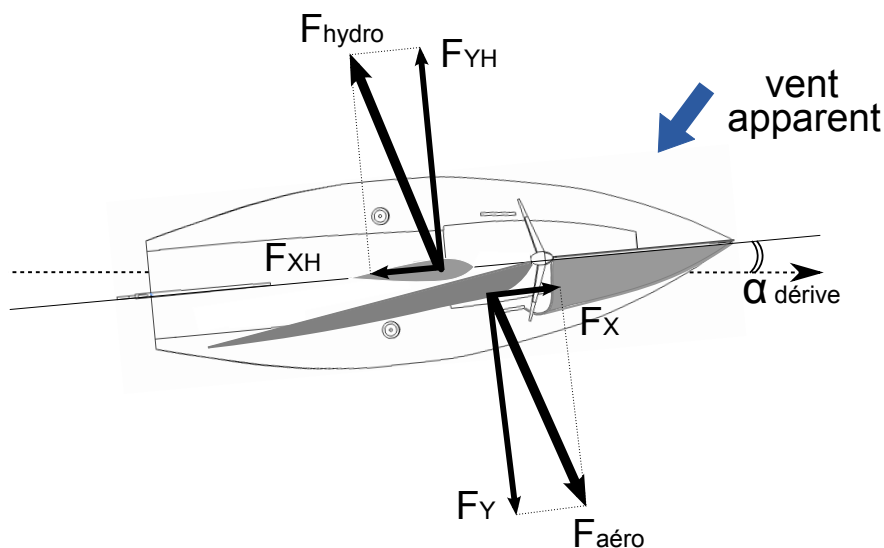


Figure 1.14 – Symétrie des forces aérodynamiques et hydrodynamiques dans le plan (X,Y) pour un voilier à vitesse constante

Le long de l'axe verticale z, la poussée d'Archimède s'opposent au poids du bateau.

1.1.7.4 Equilibre en gîte

Les points d'application de la résultante des efforts dans l'air et dans l'eau ne sont pas à la même altitude, ce qui génère un couple de chavirement et fait gîter le bateau. Les forces hydrostatiques développent un couple symétrique, couple de redressement, qui maintient le bateau en équilibre à la gîte. L'équilibre en rotation autour de l'axe x est décrit par les principes de stabilité du navire. Un bateau est dit stable lorsqu'il a un couple de redressement positif. On définit quatre points singuliers sur le voilier illustrés sur la Figure 1.15 :

- K pour *keel* le point le plus bas du voilier
- B pour *buoyancy* le centre de carène
- G pour *gravity* le centre de gravité
- M pour *metacentre*. Il y a un métacentre transversal M_T et longitudinal M_L

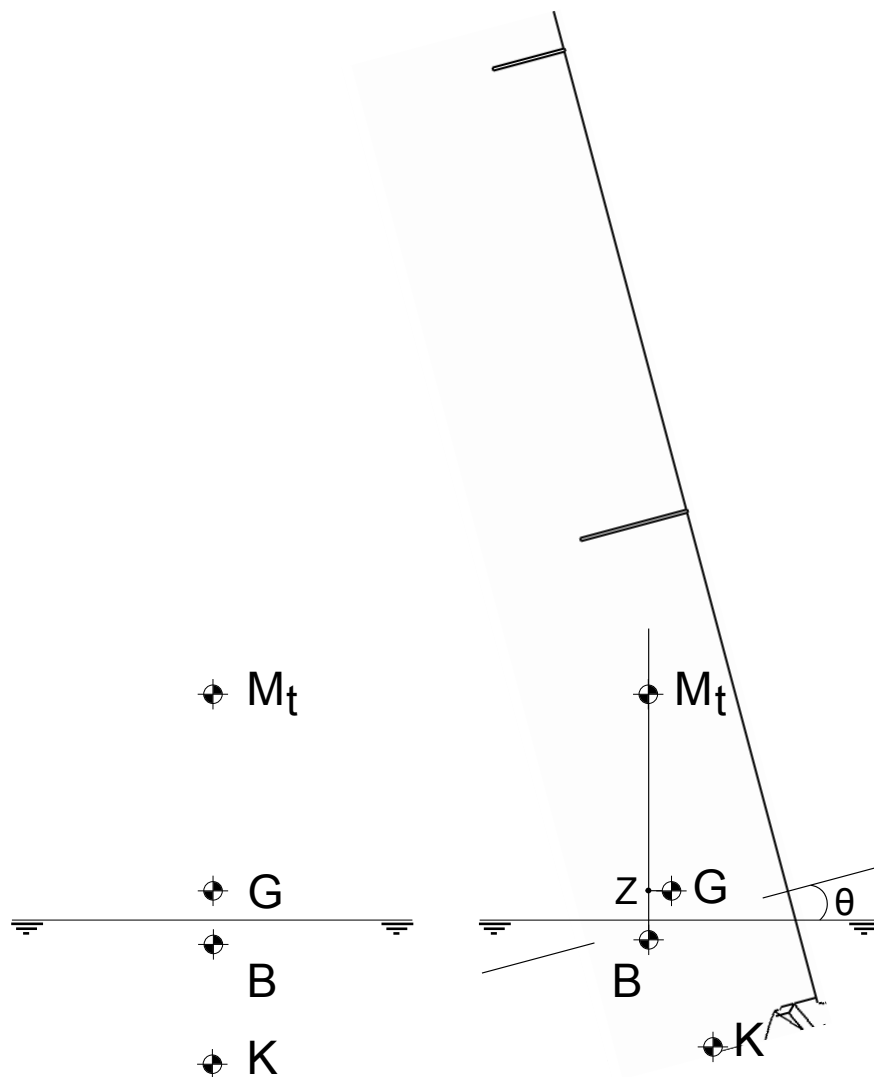


Figure 1.15 – Schéma de principe pour le calcul de la stabilité d'un voilier avec et sans gîte

A gîte nulle, les quatre points K, B, G et M_T sont alignés. Dans ce cas, le voilier est stable si $GM_T > 0$. GM_T peut être défini comme :

$$GM_T = KM_T - KG \quad (1.3)$$

avec KG qui dépend de la répartition des masses sur le bateau et KM_T défini comme

$$KM_T = KB + BM_T \quad (1.4)$$

avec KB qui dépend de la forme de la carène et BM_T qui peut être défini comme

$$BM_T = \frac{I_x}{\nabla} \quad (1.5)$$

avec I_x le moment quadratique de la surface de flottaison autour de X en m^4 et ∇ le volume de carène en m^3 (volume immergé du bateau).

Dans le cas d'un voilier avec une gîte ϕ induite par le couple provoqué par la force aérodynamique dans les voiles (Figure 1.15), on définit un point Z à l'intersection de l'horizontale passant par G et la verticale passant par M_T . Le moment de redressement transversal C_{MT} du voilier peut être calculé en statique comme :

$$C_{MT} = \Delta GZ \quad (1.6)$$

avec Δ le déplacement du bateau en kg.

Dans la direction transversale, un bateau est stable lorsque le couple de rappel hydrostatique qui s'exerce sur lui s'oppose au couple de chavirement. La Figure 1.16 illustre ce principe.

1.1.7.5 Equilibre en assiette et en lacet

En assiette, le couple de redressement longitudinal s'oppose au couple de piqué. Ainsi, comme dans le cas de la gîte, l'angle d'assiette s'équilibre avec le couple hydrostatique. Enfin, en lacet, la distance sur x entre les points d'application des forces aéro et hydrodynamiques crée un couple de lacet. Le bateau est dit "ardent" si le couple tend à faire remonter le bateau face au vent et "mou" si l'action du couple est dans l'autre sens. Le safran intervient alors pour équilibrer le bateau sur sa route.

Le voilier est en équilibre.

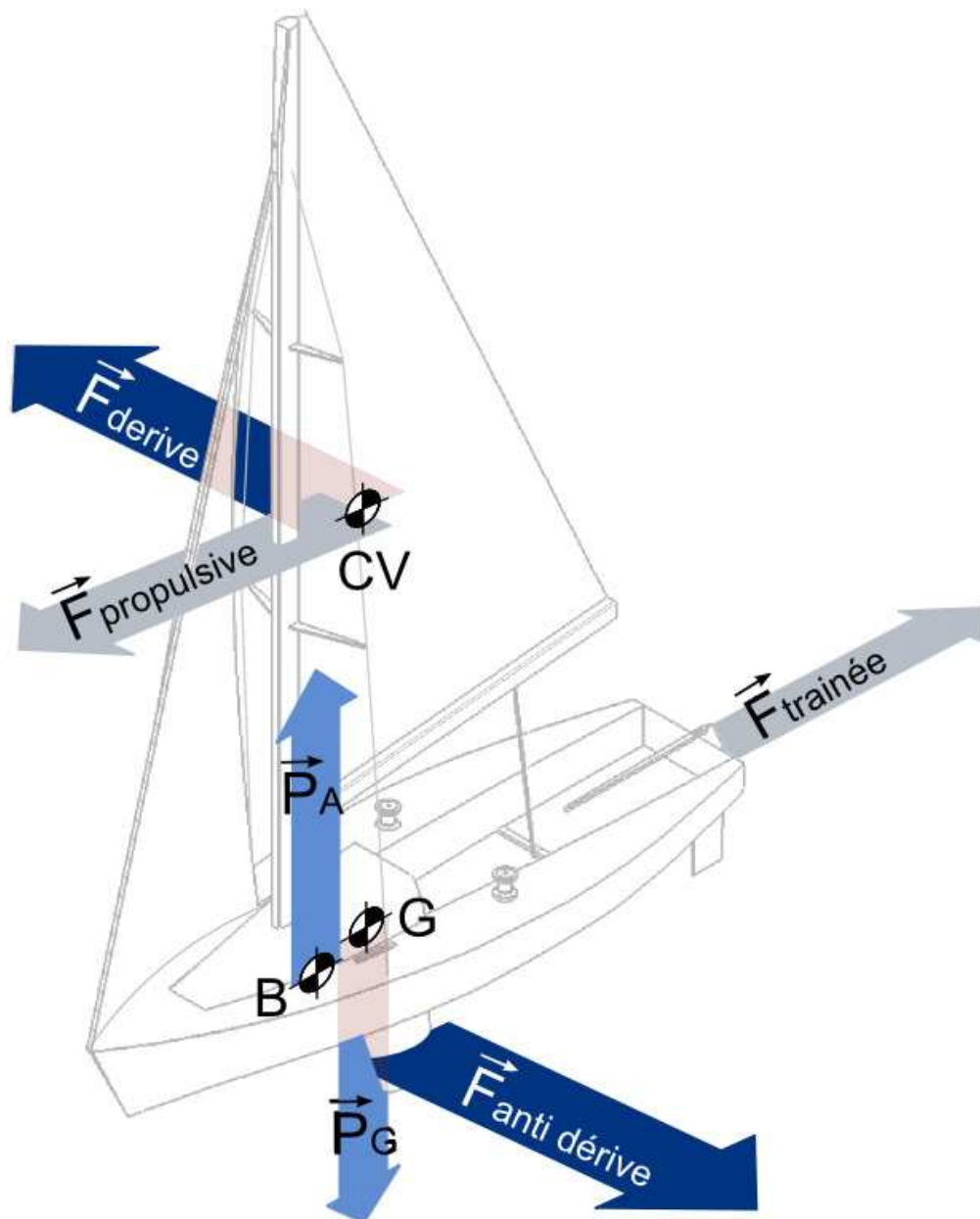


Figure 1.16 – Symétrie des forces aérodynamiques et hydrodynamiques dans l'espace pour un voilier à vitesse constante

1.2 Le gréement

1.2.1 Le voilier J80

Les essais en mer et les comparaisons numérique/expérience sont réalisées sur un J80. Le J80 est un quillard de sport de type monotype habitable de 8,50m (Figure 1.17). Ce voilier remporte un grand succès en Europe et aux Etats Unis et les équipages évoluent dans une classe dynamique et de haut niveau. Ce voilier comporte les avantages d'être facilement transportable tout en restant puissant et réglable, ce qui le rend adapté à l'étude. L'expérience et la participation des co-encadrants de thèse dans le championnat J80, leur connaissance du bateau, des réglages et de son comportement à la mer sont autant de raisons qui ont motivé le choix du J80. De plus, le voilier de régates "Tethys" est sur le site de l'Ecole Navale, ce qui permet de faire les essais sur des équipements connus. Les principales caractéristiques du J80 sont résumées dans le tableau 1.1. Le tableau des paramètres hydrostatiques calculés à partir du logiciel Calcoque (décrit section 3.4.2.1) est présenté dans l'Annexe C.

Les éléments constituant le gréement dormant et courant du J80 sont présentés plus en détail dans cette section. La description est focalisée sur les éléments du gréement qui sont modélisés dans la simulation numérique en raison de leur influence sur le comportement mécanique du plan de voilure ainsi que les éléments qui font l'objet de mesures expérimentales en navigation. Le lexique français-anglais des termes techniques courants du voilier utilisés dans les chapitres suivants est disponible dans l'Annexe A. Pour une description détaillée et précise du plan de voilure et du voilier, le lecteur se référera aux cours des Glénans [Glénans, 2010] et aux ouvrages très complets de Bertrand Chéret [Chéret, 2000, Chéret, 2006].



Figure 1.17 – Le voilier J80 *Tethys*, au près

Coque		
longueur hors tout	8.50	m
longueur coque	8.00	m
bau maximum	2.49	m
tirant d'eau	1.51	m
déplacement	1.495	t
masse du lest	0.65	t
Voiles		
I	9.60	m
P	9.14	m
J	2.90	m
E	3.81	m
surface de voile au près	34.50	m ²
surface de Spi	65	m ²

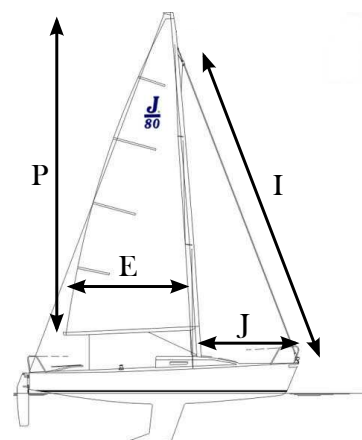


Tableau 1.1 – Principales caractéristiques du J80

1.2.2 Le gréement dormant

Le gréement dormant englobe toutes les parties fixes du gréement. On entend par fixe les éléments qui ne sont pas réglables en navigation. La plupart de ces éléments sont cependant réglés à terre pour les conditions de navigations attendues (section 1.2.3). Il se compose principalement des éléments fixes servant à tenir le mât. Il comprend :

- le mât,
- la bôme est une poutre qui permet de maintenir et d'orienter la voile,
- l'étai est un câble qui maintient le mât sur l'avant (effort longitudinal) et sur lequel sont endraillées les voiles d'avant,
- le hauban est un câble qui soutient le mât (par triangulation). Ce terme s'applique ici particulièrement au haubanage latéral,
- la barre de flèche est une pièce rigide fixée sur le mât, servant à écarter le hauban de l'espar en latéral et ainsi améliorer la triangulation.

La figure 1.18 illustre les principaux éléments du gréement dormant, ainsi que le système de réglage de pataras du J80. La longueur totale du pataras est réglée avec la hauteur des poulies sur les pâtes d'oie. En abaissant les poulies dont l'entraxe est fixe, la partie amont des pâtes d'oie se pince et réduit la longueur de pataras.

Les effets des différents réglages sur les manœuvres du gréement dormant sont décrits dans la suite de ce chapitre.

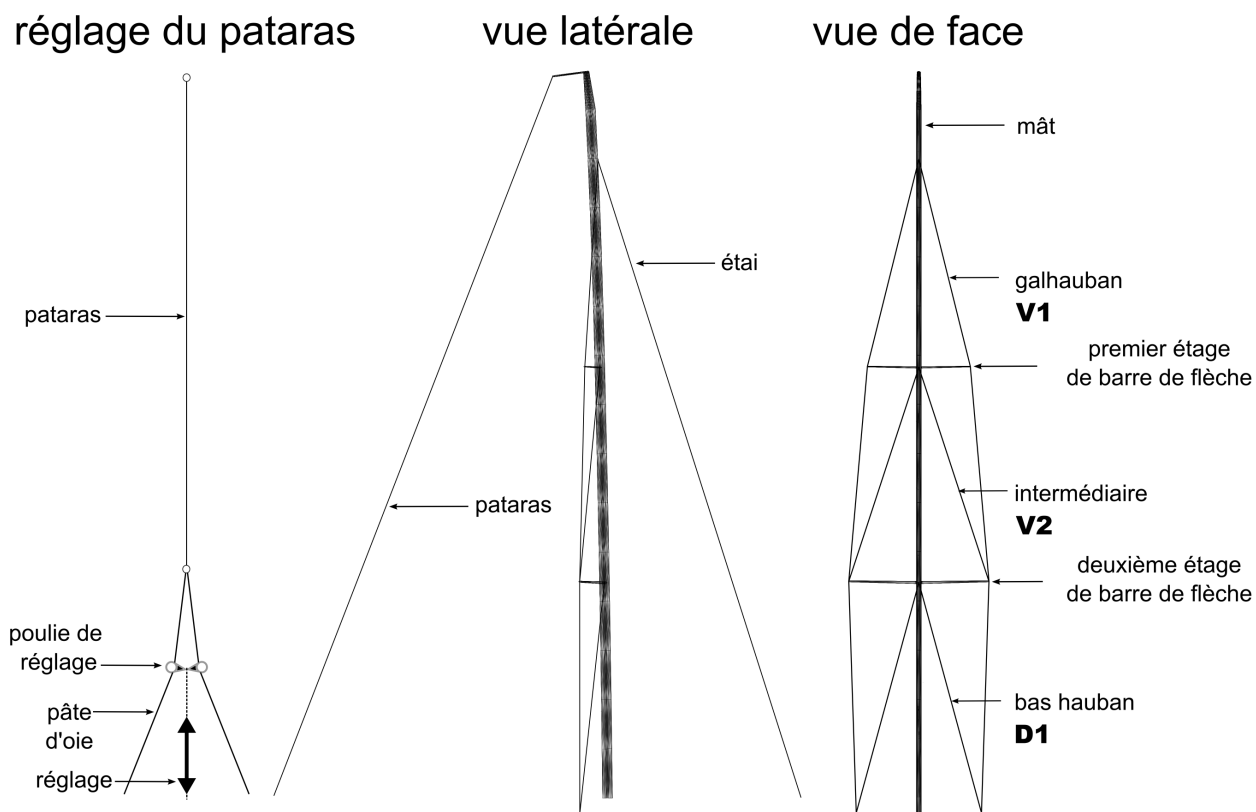


Figure 1.18 – Eléments du gréement dormant et système de réglage du pataras du J80

1.2.2.1 Le mât

Le mât est une poutre élancée qui se présente sous la forme d'un tube creux se rapprochant le plus souvent d'une forme elliptique. Il est de section constante excepté sur la partie supérieure où la section est légèrement diminuée progressivement par un rétreint. Il permet de hisser les voiles et de les maintenir en hauteur au niveau du point de drisse ou le long du guindant dans le cas de la grand-voile. La géométrie de la voile est directement liée à la forme et plus particulièrement à la courbure du mât appelée cintre.

Le mât perturbe l'écoulement. Sur un mât traditionnel, de section elliptique, on observe un décollement suivi d'une zone de recirculation dans son sillage, l'écoulement n'est donc pas attaché sur une partie de l'extrados et de l'intrados, juste en aval du mât (Figure 1.19). Il en résulte une augmentation de la trainée et une perte de portance.

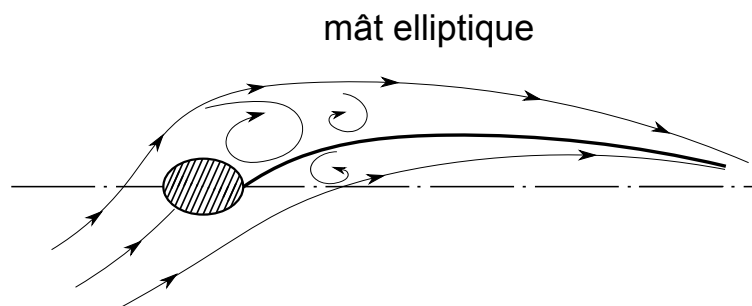


Figure 1.19 – Ecoulement pour un mât elliptique. L'interaction avec la voile d'avant tend à diminuer ce phénomène.

1.2.2.2 Le haubanage

Le haubanage a deux fonctions : tenir et régler le mât. Par rapport à l'axe du bateau, le pataras et l'étais assurent un maintien longitudinal du mât, quand les haubans assurent le maintien latéral (Figure 1.18). Les haubans peuvent contribuer également au maintien longitudinal (section 1.2.2.3). Si le haubanage permet de limiter la flexion, il peut aussi la favoriser.

Le haubanage permet d'augmenter la raideur global du gréement à l'aide d'une précontrainte, qui équivaut à une mise en compression du mât. Pour assurer un maintien latéral malgré l'étroitesse du gréement, on peut multiplier les étages de barre de flèche.

1.2.2.3 Les barres de flèche

L'élanement de certains plans de voilure et la volonté de rentrer les points de tire des génois font que les haubans ont leurs cadènes très rentrées. Un angle minimum est nécessaire entre le mât et les haubans qui le supportent. En effet, seule la composante horizontale de la tension dans les haubans assure le maintien transversal du mât. Les barres de flèches ont alors une double action :

- écarter le hauban pour augmenter l'angle qu'il fait avec le mât et ainsi améliorer la triangulation,
- aider le mât à résister à la flexion en reportant sur le hauban une partie des efforts.

Situées de part et d'autre du mât, les barres de flèche exercent une force de compression sur ce dernier. Elles peuvent être alignées sur un axe transversal au mât et à la ligne de foi au bateau (les efforts de compression s'opposent) ou peuvent former un angle avec ce même axe (Figure 1.20) et sont dites "poussantes". Dans le cas de barres de flèche poussantes, la résultante des efforts de compression est dirigée vers l'avant du bateau et favorise le cintre du mât. Les haubans tirent également vers l'arrière et participent ainsi au maintien longitudinal de l'espar. Le gréement du J80 a des barres des flèches poussantes.

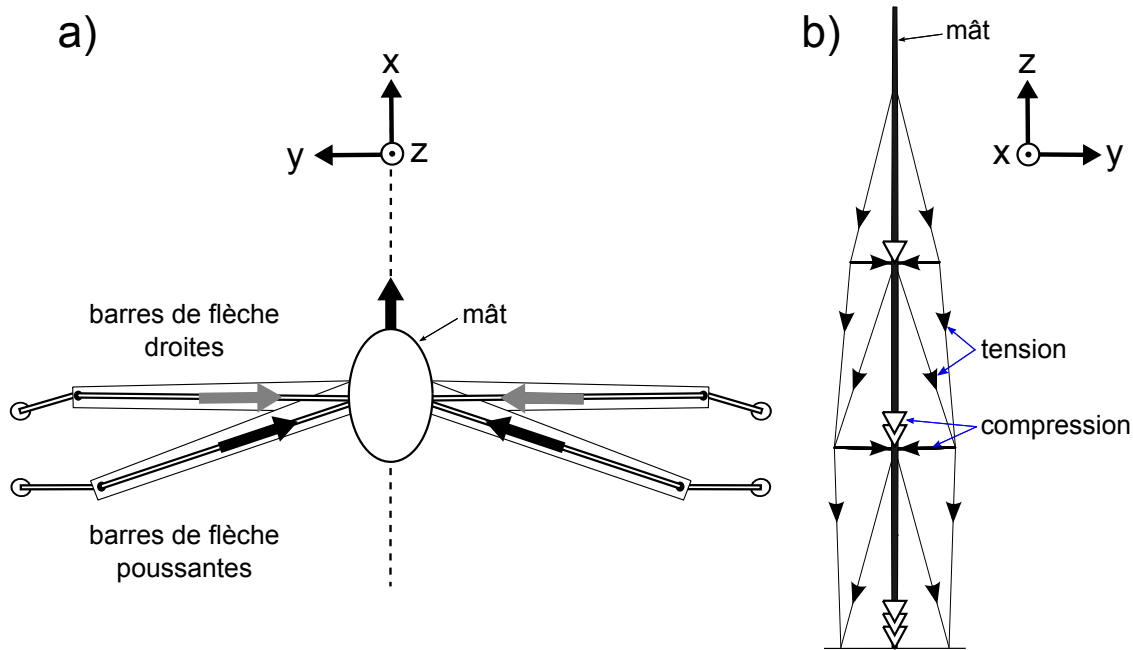


Figure 1.20 – a-Schéma d'un gréement avec des barres de flèches droites et des barres de flèches poussantes. b-Les efforts de tension sur le hauban résultent en un effort de compression sur le mât.

1.2.3 Réglage du mât

Le mât du J80 est une poutre posée dans les fonds sur un sabot, passant à travers le pont via l'étambrai et soumis aux tensions des haubans. La liaison entre le mât et l'étambrai peut être modélisée comme une liaison linéaire annulaire. Le mât du J80, est un gréement fractionné à deux étages de barres de flèche, un étai creux, trois haubans de chaque côté et un pataras. Ce type de gréement précontraint par la combinaison des tensions de haubans et des barres de flèche poussantes est caractérisé par un cintre de mât. Pour qualifier le cintre du mât nous définissons cinq paramètres illustrés sur la figure 1.21 : l'inclinaison du mât vers l'arrière appelée quête, la flèche maximale (*camber*), la position du creux (*draft*) et les angles entre les tangentes en tête et étambrai et la corde, ψ_{head} et ψ_{foot} . La position du creux est mesurée à partir de l'étambrai. Cette section a pour but d'exposer les moyens de modifier les paramètres géométriques du mât tels qu'ils sont utilisés pour la navigation.

1.2.3.1 Réglage de la quête

La quête du mât peut être modifiée selon le réglage souhaité pour le plan de voile et les conditions de navigation en ajustant la longueur d'étai par le ridoir placé en bas de l'étai. Le ridoir d'étai permet de modifier la longueur d'étai de 80mm (écart maximum entre les tiges filetées). Dans le cas du J80 utilisé pour les expériences, deux réglages de quête (qui ne sont pas les extréma) sont utilisés en régate :

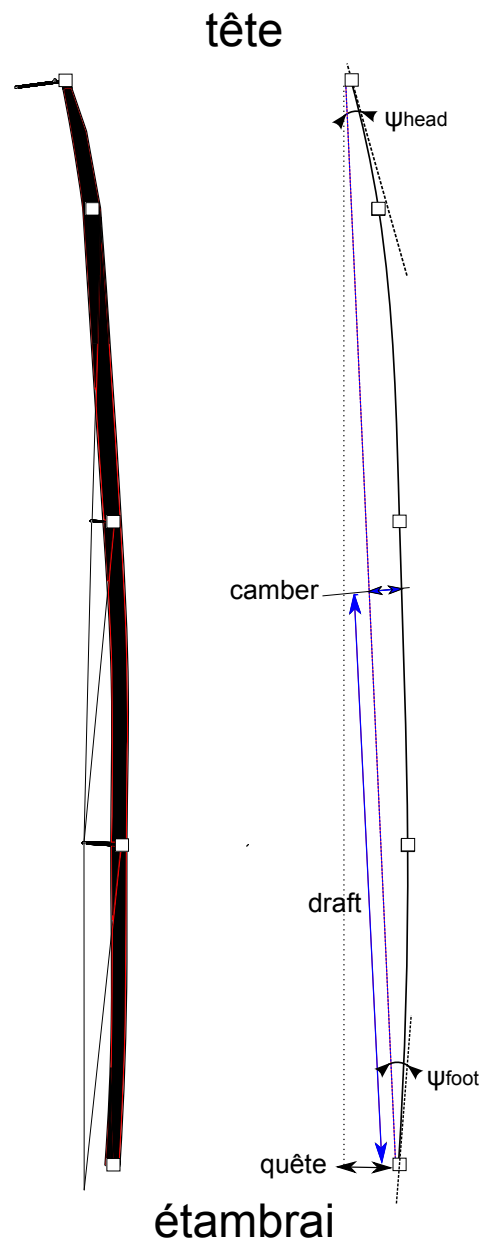


Figure 1.21 – Définition des paramètres géométriques caractérisant le cintre du mât

- étai court (écart entre les tiges filetées du ridoir d'étai=33mm). La quête est faible,
- étai long (écart entre les tiges filetées du ridoir d'étai=55mm). La quête est grande.

L'augmentation de la quête déplace le gréement vers l'arrière du bateau et donc décale le centre de poussée aérodynamique dans le même sens. Il en résulte un bateau plus ardent. D'une façon générale, la quête la plus importante est utilisée dans le vent fort et la quête la plus faible dans le vent léger. En pratique, les variations de quête sont généralement mesurées en notant la distance entre la tête de mât et le haut du tableau arrière (information relative permettant de voir l'évolution de la quête en fonction des réglages).

1.2.3.2 Réglage du cintre

Le cintre du mât est réglé après avoir fixé la quête. Le choix du cintre du mât dépend du rond de guindant de la grand-voile et du profil souhaité pour la grand-voile, adapté aux conditions de vent. Il intervient également sur la tension de l'étai, donc sur sa flèche et pour finir sur le profil du génois.

Plusieurs éléments interviennent dans le réglage du cintre du mât.

Les haubans et barres de flèches poussantes

La répartition des fonctions des haubans est la suivante :

- les galhaubans (V1) tiennent le mât sur le côté et en arrière en fonction du recul de leur cadène par rapport au pied de mât,
- les barres de flèche tiennent le dévers latéral et poussent le mât vers l'avant suivant leur longueur et leur ouverture,
- les intermédiaires (V2) tiennent le mât sur le côté et vers l'arrière et limitent le cintre avant dans la partie haute,
- les bas-haubans (D1) tiennent le mât latéralement et vers l'arrière et limitent le cintre avant.

Pour régler le cintre du mât, on met en tension les galhaubans, qui compriment les barres de flèche, lesquelles provoquent la flexion longitudinale du mât. On intervient alors sur la tension des bas-haubans et des intermédiaires pour bloquer le cintre en place.

Equilibre et précontrainte

Les effets des tensions dans le haubanage tendent vers un équilibre. En effet, la tension des galhaubans entraîne, par la poussée des barres de flèche, le centre et le bas du mât vers l'avant. Cela contribue à la tension des intermédiaires et bas-haubans. Inversement la tension des bas-haubans et des intermédiaires ramène les barres de flèche vers l'arrière et tend les galhaubans. On obtient ainsi un gréement précontraint sous le capelage, qui contribue à la tension de l'étai (Figure 1.22). Dans le cas du gréement du J80, le mât est à l'équilibre sans pataras.

Pied de mât et étambrai La flexion du mât est provoquée par le désalignement du capelage d'étai, de l'étambrai et du pied de mât. Il suffit donc de déplacer un de ces trois points pour modifier le cintre. Dans le cas du gréement du J80, le mât est en liaison linéaire annulaire avec

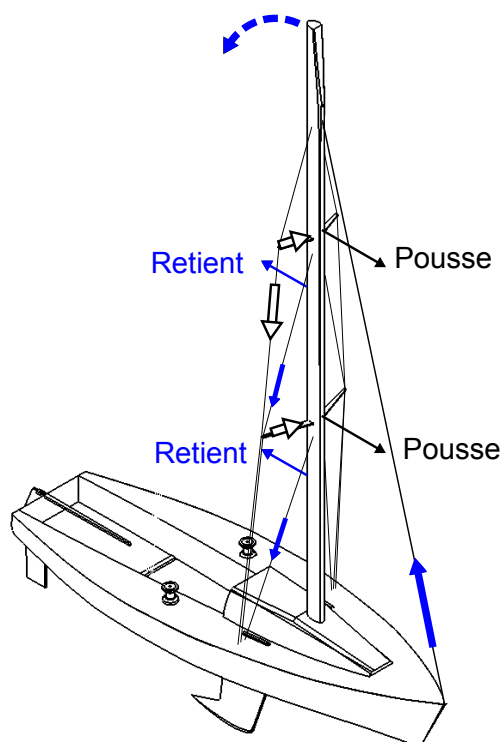


Figure 1.22 – Equilibre et prétension dans le gréement : 1- Les galhaubans compriment les barres de flèche qui cintrent le mât. 2- Le cintre raidit les intermédiaires et les bas-haubans. 3- L'étai est mis sous tension

l'étambrai. Pour une tension de haubans constante, on ne peut donc jouer que sur la longueur d'étai ou la position du pied de mât.

L'influence de la position du pied de mât et de la longueur d'étai est illustrée sur la Figure 1.23. Avec un étambrai fixe, le cintre augmente quand on recule le pied de mât ou quand on allonge l'étai. L'allongement de l'étai provoque également une augmentation de la quête.

Ajuster les tensions de haubans, la longueur d'étai et la position du pied de mât permet de donner au mât la quête et le cintre de base, appelé pré-cintre. La forme du mât varie ensuite en navigation selon le chargement et les actions sur les différents réglages dont le plus important est le pataras.

Le pataras

La Figure 1.23 illustre l'influence d'une traction en tête de mât dans le cas d'un gréement fractionné. Lorsque l'on prend du pataras, la section haute du mât pivote autour du point de capelage d'étai. Si les bas-haubans et les intermédiaires bloquent le cintre du mât vers le bas, le cintre ne se forme que dans la partie haute.

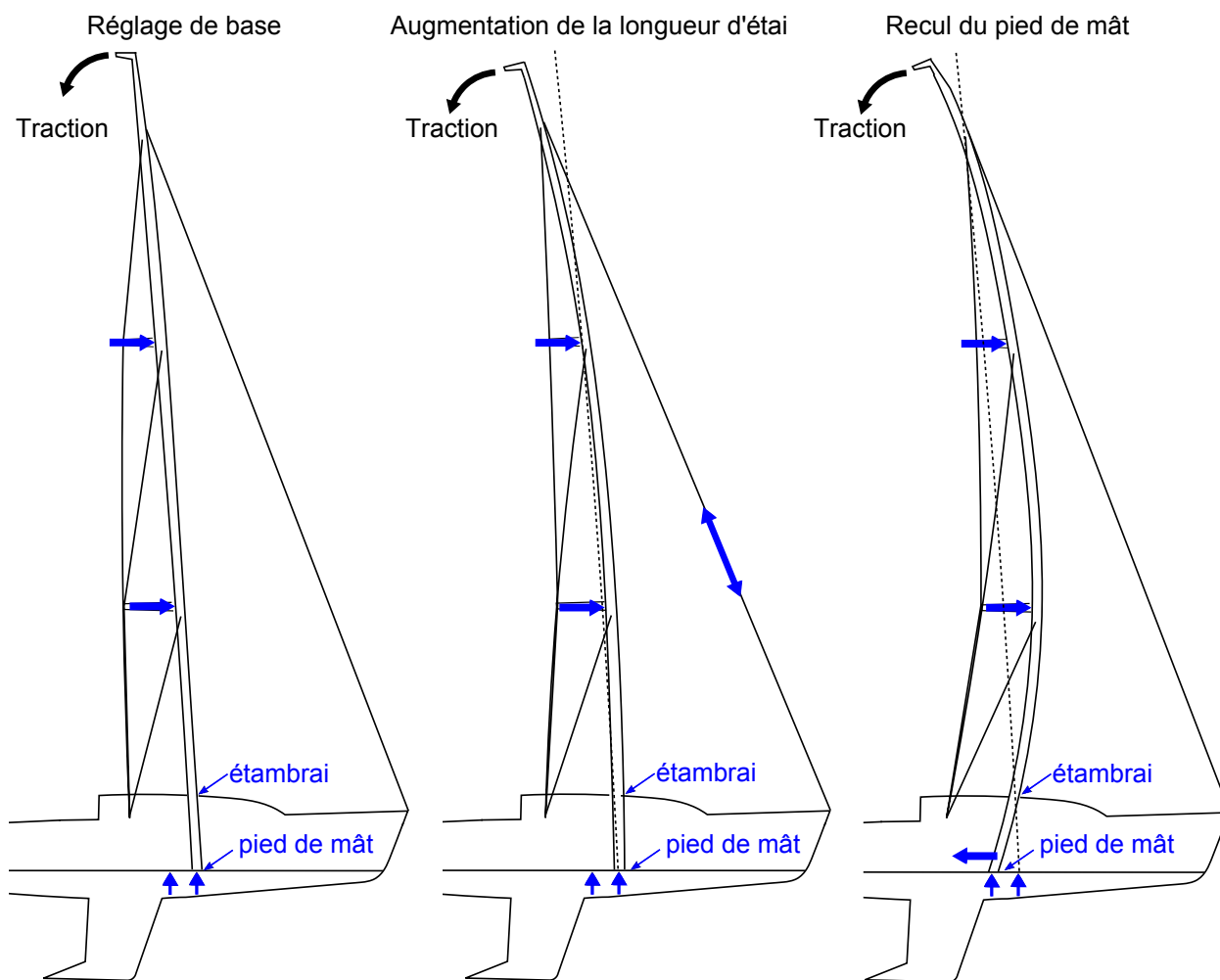


Figure 1.23 – Cintre du mât en fonction de la position relative du pied de mât, de l'étambrai et du point de capelage de l'étai.

La bôme

La bôme, par l'intermédiaire du hale-bas exerce une pression sur le mât. Les effets de cette pression sont d'autant plus sensibles que la tension est forte, que l'angle est fermé et que le vit-de-mulet est haut sur le mât. Le cintre dû à la bôme est situé dans la partie basse du mât.

1.2.3.3 Réglage du mât sur le voilier instrumenté

En pratique, le mât du J80 passe à travers l'étambrai et est posé sur son sabot de pied en fond de cale. L'étai, dont on a défini au préalable la longueur (et donc la quête), est mis en place. La référence pour le réglage est la mesure de l'écart entre les tiges filetées des ridoirs des haubans, relevé à l'aide d'un pied à coulisse. Les haubans sont alors mis sous tension en assurant une symétrie dans le profil du mât et dans les efforts des deux côtés. La symétrie du profil du mât est vérifiée

visuellement par l'observation du rail de guindant de grand-voile. La tension est relevée à l'aide d'un tensiomètre. Selon les conditions de vent rencontrées, les réglages sont modifiés pour mollir ou reprendre la prétension dans le gréement. Le changement de réglage se fait en modifiant la longueur de haubans par les ridoirs. Les modifications et les différences de longueur sont comptées en tours de ridoir(1 tour équivaut à 2 pas de vis, soit 2.1mm).

1.2.4 Le gréement courant

Enfin, le gréement courant englobe tous les éléments mobiles qui permettent de régler les voiles. Il comprend :

- l'écoute est un cordage qui relie le point d'écoute à l'ensemble de la coque. Il permet de régler l'angle d'ouverture de la voile par rapport à l'axe du bateau et la tension de la chute de la voile,
- La drisse permet de hisser la voile. Elle fait le lien entre le point de drisse et le haut du mât,
- le pataras est un système de manœuvre mobile fixé sur l'arrière, en opposition à l'étai. Il est composé d'un câble appelé pataras et de câbles appelés pattes d'oie qui forment un V avec le tableau arrière,
- le hale-bas est le système permettant de tirer vers le bas un espar, par exemple la bôme (le hale-bas intervient également dans le réglage du cintre de mât section 1.2.3),
- le cunningham est le bout qui passe par l'œillet de ris de fond, placé légèrement au-dessus du point d'amure d'une voile, permettant l'étaillage du guindant lorsqu'on ne souhaite pas agir sur la drisse,.
- la bordure est le bord inférieur de la voile et le cordage qui permet de régler la bordure de la grand-voile. Elle relie le point d'écoute de la voile à la poulie située en bout de bôme,
- le chariot n'agit pas directement sur la voile mais sur l'écoute en tant que point de tire. Cette poulie est en glissement sur un rail et permet de modifier l'angle que fait l'écoute avec la chute de la voile. Il y a généralement un chariot de grand-voile qui coulisse sur un rail perpendiculaire à l'axe du bateau et un chariot de génois sur un rail pratiquement dans l'axe du bateau.

Les éléments du gréement courant sont illustrés dans l'annexe A.

1.3 Les voiles

Le plan de voilure du J80 au près est composé d'un génois sur enrouleur et d'une grand-voile. Un spinnaker asymétrique est utilisé pour les allures de portant. La vue générale du plan de voilure est présentée sur la Figure 1.24. Cette section décrit succinctement les matériaux et les procédés utilisés pour la fabrication des voiles pour ensuite définir les notions de moule et de *flying shape*.

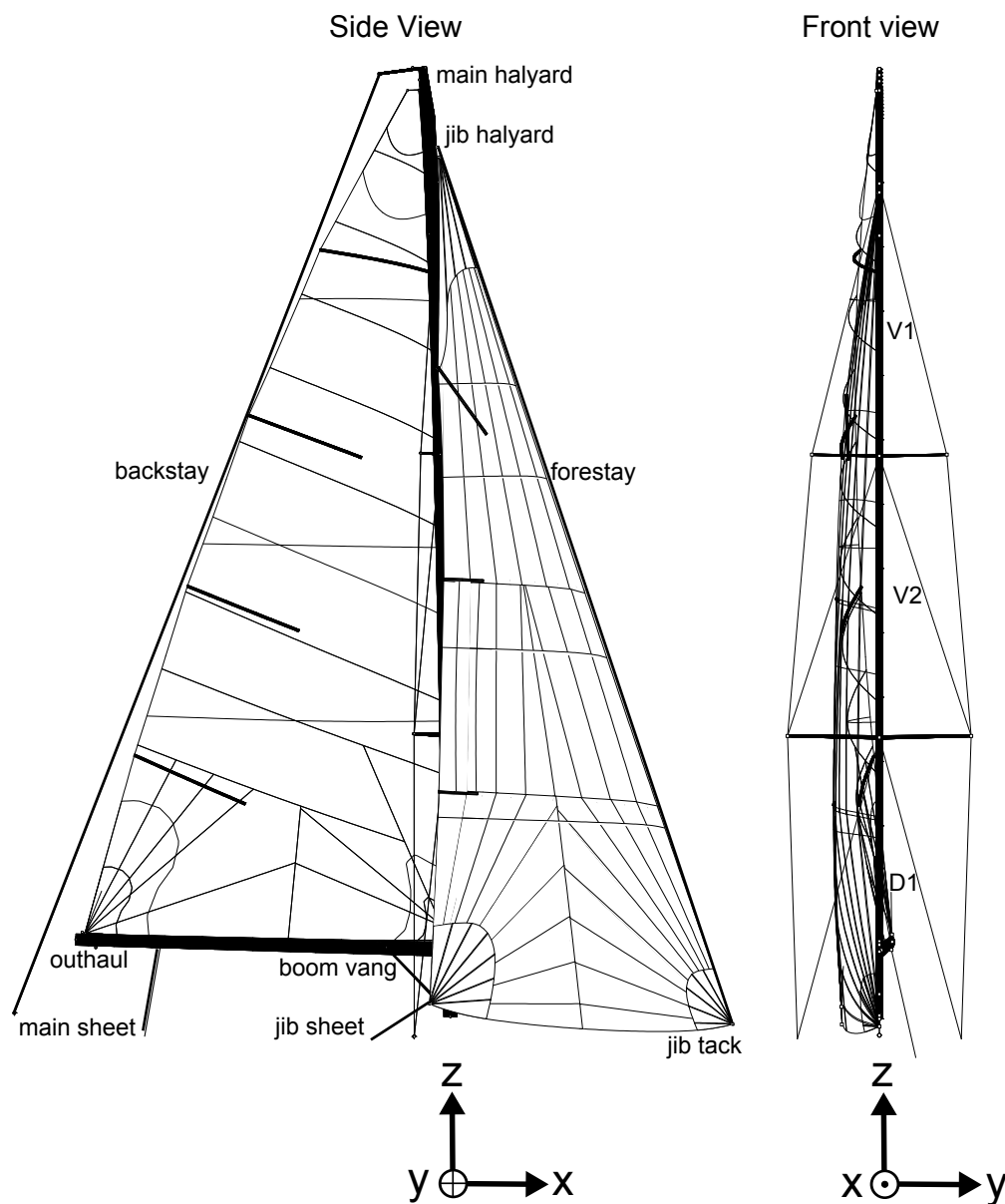


Figure 1.24 – Vue d’ensemble des voiles du J80 dessinées par la voilerie DeltaVoiles sur le logiciel SailPack. Les points de tension mesurés en mer sont définis en anglais

1.3.1 Les matériaux

Pour les voiles, on n’utilise aujourd’hui pratiquement plus que des fibres synthétiques :

- le Nylon : ce polyamide présente une excellente résistance à la rupture en raison d’une légère élasticité. Cette déformation élastique, bien que très faible, est suffisante pour rendre le Nylon inapte aux voiles de près. Le nylon est également sensible à l’humidité, pouvant provoquer un allongement jusqu’à 3%. L’usage est réservé aux voiles de portant, et dans le cas du J80, le spinnaker ;

- le polyester : commercialisé sous la marque Dacron, la ténacité de cette fibre permet son utilisation pour toutes les voiles ;
- les fibres dites "exotiques" : ce sont des fibres à haut module d'élasticité qui par leur raideur ne permettent pas un tissage suffisamment serré pour résister à la déformation du biais. Les complexes qui, par un film (souvent en Mylar), apportent la tenue dans le biais permettent l'utilisation de ces nouvelles fibres. On y trouve notamment les aramydes (Kevlar), les polyéthylènes (Spectra) ou le copolymère polyester/polyarylate comme le Vectran (le vectran est également appelé *Cuben Fiber*, dérivé obscur de *America*³ qui fut le premier à l'utiliser lors de la Coupe de l'America de 1992).

La grand-voile du J80 est fabriquée avec des panneaux de Dacron. Le génois est fabriqué avec un complexe Mylar et des fibres Kevlar.

1.3.2 Les tissus

Beaucoup de voiles sont fabriquées à l'aide de tissu (Nylon, Dacron...), dont les fils s'entrecroisent à angle droit. Cette structure orientée offre deux axes de résistances privilégiés suivant les fils de trame (largeur) et de chaîne (longueur). En revanche la résistance dans le biais est plus faible. Des essais de traction dans les trois directions sur des toiles Nylon sont décrits dans l'annexe G. Le comportement anisotrope du tissu influence fortement le choix d'orientation du tissu lors de la confection de la voile.

La différence de longueur entre le fil déformé par le tissage et le fil tenu rectiligne s'appelle l'embuvage. Dans une voile, on peut observer des fronces d'embuvage sur les zones de forte tension, comme par exemple le long du bord d'attaque d'une voile. Ces fronces signalent une déformation de la voile qui peut devenir résiduelle.

Pour limiter les glissements des fils les uns par rapport aux autres, les tissus peuvent être imprégnés de résine ou, pour les voiles de compétition, enduits (les voiles enduites marquent aux plis et demandent à être manipulées avec soin).

1.3.3 Moule et *flying shape*

1.3.3.1 *Flying shape*

La grande majorité des voiles sont constituées de l'assemblage de pièces de tissu appelés laizes. La forme recherchée peut être approchée de très près par la juxtaposition de panneaux. Le volume est donné par les pinces, assemblage d'une courbe et d'une coupe droite. On multiplie ainsi les liaisons sur les zones de forte courbure.

Le savoir-faire et la difficulté du maître voilier résident dans le fait de concevoir une voile en estimant son comportement futur en mer, sa forme en navigation ou *flying shape* et le bon maintien de la voile en navigation. L'idéal est de concevoir une voile qui se déforme peu. Dans cette optique, les maîtres voiliers élaborent les voiles en disposant les laizes de manière à ce que les fils soient alignés avec la direction principale des efforts.

1.3.3.2 Coupe

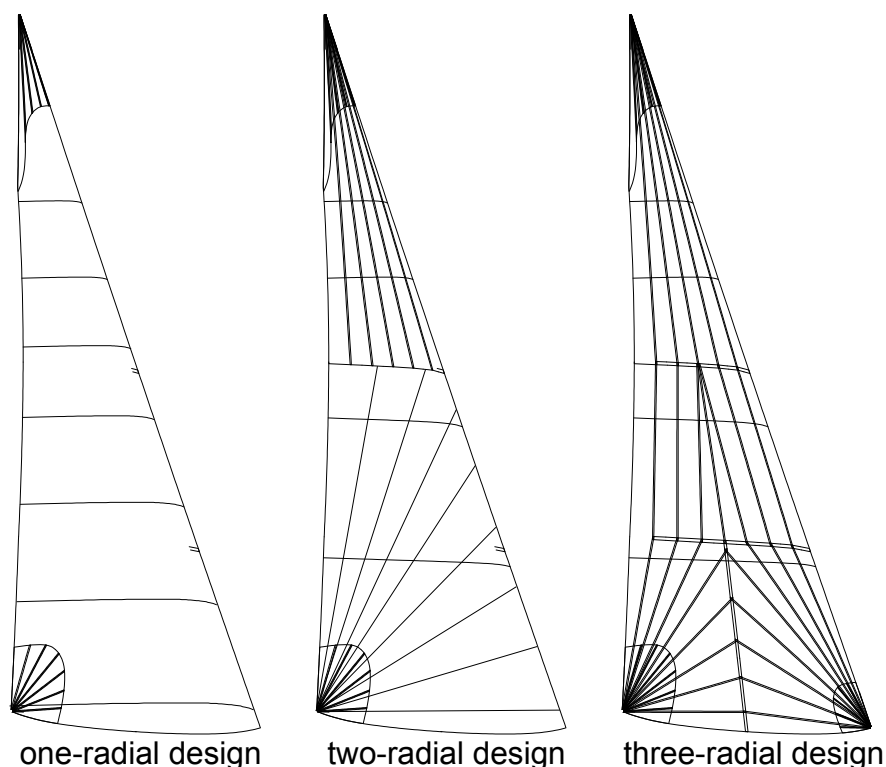


Figure 1.25 – Différentes coupes de voile pour un génois.

Suivant le matériau utilisé et le temps de confection, les dessins de forme et de construction sont différents. Trois types de voile sont définis suivant leur coupe, i.e. suivant l'orientation privil gi e des laizes (Figure 1.25).

Le type uni-radial, ou cross-cut, se caractérise par une seule orientation de laizes. La chaine du tissu est parallèle à la chute. Cette coupe, au c t peu élevé favorise le contrôle de la chute mais complique le réglage du creux. Le type bi-radial est caractérisé par deux orientations différentes des laizes, une orientation des laizes en " toile" autour du point d'écoute et une autre " toile" autour du point de drisse. Enfin le type tri-radial, caractérisé par trois orientations différentes, présente une orientation des laizes en étoile autour des trois points de tire. Le c t de cette coupe est beaucoup plus élevé à cause du temps de fabrication important, mais les fils sont disposés dans le sens des efforts, garantissant un minimum de déformation de la voile.

1.3.3.3 Laize

Un nombre important de laizes permet, en théorie, de mieux contrôler le volume lors de la confection de la voile. En pratique, plus on multiplie le nombre de laizes, moins les pinces sur

les laizes sont importantes et plus l'erreur de volume du *flying shape* par rapport au moule est susceptible d'être augmentée. Pour une grand-voile uni-radiale de J80, l'ordre de grandeur d'une pince est de 2mm. Dans le cas d'une voile tri-radiale, avec un grand nombre de laizes, la pince peut être de l'ordre de la précision de collage ou de couture.

1.3.4 Les confections modernes

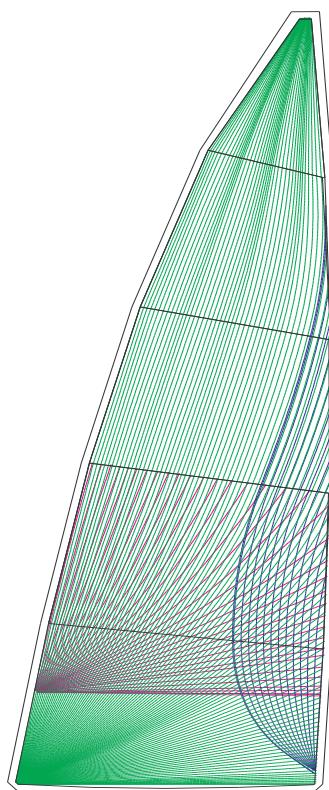


Figure 1.26 – Schéma de principe d'une voile orientée en D4 (image issue de la thèse de V. Bohé [bohé, 2005])

Les concentrations de déformations observées au niveau des jonctions a fait germer l'idée, dans les années 80, de considérer la voile dans son ensemble. Les premières voiles réalisées à partir d'une âme en film polyester ont permis de faire des voiles plus légères et avec des déformations plus homogènes. Le gain de poids était essentiellement dû à la quantité de fibres (8 à 10% du poids de la voile finie). Ces voiles délaminèrent rapidement à cause du fageage et des manutentions (un délaminage est un décollement de deux plis du complexe formé des différentes couches stratifiées).

1.3.4.1 Le D4

Peter Conrad et la voilerie « Sobstad » sont donc revenus aux modes de fabrication des voiles traditionnelles mais en utilisant comme matériaux du tissu laminé orienté. La voile est divisée en 3 à 6 zones qui constituent chacune une laize. Les panneaux sont fabriqués suivant les techniques de laminage mais les fils ne sont plus disposés parallèlement entre eux mais orientés et densifiés suivant les efforts. Le premier produit abouti et disponible à toutes les voileries est le D4 commercialisé par des Australiens (Figure 1.26). Cette technique permet de fabriquer des voiles avec un meilleur vieillissement et de conserver un bon contrôle de la valeur des pinces lors de la construction. Elle est utilisée pour les voiles de course au large.

1.3.4.2 Le 3DL

Le 3DL ou voile moulée en 3D a été inventé par le Suisse Jean-Pierre Baudet en 1990. C'est un procédé développé et protégé par la voilerie North Sails. Dans le cadre de cette technologie, la voile n'est pas créée à partir de panneaux plans assemblés par couture ou collage, mais moulée en 3 dimensions d'une seule pièce, sans aucune jonction. Le moule est constitué d'un plancher souple mis en forme par des vérins pneumatiques verticaux dont la hauteur est programmée de telle sorte que la surface déformable qui les recouvre reproduise la forme de moule de la voile.

Le moule mâle ainsi réalisé est recouvert de film polyester préencollé. La largeur des rouleaux étant limitée à environ 2m, ils sont déroulés les uns à côté des autres sur le moule avec environ 10mm de recouvrement. La forme du moule est reproduite par cet assemblage de films qui constitue la peau inférieure du composite final, Figure 1.27. Sur l'ensemble de la voile, les fils sont des structures continues sans coupure ni jonction, dans le sens et suivant la densité des efforts. De ce fait les charges sont réparties uniformément sur la surface de la voile qui conserve une déformation continue et homogène.

1.3.4.3 Le 3Di

Une voile 3Di est faite d'une membrane composite flexible fabriquée à l'aide de bandelettes pré-imprégnées, orientées dans de multiples directions puis moulées à chaud en 3D (Figure 1.28). La différence avec le 3DL consiste en l'utilisation de bandelette. Une bandelette 3Di est un drappage de filaments "détorsadés" puis étalés côte à côte, formant ainsi une bandelette très fine qui est ensuite pré-imprégnée d'adhésif puis déposée sur un papier protecteur. Les bandelettes servent à la confection de sections, qui sont elles mêmes assemblées sur le même moule 3D que les voiles 3DL. Les voiles 3Di n'ont pas de films, ce qui représente un gain de poids intéressant. Le procédé de fabrication des voiles 3Di est la propriété de la voilerie North Sail.



Figure 1.27 – Fabrication d'une voile 3DL (image issue du site www.northsail.com). Exemple d'orientation des fibres sur les voiles du catamaran Alinghi 5

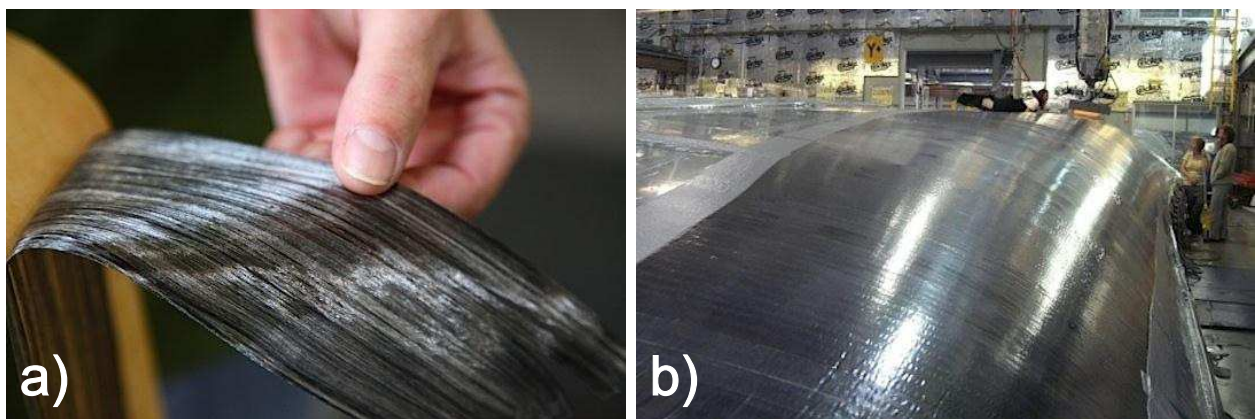


Figure 1.28 – a. Bandelette qui constitue les panneaux de 3Di. b. Fabrication d'une voile 3Di par assemblage de panneaux (images issue du site www.northsail.com).

1.4 Conclusion

Les études sur la dynamique du voilier nécessitent de prendre en compte les variations d'attitudes, les variations du vent apparent et les variations de géométrie du gréement.

Le gréement est un ensemble complexe d'éléments qui ont pour but de maintenir les voiles dans le vent et d'assurer le réglage et l'incidence des profils. Ces éléments ont des comportements mécaniques différents et interagissent dans l'équilibre du gréement. Leur caractérisation est donc nécessaire à la compréhension de la dynamique du voilier et la simulation des phénomènes aéro-élastiques.

Les voileries doivent appréhender les nouveaux matériaux et leurs caractéristiques mécaniques. Il ne s'agit plus de choisir son tissu sur un catalogue de fournisseur mais de dimensionner et orienter les fibres, cela dans le but d'obtenir une forme de voile en navigation ou *flying shape* la plus proche du moule de conception. Le design doit ainsi prendre en compte le chargement dynamique dans la voile dû aux sollicitations rencontrées en mer, mais également la déformation du gréement qui a une influence importante sur la forme des profils. Ces informations sont accessibles par la mesure des efforts en navigation ou par la simulation du problème aéro-élastique complet du gréement.

Sommaire

2.1 Modèles de structure : ARA	51
2.1.1 Repère global et local	51
2.1.2 Champs de déplacements	52
2.1.3 Déformations et contraintes	53
2.1.4 La matrice de comportement	54
2.1.5 Résolution du système	54
2.1.6 Résolution dynamique	56
2.1.7 Les modèles de plis	57
2.2 Les modèles de fluide	57
2.2.1 Modèle fluide parfait : AVANTI	57
2.2.2 Modèle RANS : ISIS	58
2.3 Couplage fluide structure	59
2.3.1 Algorithme de couplage	59
2.3.2 Transfert d'effort	61
2.3.3 Technique de déformation de maillage	62
2.4 Méthodologie de validation	63
2.4.1 Données d'entrée de ARAVANTI	63
2.4.2 Comparaison des données numériques et expérimentales	65
2.5 Conclusion	67

La recherche de performance, dans la conception et l'optimisation des voiliers de compétition, nécessite des études relatives à la modélisation de la mécanique prenant en compte la dynamique du voilier [Roux *et al.*, 2005]. Ces modèles ont une structure complexe à l'interface de deux fluides dont les problèmes hydrodynamiques, aérodynamiques et structurels sont fortement interdépendants et ont une physique fortement non linéaire. Dans notre approche, le problème hydrodynamique est pris en compte à travers les mouvements, imposés ou mesurés, mais n'est pas calculé. Modéliser l'interaction entre le vent, les voiles et le gréement sur un voilier est un problème complexe, car la qualité de la simulation dépend de la précision des deux modèles, fluide et structure, qui sont fortement interdépendants. De plus, les voiles sont soumises à des sollicitations instationnaires dues aux vagues, aux variations de vent, de cap ou aux réglages par exemple mais également parfois dues au caractère instationnaire de l'écoulement lui-même (turbulence atmosphérique).

Les travaux réalisés à l'IRENav avec la société K-Epsilon depuis plusieurs années concernent la modélisation numérique du problème aéroélastique par le couplage entre un code de calcul d'écoulement fluide parfait tridimensionnel instationnaire AVANTI, basé sur une méthode des singularités associée à une méthode particulière, et un code de déformation de structure. Deux approches sont développées parallèlement pour le code structure. La première est fondée sur une méthode originale de réseaux de fils particulièrement bien adaptée aux tissus orthotropes [Le Maitre *et al.*, 1998]. Le formalisme de ce modèle filaire est modifié pour prendre en compte la rigidité des surfaces souples dans le biais [Mounoury *et al.*, 2005, Mounoury, 2006]. Cette méthode est adaptée au calcul de la déformation des voiles à coupes orientées et les informations nécessaires à sa mise en œuvre (modules élastiques...) sont facilement accessibles. Cependant, l'utilisation croissante de matériaux de plus en plus sophistiqués dans l'élaboration des voiles "moulées" (3DL, D4...) a nécessité le développement par K-Epsilon d'un deuxième modèle de déformation de structure, ARA, qui est un modèle éléments finis reposant sur la théorie de la membrane avec des éléments à trois nœuds de type Constant Strain Triangle (CST) [Imbert, 1995]. Les derniers travaux sur le couplage IFS ont été développés dans la thèse de Durand [Durand, 2012].

Le problème des voiles pour les allures de portant est encore plus complexe car la structure est très souple et très légère, ce qui implique de fortes interactions avec le fluide (exemple : problème du bord d'attaque sur les spinnakers). De plus l'écoulement est souvent détaché des voiles et ces mêmes voiles sont sujettes à de grands déplacements. Un couplage dynamique spécifique est développé entre un code RANS de l'Ecole Centrale de Nantes pour le problème aérodynamique ISIS-CFD et le code structure ARA. Le problème IFS avec ISIS-CFD a été développé dans la thèse de Leroyer [Leroyer, 2004], son application aux corps élancés a été développée dans la thèse de De Nayer [De Nayer, 2008] et le couplage IFS sur membrane légère a été développé dans la thèse de Durand [Durand, 2012].

L'un des objectifs de ces travaux de thèse est le développement d'expériences dédiées à l'interaction fluide structure sur surface souple. La première expérience consiste en des mesures in-situ, sur un voilier instrumenté. On se limite dans ces mesures en mer à des conditions de près où l'écoulement est majoritairement attaché et les courbures et les incidences des profils sont modérés. Dans ce cas, une approche fluide parfait est justifiée. Les mesures sur voilier instrumenté peuvent donc être utilisées pour la validation du couplage de ARA et AVANTI. Au portant, l'écoulement sur les voiles est massivement décollé et les courbures et les incidences deviennent importantes. Un code fluide RANS est alors nécessaire. Au moment des travaux, les moyens de mesures sur le voilier instrumenté ne permettent pas de mesurer les voiles de portant et le couplage ARA-ISIS est en développement et pas encore opérationnel sur des géométries complexes (voilier). Une deuxième expérience, une voile oscillante, contrôlée en laboratoire est ainsi développée pour la validation du code ARA-ISIS avec une géométrie simple.

Le modèle structure ARA est présenté dans une première partie et la nécessité de bien déterminer les caractéristiques mécaniques et géométriques est mise en évidence. Les modèles fluides

sont ensuite brièvement mentionnés. Une troisième partie est consacrée à la procédure de couplage permettant d'assurer un avancement en temps des solutions dans les deux domaines. Enfin, la méthode de comparaison numérique-expérience est détaillée pour le couplage ARAVANTI.

2.1 Modèles de structure : ARA

Le modèle structure ARA est un modèle éléments finis composé de poutres (espars et lattes), de câbles (haubans et écoute) et de membranes (voiles).

Le modèle de structure membranaire permet de prédire la configuration d'équilibre d'une structure souple de faible épaisseur soumise à un chargement extérieur. Cela revient à déterminer les déformations de la structure, calculées à partir du champ de déplacement, qui conduisent à un ensemble de forces internes capables d'équilibrer les efforts extérieurs. Les grandeurs continues s'expriment en fonction de leurs valeurs aux nœuds à l'aide de fonctions de formes qui dépendent du type d'éléments finis. Le choix s'est porté sur l'élément CST (Constant Strain Triangular) à trois nœuds (9 degrés de liberté en 3D) sur lequel l'interpolation est linéaire. Cet élément impose également des états de déformation et de contrainte constante à l'intérieur de ses frontières. Les tenseurs des déformations et des contraintes ainsi que les forces internes sont calculés dans des repères locaux liés aux éléments. A l'aide de changements de repère et par assemblage des sous-systèmes matriciels, le système d'équations différentielles du problème complet s'écrit sous la forme d'un système matriciel exprimé et résolu dans le repère global.

2.1.1 Repère global et local

La structure étant de faible épaisseur et idéalement flexible, nous nous plaçons dans l'hypothèse des contraintes planes, i.e. les composantes en z de la contrainte sont nulles ($\{\sigma_3\} = \{0\}$). Pour chaque élément, un repère local $(O', \vec{e}'_x, \vec{e}'_y)$ noté \mathcal{R}' lui est lié, dans lequel les déformations et les forces internes de l'élément sont calculées. L'ensemble de la structure est quant à elle étudiée dans un repère global $(O, \vec{e}_x, \vec{e}_y, \vec{e}_z)$ noté \mathcal{R} .

La matrice $[\lambda_i]$ est la matrice de passage du repère local de l'élément i vers le repère global :

$$[\lambda_i] = \begin{bmatrix} i'_x & j'_x & k'_x \\ i'_y & j'_y & k'_y \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

avec (i'_x, j'_x, k'_x) et (i'_y, j'_y, k'_y) les coordonnées des vecteurs unitaires \vec{e}'_x et \vec{e}'_y dans le repère global.

La matrice de passage $[\Lambda_i]$, qui permet de transformer les vecteurs généralisés de la structure

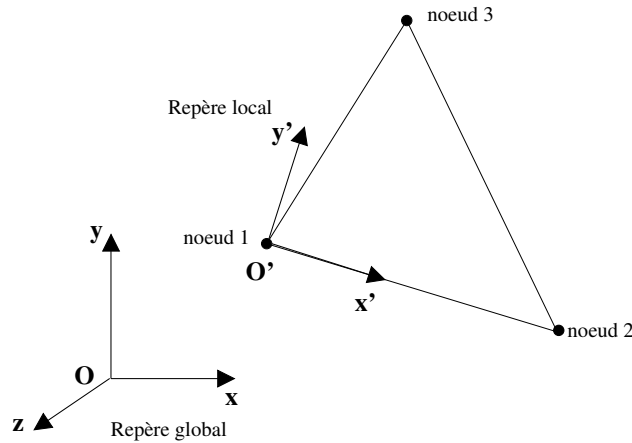


Figure 2.1 – Repère global et local d'un élément CST

exprimés dans le repère global en vecteurs généralisés de l'élément i exprimés dans le repère local, est construite à partir de la matrice $[\lambda_i]$. Soit N_p le nombre de nœuds, $[\Lambda_i]$ est de dimension $(6 \times 3 * N_p)$, et $[\lambda_i]$ de dimension (2×3) .

$$[\Lambda_i] = \begin{bmatrix} \dots & [0] & [\lambda_i] & [0] & \dots & [0] & [0] & \dots \\ \dots & [0] & [0] & [\lambda_i] & \dots & [0] & [0] & \dots \\ \dots & [0] & [0] & [0] & \dots & [\lambda_i] & [0] & \dots \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

2.1.2 Champs de déplacements

On considère un élément triangulaire CST comportant un nœud en chacun de ses sommets, indicé $i = 1, 2, 3$. L'ensemble des points de la surface triangulaire sont repérés dans le plan (O', x', y') par leur vecteur position courante $\vec{r}'(x', y')$ tel que :

$$\vec{r}'(x', y') = \vec{u}'(x', y') + \vec{r}'_0(x', y') \quad (2.3)$$

où $\vec{r}'_0(x', y')$ représente le vecteur position initial du point de coordonnées (x', y') et $\vec{u}'(x', y')$ son déplacement. Soit, $\{q'\}$ le vecteur des déplacements généralisés qui regroupe les composantes des déplacements aux nœuds exprimées dans le repère local :

$$\{q'\} = \{u'_{x'1} \ u'_{y'1} \ u'_{x'2} \ u'_{y'2} \ u'_{x'3} \ u'_{y'3}\} \quad (2.4)$$

Le vecteur des déplacements $\{u'\}$ peut être exprimé en fonction du vecteur des déplacements

généralisés $\{q'\}$,

$$\{u'\} = [N]\{q'\} \quad (2.5)$$

où $[N]$ est la matrice d'interpolation des déplacements sur les déplacements nodaux.

2.1.3 Déformations et contraintes

Les déformations peuvent maintenant être calculées à travers cette expression :

$$\{\epsilon'\}_e = [D']_e \{u'\}_e \quad (2.6)$$

où $[D']$ représente la matrice des opérateurs différentiels permettant de calculer les déformations en fonction des déplacements. Le vecteur des déplacements généralisés $\{u'\}_e$, des nœuds de l'élément e , est remplacé par l'expression de son champ approché :

$$\{\epsilon'\}_e = [D']_e [N']_e \{q'\}_e = [B']_e \{q'\}_e \quad (2.7)$$

$[B']$ est appelée matrice d'interpolation des déformations. On en déduit les contraintes $\{\sigma'\}$ en fonction des déplacements aux nœuds :

$$\{\sigma'\}_e = [C]_e \{\epsilon'\}_e = [C]_e [B']_e \{q'\}_e \quad (2.8)$$

$[C]$ représente la matrice de comportement de la structure. Ces déformations et contraintes sont exprimées dans le repère local. Elles sont uniformes sur l'ensemble de l'élément.

La matrice de rigidité a pour expression :

$$[K']_e = h A_e [B']_e^T [C]_e [B']_e \quad (2.9)$$

avec h et A_e , l'épaisseur et l'aire de l'élément. A ce stade, nous pouvons écrire les forces internes de l'élément dans le repère local :

$$\{F'\}_e = [K']_e \{q'\}_e \quad (2.10)$$

avec

$$\{q'\}_e = \{X'\} - \{X'_{initial}\} \tag{2.11}$$

La matrice de rigidité joue un rôle important. Elle permet d'exprimer directement l'énergie de déformation et les forces internes en fonction des déplacements.

2.1.4 La matrice de comportement

Les tissus modélisés sont un assemblage de familles de fils maintenus par des films isotropes. La matrice de comportement $[C]$ du tissu se construit en sommant les matrices de comportement élémentaires associées à chacune des "sous-structures" composant le tissu (Figure 2.2). La matrice $[C^*] = h[C]$ est utilisée, car elle est plus adaptée aux calculs de voiles. En pratique, les déformations des voiles restent inférieures à 1%, on utilise donc une matrice de comportement identique pendant tout le calcul. Cela suppose que les angles entre les fibres ne changent pas et que tous les matériaux restent dans leur domaine linéaire.

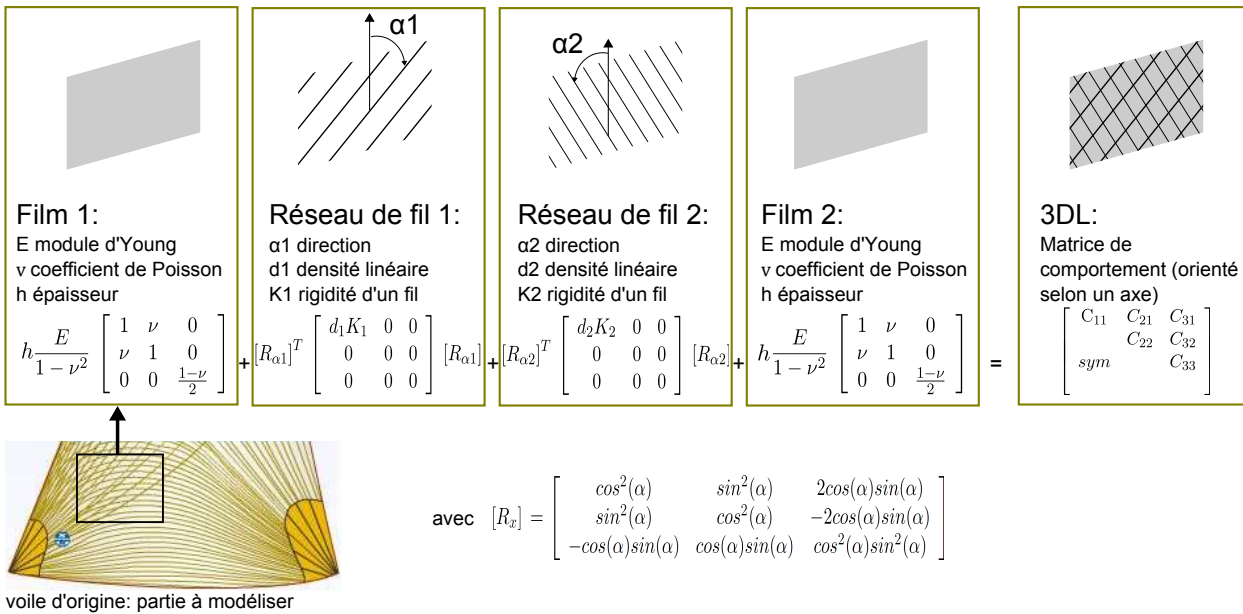


Figure 2.2 – Exemple de calcul de la matrice de comportement pour une voile de type 3DL ou D4

2.1.5 Résolution du système

Pour un système linéaire, le système matriciel exprimant l'équation d'équilibre d'une structure soumise à un ensemble de forces nodales extérieures $\{F'_{ext}\}$ s'obtient en appliquant le 1^{er} théorème

de Castigliano sur l'énergie de déformation $\{W_D\}$:

$$\{F_{ext}\} = [K] \{q\} = \sum_{i=1}^{N_e} [\Lambda_i]^T [K']_i [\Lambda_i] \{q\} \quad (2.12)$$

$\{F_{ext}\}$ est ici le vecteur forces extérieures généralisées, $\{q\}$ le vecteur des déplacements généralisés et $[K]$ la matrice de rigidité de l'ensemble de la structure obtenue en assemblant les matrices de rigidité $[K']_i$ de chaque élément composant la structure. La résolution de ce système permet de déterminer $\{q\}$.

Dans le cadre de problèmes non linéaires, la résolution de l'équation d'équilibre précédente n'est pas immédiate. En effet $[K]$ dépend du vecteur des déplacements généralisés $\{q\}$. Le système est résolu par une méthode itérative décrite sur la Figure 2.3 :

Le vecteur résidu $\{Residu\}$ correspond aux efforts résiduels aux nœuds de la structure. Il tend vers 0 lorsque l'on tend vers l'équilibre. Le coefficient de relaxation ζ permet de modérer l'ensemble des déplacements apportés à la structure.

Le vecteur des déplacements généralisés $\{q\}^k$ représente le déplacement des nœuds de la structure entre les itérations $k - 1$ et k et non le déplacement des nœuds entre la configuration courante $\{X\}^k$ et la configuration initiale $\{X_{initial}\}$. Il est calculé en fonction des efforts résiduels.

2.1.6 Résolution dynamique

Pour l'étude dynamique, les termes d'accélération sont discrétisés par un schéma d'interaction de Newmark qui est fondé sur méthode itérative de prédiction-corrrection. Si on dérive l'équation de l'équilibre des forces

$$\sum F = \{Residu\} \quad (2.13)$$

comme une fonction de la position, de la vitesse et de l'accélération, on obtient dans un schéma de type Newton :

$$[K] = \frac{\partial R}{\partial x} \quad (2.14)$$

$$[D] = \frac{\partial R}{\partial \dot{x}} \quad (2.15)$$

$$[M] = \frac{\partial R}{\partial \ddot{x}} \quad (2.16)$$

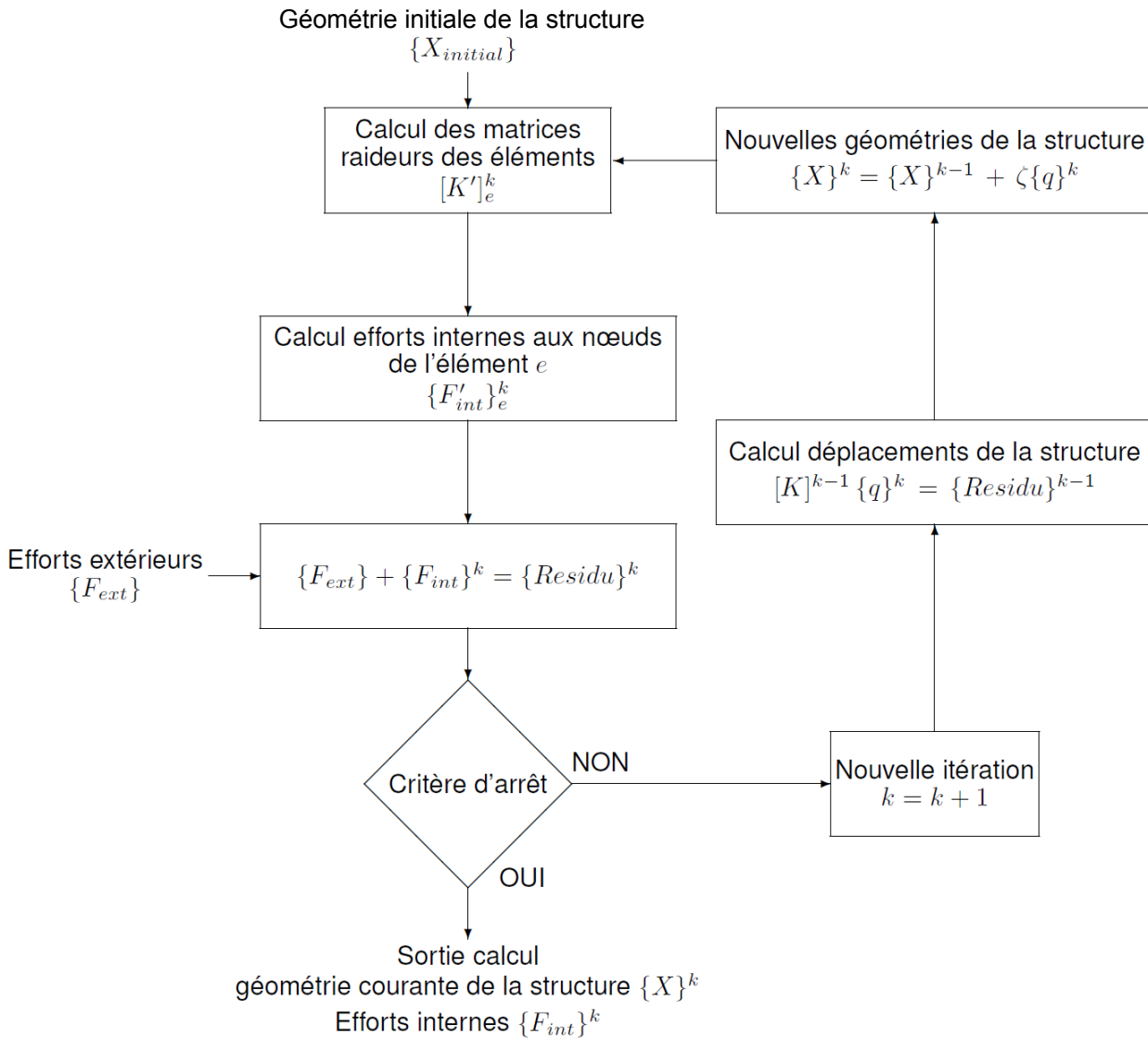


Figure 2.3 – Méthode itérative de résolution de l'équation d'équilibre dans la structure

avec $[M]$ la matrice de masse, $[D]$ la matrice d'amortissement et $[K]$ la matrice de rigidité.

Il faut lier la correction q à ces variables :

$$[\bar{K}] = \frac{\partial x}{\partial q} [K] + \frac{\partial \dot{x}}{\partial q} [D] + \frac{\partial \ddot{x}}{\partial q} [M] \quad (2.17)$$

On obtient alors

$$[\bar{K}] \cdot q = \{Residu\} \quad (2.18)$$

C'est la méthode de Newmark qui va permettre, en décrivant l'avance en temps des variables, de lier les variables entre elles et donc de pouvoir résoudre le système. L'équation 2.17 devient :

$$[\bar{K}] = [K] + \frac{\gamma}{\beta \Delta t} \cdot [D] + \frac{1}{\beta \Delta t^2} \cdot [M] \quad (2.19)$$

$$[\bar{K}] \cdot q = R \quad (2.20)$$

$$(2.21)$$

Ce schéma est d'ordre deux en temps si $\gamma = \frac{1}{2}$ et stable si $\beta = \frac{1}{4}$. L'accélération est prédite pour le premier pas de temps. En pratique, on utilise la valeur antérieure ou on fixe l'accélération à 0. La méthode de Newmark donne de très bon résultats pour les problèmes linéaires. Pour les problèmes à fortes linéarité, le modèle de Newmark-Bossac est préféré [Durand, 2012].

2.1.7 Les modèles de plis

Les plis sont pris en compte, d'une part, en minimisant l'énergie élastique (qui dépend du maillage), et d'autre part, en annulant les contraintes de compression dans certaines zones. En effet, lors d'une forte traction sur un tissu, des plis de compression apparaissent. Ces plis qui naissent de l'instabilité interne entre les efforts de compression et de flexion, sont assimilables à un flambement. Dans l'hypothèse d'un matériau sans rigidité de flexion, le tissu ne supporte aucune compression : il se plisse. Les plis étant de longueur d'ondes infiniment petite, un modèle simple est utilisé pour simuler ces plis et donc le comportement unilatéral du tissu. Pour vérifier l'état de compression du tissu, la matrice du tenseur des contraintes $[\sigma^*]$ est utilisée à partir de :

$$\{ \sigma^* \} = [C^*] (\{ \epsilon \} + \kappa \{ n_1 \}) \quad (2.22)$$

avec κ la quantité de plis et n_1 la direction des plis.

Dans l'analyse des membranes, qui peuvent être partiellement *plissé* ou *froissé* (complètement détendu), il faut déterminer à chaque point de calcul l'état de plis de la membrane : *tendu*, *plissé* ou *froissé*.

On définit les critères de plissement :

$$\sigma_{\min} > 0 \Rightarrow \textit{tendu} \quad (2.23a)$$

$$\varepsilon_{\max} > 0, \sigma_{\min} \leq 0 \Rightarrow \textit{plissé} \quad (2.23b)$$

$$\varepsilon_{\max} \leq 0 \Rightarrow \textit{froissé} \quad (2.23c)$$

2.2 Les modèles de fluide

2.2.1 Modèle fluide parfait : AVANTI

La modélisation de l'écoulement est fondée sur la *Vortex Lattice Method* (VLM). Cette méthode est adaptée aux écoulements externes où les tourbillons existent seulement à la surface et dans le sillage. C'est le cas des surfaces portantes où la couche limite turbulente le long de la surface et le sillage formé par les lâchers tourbillonnaires le long du bord de fuite sont représentés respectivement par une distribution en une surface de doublets et en une nappe tourbillonnaire. De manière générale, cette méthode est composée de deux parties : un modèle de corps portant et un modèle de sillage. Ces deux modèles sont couplés sur la base de la condition de Kutta, qui est dérivée des équations de la cinématique et de la dynamique le long des lignes de séparation. Habituellement, ces lignes sont réduites au bord de fuite bien que des situations plus complexes soient parfois considérées. A part lors de l'écriture de cette condition de Kutta, l'écoulement est considéré comme parfait. La résolution autour de la surface portante est traitée par une méthode des singularités [Hauville et Roux, 2003] : la surface du corps portant est modélisée par des panneaux rectangulaires qui satisfont les conditions potentielles de glissement. Dans ce cas, on associe à chaque panneau un doublet d'effort. Les forces sur le doublet sont ajustés en imposant que la composante de la vitesse normale à la surface tende vers zéro au point de contrôle. Cette méthode requiert de ne mailler que la surface de l'obstacle et non l'ensemble du domaine de l'écoulement. Cependant, le traitement du sillage peut rapidement devenir coûteux, car l'évaluation, d'une part, des vitesses et déformations de chaque particule, et d'autre part, de l'intensité des particules émises au bord de fuite à chaque pas de temps peut engendrer un nombre de points de calcul très important. Afin de réduire ce temps de calcul, une technique de coalescence des particules décrivant le sillage est mise en œuvre .

Le sillage est modélisé avec l'hypothèse de la méthode particulaire développée par Rehbach [Rehbach, 1977, Charvet *et al.*, 1996, Charvet, 1991] et ensuite Huberson [Huberson, 1986]. D'après cette méthode, la nappe de sillage est discrétisée sous forme de particules tourbillonnaires. Elles sont suivies au cours de leur mouvement par une méthode lagrangienne. La vorticité de chaque particule doit satisfaire l'équation de Helmholtz.

Le fluide est supposé être parfait, ce qui objectivement limite la validité du modèle à des écoulements attachés. C'est majoritairement le cas de l'écoulement sur les voiles d'un bateau naviguant au près ce qui correspond à un écoulement à faible incidence et des profils à faible courbure.

2.2.2 Modèle RANS : ISIS

Le code de calcul d'écoulements fluides ISIS-CFD, développé par l'EMN (Equipe de Modélisation Numérique) du Laboratoire de de Mécanique des Fluides de l' cole Centrale de Nantes,

résout les équations de Navier Stokes en moyenne de Reynolds pour des écoulements incompressibles, turbulents et instationnaires (URANS) [Leroyer, 2004, De Nayer, 2008, Durand, 2012]. Le code repose sur une méthode de Volumes-Finis généralisée à des maillages non-structurés qui traitent naturellement des volumes de contrôle de forme quelconque, i.e. limités par un nombre arbitraire de faces constituantes. Cela offre la possibilité de simuler des écoulements sur des géométries complexes.

Un schéma centré est utilisé pour les termes de diffusion et les flux de convection sont calculés via un schéma type *Gamma Differencing* (GDS) [Jasak *et al.*, 1999] à travers une analyse du type *Normalized Variable Diagram* (NVD). Ce schéma respecte la monotonie locale et le critère de convection aux limites. Le champ de vitesse est obtenu à partir de l'équation de quantité de mouvement et le champ de pression est obtenu à partir du principe de conservation des masses, ou équation de continuité, transformé en équation de pression. Le couplage de ces équations non-linéaires est résolu, de manière séparée, par un algorithme de type SIMPLE. Une discrétisation temporelle de second ordre à trois niveaux implicites est formellement utilisée. Les intégrales sur les surfaces et les volumes sont calculées par une approximation du second-ordre. Dans le cas d'un écoulement turbulent, l'équation de transport des variables modélisées est discrétisée et résolue selon les mêmes principes.

Le problème du mouvement des corps à grandes déformations est géré par une formulation ALE [Leroyer et Visonneau, 2005]. L'idée du principe ALE consiste à adopter un point de vue hybride : la structure garde son point de vue Lagrangien, alors que le fluide a un point de vue assez arbitraire ; il n'est lié ni à une position fixe, ni à la particule. Il est fait d'un côté pour suivre l'interface, où l'on peut considérer que l'approche Lagrangienne est respectée, et le reste du maillage est libre [Leroyer *et al.*, 2008]. L'objectif est plus de respecter des critères de qualité de maillage plutôt que de suivre la physique des phénomènes.

Les calculs avec surface libre sont gérés par une méthode de capture d'interface [Queutey et Visonneau, 2007].

ISIS-CFD a déjà fait l'objet de campagnes de validation dans le domaine de l'hydrodynamique navale [Guilmineau *et al.*, 2008] et lors de projets européens (EFFORT, Virtue...). Les fonctionnalités du code, particulièrement en ce qui concerne les déplacements, en font un outil adapté pour étudier la problématique des voiles.

2.3 Couplage fluide structure

Le principe et les algorithmes de couplage développés par la société K-Epsilon [Durand, 2012] pour les codes IFS ARAVANTI et ARA-ISIS sont détaillés. La procédure de transfert d'effort et la technique de déformation de maillage développée pour le couplage ARA-ISIS sont succinctement décrits.

2.3.1 Algorithme de couplage

Le couplage des deux problèmes exprime les effets de l'interaction. Les équations de couplage sont de deux types. Les équations cinématiques imposent la continuité de la vitesse normale des milieux fluide et solide sur l'interface dans sa configuration déformée. Les équations dynamiques décrivent la continuité de l'effort normal sur l'interface : les efforts extérieurs exercés sur la structure sont les efforts aérodynamiques exercés par le fluide parfait sur sa frontière (efforts de pression). Dès lors, le problème complet s'écrit sous la forme d'un ensemble d'équations non linéaires qui peuvent être intégrées dans le temps par une méthode itérative (Figure 2.4). L'algorithme est structuré en trois boucles hiérarchiques. Le plus haut niveau correspond à la boucle temporelle. La deuxième, notée sur la figure comme la boucle IFS (*FSI loop*), résout les non-linéarités du problème fluide. Dans le cas d'un calcul IFS, la boîte en pointillé (Figure 2.4) est rajoutée. Elle contient la résolution du problème structure.

Il est nécessaire de satisfaire exactement l'ensemble des contraintes de compatibilité (continuité géométrique, continuité des vitesses et des contraintes au travers de l'interface) à chaque pas de temps au vu de la grande flexibilité du milieu solide et de la faiblesse du nombre de masse, rapport entre les masses volumiques fluide et solide, qui donne de l'importance à l'effet de masse ajoutée. De plus, il existe des modes de déformation (souple) n'introduisant pas de variation de l'énergie élastique. Les solutions doivent donc être calculées sur les domaines fluide et solide compatibles de façon totalement implicite [Wucher *et al.*, 2006]. L'intégration implicite des équations sur un pas de temps est en général difficile et coûteuse en raison des non-linéarités intrinsèques des problèmes fluide et solide, et de la non-linéarité géométrique de l'interaction : les équations doivent être résolues sur des domaines dont les géométries sont inconnues. Les temps caractéristiques fluide τ_f et solide τ_s sont en général différents. $\tau_f = L/U$ où U est un ordre de grandeur de la vitesse du fluide et L la longueur caractéristique de l'interface fluide/solide et $\tau_s = 1/f$ où f est une fréquence caractéristique du mouvement de l'interface dans le vide (fréquence propre). Le temps caractéristique τ_i résultant de l'interaction est minoré par le plus petit des temps caractéristiques précédents. Pour notre structure légère (force d'inertie de la structure largement inférieure aux forces d'inertie du fluide qui l'entoure), le couplage numérique peut diverger très rapidement. Une possibilité est de sous-relaxer la solution ($\zeta = 0, 1$) de manière à éviter la divergence du processus, ce qui augmente considérablement le temps de calcul. L'idée originale de Durand est d'introduire le Jacobien des efforts fluide à l'interface dans le code structure, ce qui permet d'assurer une convergence optimale [Durand, 2012]. La simplification

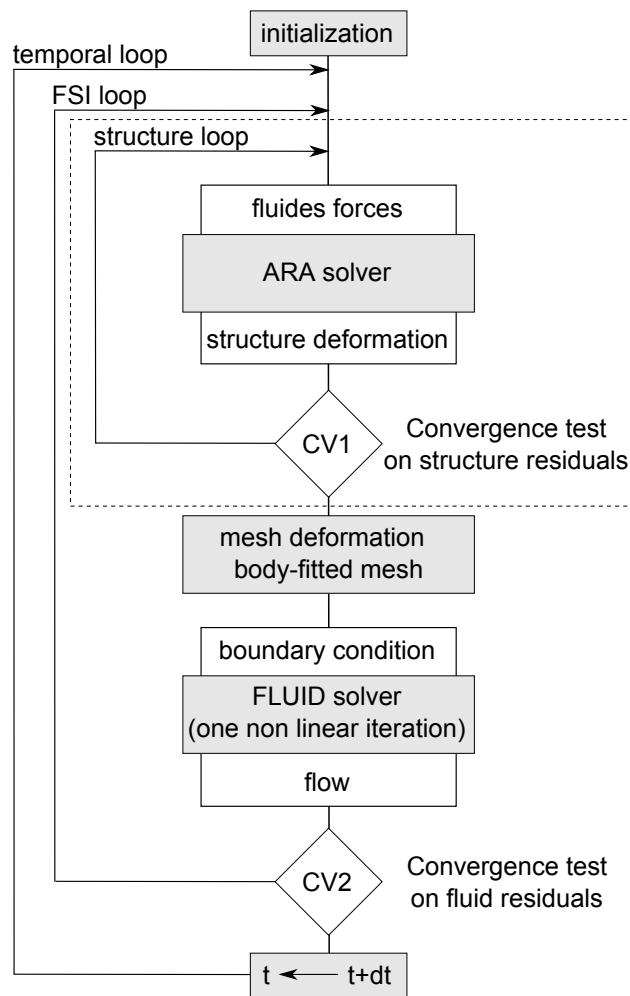


Figure 2.4 – Schéma de couplage implicite entre ARA et le code Fluide [Durand, 2012]

du Jacobien peut être assimilée comme la masse ajoutée surfacique. Cette masse ajoutée surfacique exprimée en $kg.m^{-2}$ est obtenue par le calcul de la différence de pression (P) pour une accélération unitaire (\vec{a}) normale à la facette en chaque point de contrôle :

$$[A_{masse}] = \frac{\partial P_j}{\partial a_i}$$

De cette manière, nous pouvons décomposer la pression en une composante statique p_0 du point de vue de la structure et une pression dynamique :

$$p_{dyn} = -\vec{a} \cdot \vec{n} \cdot A_{masse}$$

avec \vec{n} la normale à la facette. Ainsi, dans le code structure, le calcul des forces de pression devient :

$$d\vec{F}_{pression} = dS \cdot (p_0 - \vec{a} \cdot \vec{n} \cdot A_{masse}) \vec{n}$$

ce qui permet d'améliorer le conditionnement de la matrice de rigidité globale et stabiliser les calculs.

2.3.2 Transfert d'effort

Malgré le fait que les maillages structure et fluide soient générés à partir de la même géométrie, il est nécessaire d'extruder la géométrie de la surface pour obtenir une limite appropriée pour le maillage fluide, attendu que le maillage structure n'est composé que de surfaces 3D. De plus, la procédure de maillage n'est pas identique pour les deux domaines, tout comme la localisation de l'information (les variables de la structure sont situées sur les nœuds, quand les variables du fluide sont situées au centre de la maille). Les efforts fluide appliqués sur chacune des faces sont alors redistribués de manière conservative. La première étape consiste à séparer les faces fluide qui coupent les faces structure. Les forces fluide sont alors pondérées en fonction de leurs aires d'application respectives. Ensuite, la distribution des forces est diffusée à travers les nœuds des éléments de la structure considérée (Figure 2.5). Cette étape est effectuée en écrivant l'équilibre des forces et des moments.

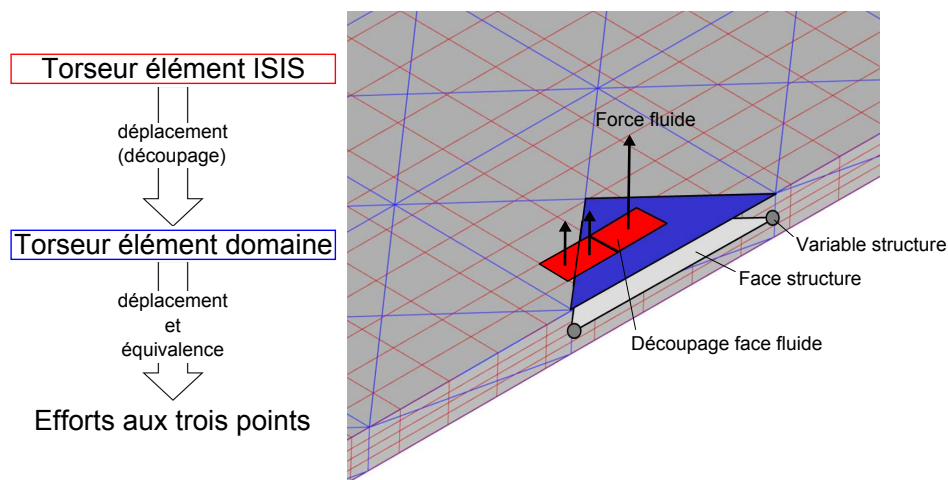


Figure 2.5 – Procédure de transfert des forces illustrée pour le couplage ARA-ISIS [Durand, 2012]

2.3.3 Technique de déformation de maillage

Dans le cas du couplage ARA-ISIS, le maillage du fluide justifie le développement de techniques de déformation pour garder un maillage adapté à la géométrie étudiée pendant ses mouvements (Figure 2.6).

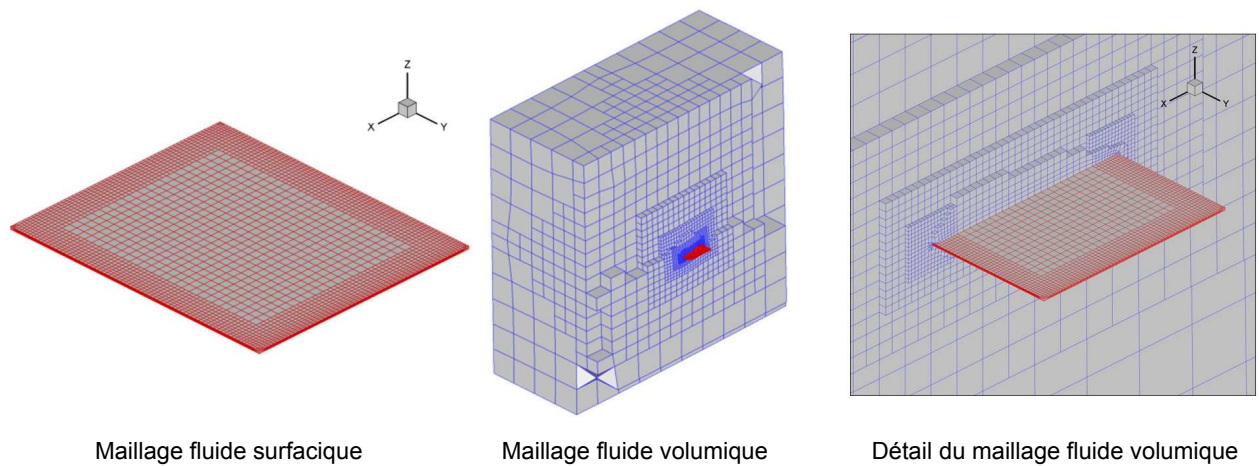


Figure 2.6 – Intégration du maillage fluide surfacique dans le domaine fluide volumique [Durand, 2012]

L'une des ces techniques est fondée sur une approche en pseudo-structure pour élaborer une stratégie de maillage consistant, robuste et non-structuré. Le domaine fluide est considéré comme une structure solide avec un comportement élastique linéaire, obéissant à des équations de structure qui sont linéarisées et utilisées même pour les grandes déformations. Le comportement local non-uniforme et orthotropique permet de contrôler la qualité du maillage et d'améliorer la robustesse. Cette méthode n'est appliquée qu'une seule fois par pas de temps, quand les déformations sont significatives.

A l'intérieur de la boucle IFS, une technique de pondération analytique est développée pour ajuster la nouvelle géométrie de la structure au domaine fluide, pour ensuite récupérer un maillage structure avec un temps CPU négligeable. Elle est fondée sur l'extension d'une technique de pondération adaptée au corps rigide et les éléments de type poutre. L'idée est de diffuser dans le domaine fluide le mouvement rigide de chaque face du fluide du corps, couche par couche. La notion de couche est définie à l'initialisation de la simulation en utilisant un critère basé sur le chemin le plus court pour atteindre la face. Après cela, le déplacement calculé de chacun des nœuds est pondéré par un coefficient d'amortissement qui tend vers zéro en s'éloignant du corps.

2.4 Méthodologie de validation

Cette section se concentre sur la procédure de comparaison numérique-expérience du modèle ARAVANTI à partir des mesures effectuées sur le voilier instrumenté. La procédure de validation développée pour le couplage ARA-ISIS est décrite dans le chapitre 6 avec l'expérience en laboratoire de la voile oscillante.

Le couplage du code IFS ARAVANTI fait l'objet d'une campagne de validations expérimentales. La démarche de comparaison numérique/expérience demande de définir, au préalable, les informations nécessaires aux codes de calcul et celles sur lesquelles va porter la comparaison. Le choix est fait de se focaliser sur les formes des voiles en navigation et *flying shape*, les efforts dans le gréement. Le modèle ARAVANTI reçoit donc comme entrée pour son calcul les données mesurées en mer. Les caractéristiques mécaniques et géométriques du gréement et du tissu, ainsi que la forme de conception de la voile appelée moule de design sont également renseignées. La méthode de comparaison des données numériques et expérimentales est décrite sur la Figure 2.7.

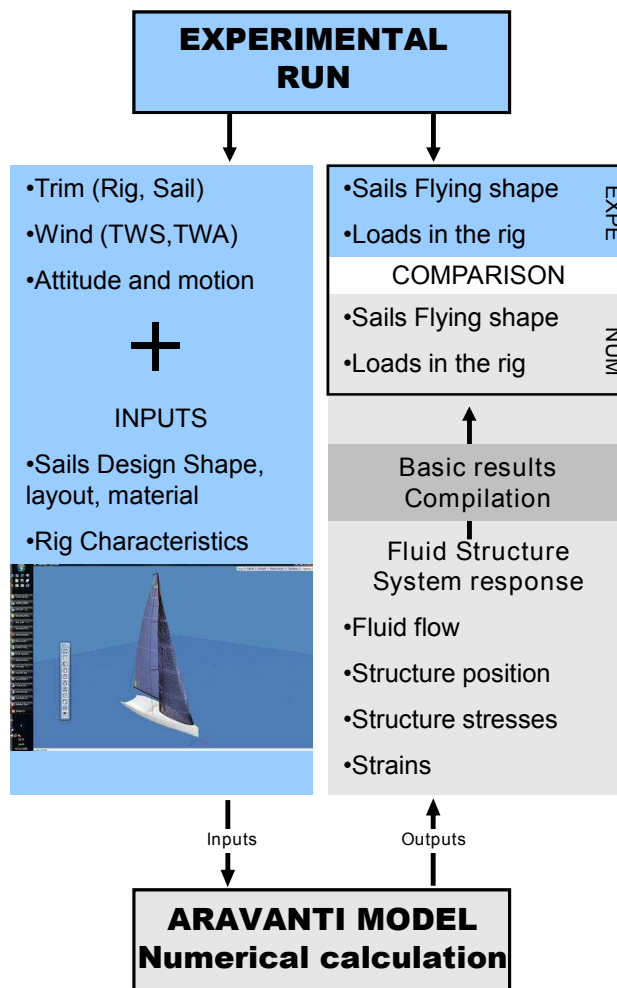


Figure 2.7 – Méthode de comparaison des données numériques et expérimentales

2.4.1 Données d'entrée de ARAVANTI

Afin de lancer les simulations du voilier en navigation, le code doit être paramétré avec les données réalistes des sollicitations rencontrées en mer et des caractéristiques mécaniques gréement.

2.4.1.1 Données temporelles

Les données temporelles sont les mesures provenant des expériences en mer. Elles consistent en les signaux :

- des mesures des attitudes et des mouvements (centrale inertielle),
- des mesures de vent réel (anémomètre et reconstruction du vent réel à partir des mesures vents embarquées),
- des mesures de réglages (longueur d'écoute, mesures de position des chariots, ...).

Ces données sont synchronisées (re-échantillonnées et ramenées dans une même base de temps).

La synchronisation des données est détaillée dans la section 3.5.3. Les signaux sont filtrés afin d'assurer une dérivée du second ordre continue et prévenir ainsi des risques de divergence du code. Les données de mouvement imposées au code sont amorties sur les trois premières secondes. La rampe d'amortissement assure une dérivée nulle au départ. Cet amortissement permet de converger plus rapidement vers une position d'équilibre. La Figure 2.8 illustre les données de mouvement avec et sans l'amortissement.

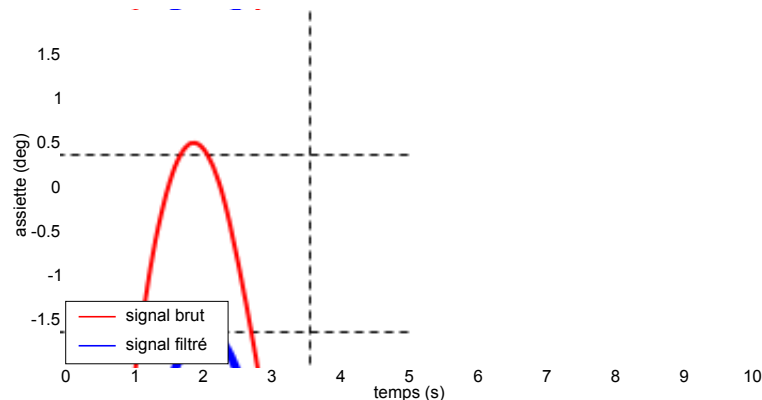


Figure 2.8 – Signaux issus de la mesure de l'angle d'assiette avant et après l'amortissement

2.4.1.2 Données géométriques et mécaniques

Pour assurer une simulation réaliste des interactions fluide structure sur le voilier en navigation, le gréement est entièrement caractérisé. Les éléments détaillés dans la section 1.2 sont modélisés dans le code structure. Les longueurs et les tensions dans les cordages sont modélisées. La position des chariots sur les rails est également renseignée dans le code. Ces mêmes éléments sont mesurés expérimentalement lors des expériences en mer sur le voilier instrumenté, via les capteurs d'effort, les capteurs de longueur ou à l'aide de systèmes de marquage adaptés. Dans le cas du génois, la position des chariots sur les rails est discrète (chariot et rail à piston), limitée donc par un nombre de positions fini.

Les géométries de tous les éléments constitutifs du gréement font l'objet de mesures expérimentales (section 4.1). Le comportement mécanique des espars, des câbles des haubans et des tissus des voiles de spinnaker (Nylon) est également étudié expérimentalement (sections 4.1 et 6.2.3.4). Les

caractéristiques mécaniques des tissus (grand-voile) et membranes (génois) sont issues des données constructeurs. La structure des voiles et la répartition des laizes sont importées du logiciel de voilerie Sailpack, utilisé pour la conception des voiles. Le maillage de la structure est construit à partir de la géométrie de design.

Les données géométriques et mécaniques sont communes à toutes les simulations. Elles sont modifiées dans le code seulement dans le cas d'un changement de voile ou d'un autre élément du gréement.

2.4.2 Comparaison des données numériques et expérimentales

Les résultats de la simulation IFS d'ARAVANTI permettent d'accéder à l'écoulement, à la position du gréement et des voiles ainsi qu'aux efforts et aux contraintes dans ces derniers. La comparaison se fait ainsi sur deux éléments :

- le *flying shape* des voiles,
- les tensions dans le gréement.

Le code est paramétré pour fournir en sortie du calcul les tensions dans les haubans et les points de tire des voiles. Les sorties correspondent aux points de mesure sur le voilier instrumenté via les jauges de contraintes (manilles et ridoirs instrumentés). Les photographies des voiles en navigation sont superposées au résultats graphiques de la simulation. Connaissant la position des lignes de visualisation disposées sur les voiles réelles, il est également possible d'extraire les paramètres des profils des voiles calculés pour faire une comparaison quantitative avec les paramètres obtenus d'après le post-traitement des photographies.

Les résultats de la simulation sont alors comparés aux mesures dynamiques expérimentales afin de valider le modèle d'interaction fluide structure en régime stationnaire et instationnaire.

2.5 Conclusion

Ce chapitre décrit les modèles d'interaction fluide structure destinés à la prédiction du comportement d'une surface souple de faible épaisseur soumise à un écoulement. Leur domaine de validité est défini par les hypothèses de petites déformations et grands déplacements. Le couplage ARAVANTI, basé sur l'hypothèse d'un fluide parfait, est objectivement limité à des écoulements attachés, ce qui le rend pertinent pour la simulation des voiliers dans les allures de près où les voiles présentent de faibles courbures et des incidences modérées. Le couplage ARA-ISIS, basé sur un code fluide visqueux RANS, est pertinent pour les écoulements détachés, i.e. pour les allures de portant avec des voiles à forte courbure et forte incidence. Les mesures des voiles de portant n'étant pas accessibles au moment des travaux, une manipulation en laboratoire consistant en une voile oscillante contrôlée est développée pour la validation du code ARA-ISIS sur une géométrie simplifiée.

Ces développements restent la base essentielle à la compréhension des divers mécanismes de l'interaction fluide structure appliquée aux voiles. Ils permettent, après une phase de validation rigoureuse nécessaire, d'envisager d'optimiser le comportement du gréement en navigation réelle en prenant en compte les sollicitations dynamiques et les caractéristiques mécaniques des voiles comme dans le cas des structures moulées type 3DL ou D4.

La méthodologie de validation du code ARAVANTI implique la caractérisation de la structure et des mouvements rencontrés en navigation. Ces paramètres d'entrée du code structure nécessitent la mesure des caractéristiques géométriques et mécaniques de tous les éléments constitutifs du gréement. Les données d'entrées dynamiques (les attitudes et le vent) et les données sur lesquelles reposent la comparaison (les efforts et le *flying shape*) sont accessibles par la mesure in situ. Les mesures sur le voilier instrumenté répondent à cette problématique.

Sommaire

3.1	Le voilier instrumenté : présentation générale	69
3.2	Capteurs d'efforts	72
3.2.1	Présentation du matériel	72
3.2.2	Moyens expérimentaux et méthodes	73
3.2.3	Résultats de calibration	77
3.2.4	Bilan de l'étalonnage des capteurs d'efforts	82
3.3	Mesure du <i>flying shape</i>	83
3.3.1	Paramètres des lignes de visualisation	84
3.3.2	Moyens expérimentaux	85
3.3.3	Principe du post-traitement des bandes de visualisation	86
3.3.4	Calibration et position de la caméra	88
3.3.5	Calibration du système de mesure	91
3.4	Autres capteurs	96
3.4.1	Mesure du vent	96
3.4.2	Mesure inertielle et d'attitude	98
3.4.3	Longueur d'écoute	99
3.4.4	Instruments de navigation	101
3.5	Système d'acquisition et conditionnement	103
3.5.1	Conversion analogique-numérique	103
3.5.2	PC embarqué	104
3.5.3	Système d'acquisition et synchronisation des données	105
3.6	Bilan du dispositif expérimental	109

3.1 Le voilier instrumenté : présentation générale

Des mesures à taille réelle sont effectuées sur un J80 dont les principales dimensions sont décrites dans le premier chapitre (section 1.2.1). Une instrumentation est développée spécifiquement pour la mesure dynamique des efforts en navigation, du profil des voiles, des attitudes et des paramètres de navigation. L'instrumentation embarquée doit s'adapter

aux contraintes de navigation en mer et ne pas perturber la marche normale du voilier. En d'autres termes, les réglages et les performances du voilier ne doivent pas être modifiés par l'instrumentation. La Figure 3.1 illustre l'organisation générale des capteurs sur le voilier instrumenté.

La mesure des efforts est effectuée par l'intermédiaire d'éléments d'accastillage instrumentés, équipés de jauges de contrainte. Sept ridoirs instrumentés mesurent les efforts dans les haubans et l'étai et neuf manilles instrumentées mesurent les efforts dans les écoutes, les points de tire des voiles et le pataras. Les seize capteurs d'effort sont reliés à l'intérieur du bateau à deux centrales d'acquisition.

Quatre caméras analogiques sont fixées dans le mât pour filmer les voiles, deux en tête de mât pour la grand-voile et deux sous le point de capelage d'étai pour le génois. Pour la mesure des profils, trois lignes de visualisation horizontales sont collées sur chaque voile à 20%, 40% et 70% de la hauteur du guindant. Des mires de calibrations sont placées sur le pont pour la calibration des caméras. Des caméras additionnelles sont installées sur le roof pour enregistrer les actions de l'équipage.

Une centrale d'attitudes est placée au centre de rotation de la coque déterminé pour une assiette et une gîte nulle. Un anémomètre à ultrason est installé en tête de mât pour la mesure du vent en trois dimensions. La coque du J80 est équipée d'un loch pour mesurer la vitesse du bateau. Un capteur de longueur à câble est fixé entre le chariot de grand-voile et la bôme pour mesurer la longueur d'écoute. La barre du safran est équipée d'un capteur d'angle. Un GPS et un Compas Fluxgate sont installés dans le cockpit.

Les capteurs sont reliés à un PC embarqué. L'acquisition est contrôlée par RTmaps@[RTmaps], un logiciel dédié à la synchronisation et la datation de données développé par la société Intempora¹.

Les spécifications techniques et les procédures de calibration des différents capteurs sont décrits dans les prochaines sections. L'enregistrement, la datation et la synchronisation des données font également l'objet d'une section en fin de chapitre.

1. Solution pour l'acquisition multivoies embarquée

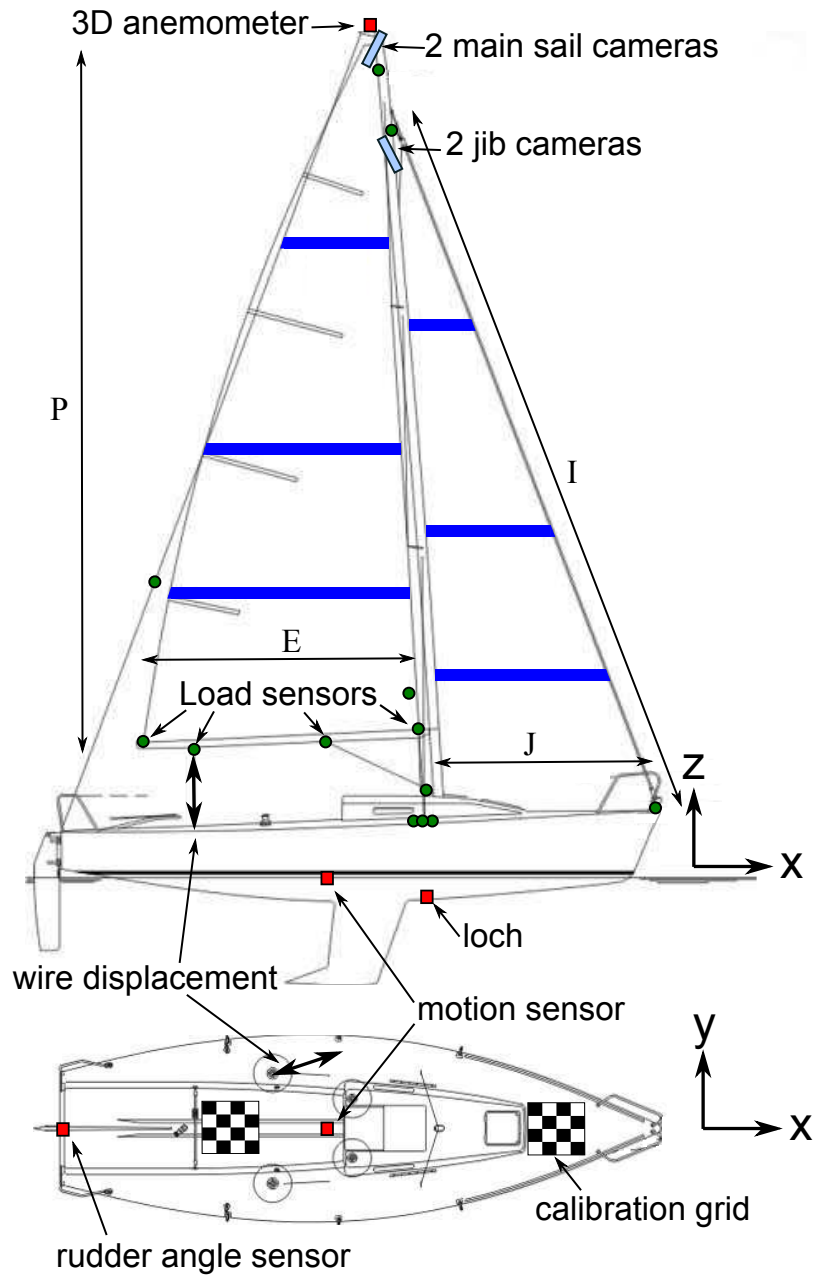


Figure 3.1 – Vue d'ensemble de l'instrumentation à bord du J80

3.2 Capteurs d'efforts

Ce chapitre rend compte des étalonnages des manilles et ridoirs instrumentés commandés pour le projet VOILENAV à la société HBM². Les manilles et ridoirs ont vocation à mesurer les efforts dans les gréements courants et dormants d'un J80 en navigation.

L'utilisation de capteur d'effort classique, type capteur en S, est écartée. En effet, leur encombrement et leur poids impliquent une modification du gréement et rendent certains points de mesure inaccessibles. C'est dans cette optique que les manilles et les ridoirs sont instrumentés afin de se substituer à l'accastillage de base. Les difficultés de mise en œuvre d'une manipulation embarquée en mer, sont donc à additionner au prototypage d'un moyen de mesure résistant, marinisé et précis.

3.2.1 Présentation du matériel

Les capteurs d'effort sont réalisés par l'assemblage de jauge de contrainte sur des ridoirs Sparcraft ou des manilles Wishard du commerce :

- Ridoir à chape articulée : câble 5mm pas 5/16" réf :1312050080
- Cage de ridoir : 116mm pas 5/16" réf :196308000

Les jauges de contraintes sont montées en ponts de jauges résistifs collés sur deux méplats usinés sur le support d'accastillage. Les ridoirs instrumentés sont identiques aux ridoirs montés sur le J80 en configuration normale de navigation. On peut donc y appliquer les mêmes réglages pour les tensions dans le gréement. Les manilles et les ridoirs instrumentés sont équipés de ponts de jauges donnant une information en traction. Les ridoirs ont un pont de jauges collé sur la base de la tige filetée. On considère que les ridoirs travaillent en traction pure et que l'information issue des ponts de jauge est donc une information en traction. La Figure 3.2 montre trois ridoirs instrumentés montés sur le J80. L'étendue de mesure des ridoirs est de 10 000N.

Dans le cas plus complexe des efforts sur la manille, il faut considérer les déformations en flexion et compression qui perturbent la mesure, les asymétries potentielles des déformations dues à la forme en "fer à cheval" et les dissymétries structurelles du manillon fileté dans une branche et en pivot glissant dans l'autre. Les manilles ont donc deux ponts de jauge collés sur quatre méplats usinés sur chaque côté des deux branches de la manille. Les deux ponts de quatre jauges sont reliés en parallèle comme le montre la figure 3.3 et la moyenne des déformations mesurées sur les ponts de jauges en montage symétrique permet de filtrer les efforts de flexion et compression et ainsi de ne récupérer qu'une information en traction pure. Un diablo est usiné et placé sur l'axe pour guider le cordage, afin d'assurer que les efforts sur les manilles soient dans son axe de symétrie. La figure 3.2 présente la manille instrumentée n°8 montée sous la bôme et reliée au palan de grand-voile par un brin de Dynema. L'étendue de mesure des manilles est de 5 000N. La manille n°8, de section plus importante, a une étendue de mesure de 10 000N.

2. Recherche et développement pour le test et la mesure

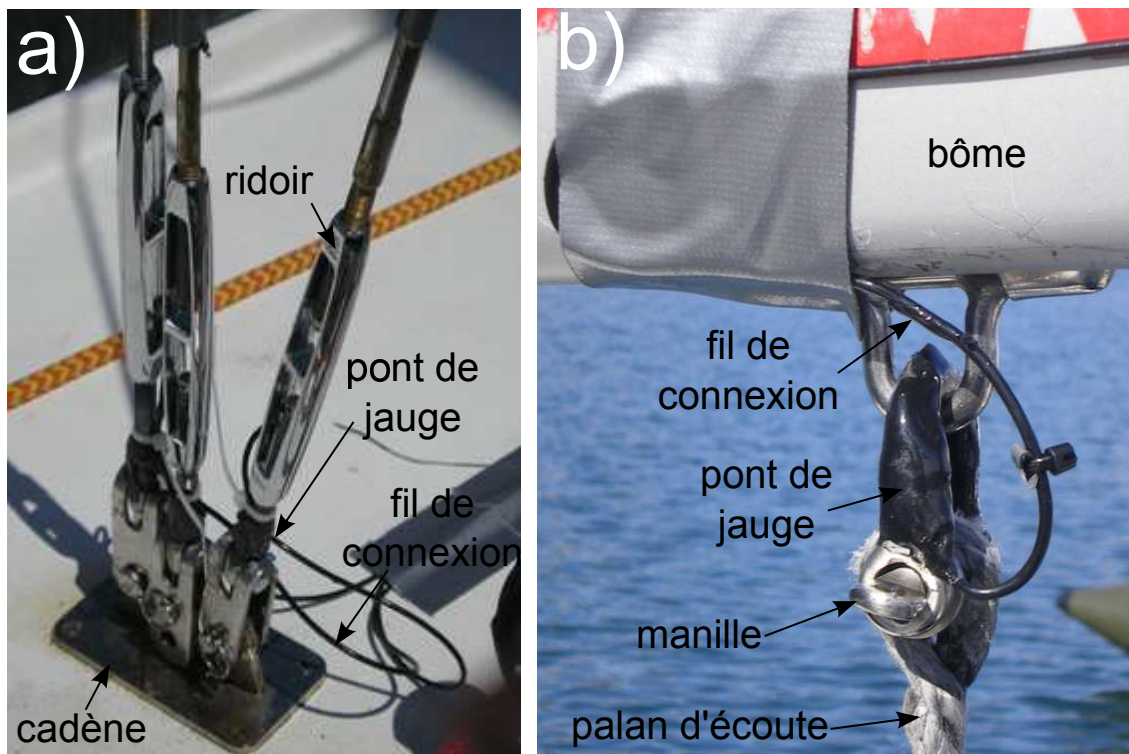


Figure 3.2 – a-Ridoirs instrumentés des haubans babord. b-Manille instrumentée n°8 du palan de grand-voile

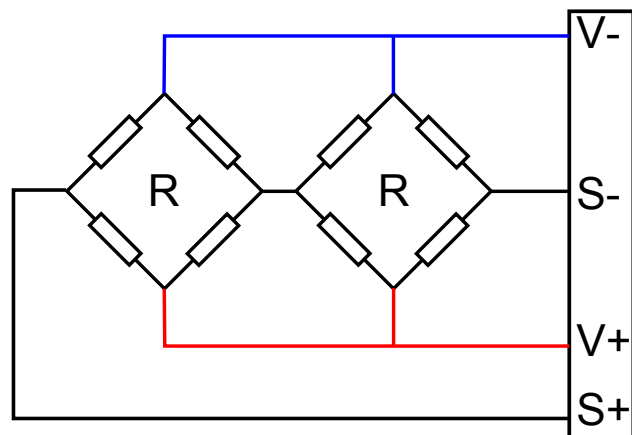


Figure 3.3 – Montage en parallèle de 2 ponts de 4 jauges

3.2.2 Moyens expérimentaux et méthodes

L'étalonnage des capteurs sont effectués à l'IRENav sur le pont roulant du bâtiment Somme. Ils sont testés par série de trois ou quatre capteurs. Afin de travailler dans les mêmes conditions que sur le bateau, les manilles sont étalonnées entre des cordages en Dynema dont les épissures sont visibles sur la Figure 3.5.



Figure 3.4 – Capteur étalon monté en série avec les ridoirs entre un bloc de béton au sol et la chaîne de levage

L'acquisition en sortie des capteurs se fait par l'intermédiaire de deux centrales d'acquisition Spiders8 de HBM décrites section 3.5.1.1. Les capteurs sont connectés à une sortie analogique à l'arrière des centrales d'acquisition qui assurent ainsi l'alimentation des ponts et la transformation analogique-numérique de la mesure. La voie 0 du Spider est dédiée à l'étalon. La sensibilité du capteur étalon étant fixée à 2mV/N , un afficheur donne la conversion en Newton, permettant de contrôler le chargement. La résolution des capteurs dépend de la tension d'alimentation (une tension d'alimentation de 5V permet une résolution d'environ 0.1N).

Deux protocoles expérimentaux sont mis en place pour mesurer la réponse et calibrer les capteurs d'effort. Le premier utilise la chaîne du palan comme moyen de traction et le deuxième utilise un système de panier suspendu chargé par des masses.

3.2.2.1 Sensibilité

La sensibilité est un paramètre exprimant la variation du signal de sortie d'un appareil de mesure en fonction de la variation du signal d'entrée. Dans le cas des capteurs d'effort, c'est donc la variation de la tension en sortie des ponts de jauges (mV) en fonction de la variation d'effort (N).

$$Se = \frac{\delta u}{\delta f} \quad (3.1)$$

Avec u la tension de sortie du pont de jauge en mV et f le poids en N. Dans le cas d'un appareil de mesure linéaire comme l'est un pont de jauge, les variations d'entrée et de sortie sont proportionnelles. Pour traiter les essais d'étalonnage, nous avons calculé la sensibilité de chaque manille en déterminant par régression linéaire la meilleure droite au sens des moindres carrés passant par les points de mesure. On détermine ainsi la sensibilité Se et le zéro de la mesure avec l'équation 3.2 :

$$Se = \frac{\sum u_i \cdot f_i - n \bar{u} \bar{f}}{\sum x_i^2} \quad (3.2)$$

$$S_0 = \bar{u} - Se \bar{f} \quad (3.3)$$

3.2.2.2 Premier protocole expérimental : le palan

Lors du premier protocole de calibration, les capteurs à tester sont placés entre un anneau fixé à un bloc de béton ancré au sol et la chaîne de levage du palan (Figure 3.4). Les capteurs sont montés en série avec un capteur étalon de charge maximale admissible 10 000N, en série avec les capteurs. Une manille classique assure la liaison entre le bloc de béton et la jauge étalon. La manipulation de la chaîne de levage permet de faire varier la charge sur la série d'appareils de mesure et ainsi de balayer la totalité de l'étendue de mesure. La procédure de calcul d'erreurs et de précision recommandent que les capteurs subissent une charge quasi statique, et donc de monter en effort par palier.

Les ridoirs étant des capteurs "simples" travaillant en traction pure, ce premier protocole simple n'a pas d'influence sur la qualité de l'étalonnage et la détermination des erreurs. Le tableau 3.1 présente les sensibilités Se et les ordonnées à l'origine S_0 des régressions linéaires ainsi que les coefficients d'ajustement R^2 des sept ridoirs instrumentés. Les nombreux essais effectués permettent de vérifier la répétabilité du calcul de sensibilité des ridoirs et de constater une erreur de fidélité faible (<1%).

		R1	R2	R3	R4	R5	R6	R7
Se	mV/N	1.799	1.780	1.826	1.794	1.879	1.770	1.700
s_0	mV	-145.11	-106.72	-77.45	-36.81	-85.78	-70.06	-40.44
R^2		0.99995	0.99996	0.99998	0.99999	0.99997	0.99998	0.99999

Tableau 3.1 – Sensibilités Se , ordonnées à l'origine s_0 et coefficients d'ajustement linéaire R^2 pour les 7 ridoirs

La déformation du profil en "U" (flexion et compression) des manilles a pour conséquence des erreurs de répétabilité et de linéarité observées face aux dissymétries et aux perturbations des efforts de traction pure. Face à ce manque de précision dans la procédure de calibration, les manilles font l'objet d'une étude plus poussée. Un nouveau protocole de mesure est mis en place pour leur étalonnage et une manille est modifiée pour diminuer les asymétries d'effort.

3.2.2.3 Deuxième protocole expérimental : le panier chargé

Les manipulations d'étalonnage souffrant d'un manque de répétabilité pour les manilles, la mise en charge est simplifiée pour garantir un meilleur contrôle de la charge. Les manilles sont montées en série entre la chaîne de levage et plusieurs charges de masse connue afin d'assurer la nature statique de l'étalonnage. Le deuxième protocole expérimental est donc caractérisé par une autre méthode de mise en charge qui consiste en une charge statique avec des poids placés dans un panier. la Figure 3.5 illustre deux manilles, l'une modifiée avec le blocage par boulon et l'autre non, montées en série sur le banc d'essai de traction.

Le pré-étalonnage effectué lors du premier protocole de mesure permet d'avoir une valeur approchée de la sensibilité des manilles. Les manipulations embarquées sur J80 donnent une plage d'utilisation approximative des manilles en terme d'efforts subis en navigation (calculés avec les sensibilités approchées). On détermine donc sept poids d'étalonnage de 760, 1260, 1760, 2260, 2760 et 3260N pour les séries de mesure. Ces poids sont dans la gamme des efforts rencontrés en mer. Les premières séries de mesure sont motivées par la détermination des erreurs de linéarité et de fidélité. Les deuxièmes séries de mesures sont dédiées à la mesure de l'erreur d'hystérésis, avec une différenciation faite entre la montée et la descente en charge.

3.2.2.4 Modification des manilles

Le deuxième protocole ne corrigeant pas les erreurs importantes de répétabilité, deux manilles sont modifiées.

On considère que la raison principale des asymétries dans la manille vient du manillon et de son système de blocage. Afin d'assurer la transformation des manilles, la modification est effectuée en atelier sur la manille 0, que nous appellerons dans la suite prototype. Le manillon initial de cette manille est remplacé par une vis CHC inox de 8 tournée au diamètre 7 afin de minimiser le diamètre des alésages dans les branches et de ne pas fragiliser ces dernières. On a donc un appui plan sur l'épaulement de la tête de vis, et un écrou à l'extrémité. La manille n°4 subit la même opération. La manille n°4 et le prototype sont testés avant et après modification. La figure 3.6 illustre la modification des manilles avec un alésage des branches et un arrêt axial par boulon par l'extérieur.

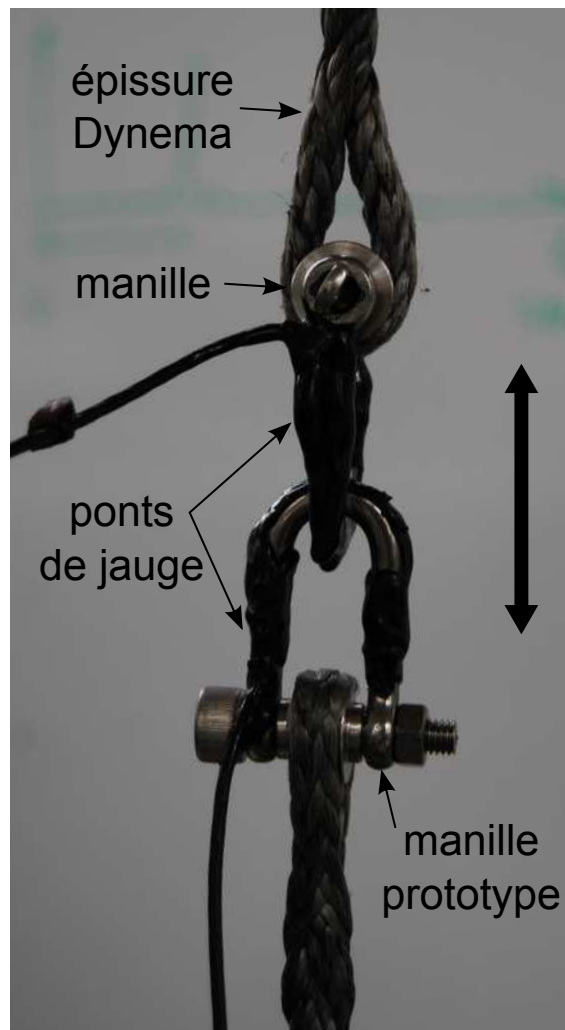


Figure 3.5 – Manilles montées en série entre des bouts de Dynema. La manille prototype est modifiée pour limiter les asymétries dans le profil

3.2.3 Résultats de calibration

Nous allons dans une première partie vérifier la Normalité de la loi de répartition des mesures des essais d'étalonnage pour ensuite calculer les différentes erreurs de fidélité, linéarité et d'hystérésis en faisant l'hypothèse d'une variable gaussienne.

3.2.3.1 Lois de répartition normale

En probabilité, une variable aléatoire suit une loi Normale (ou loi Normale gaussienne, loi de Laplace-Gauss) d'espérance μ et d'écart type σ (donc de variance σ^2) si elle admet une densité de

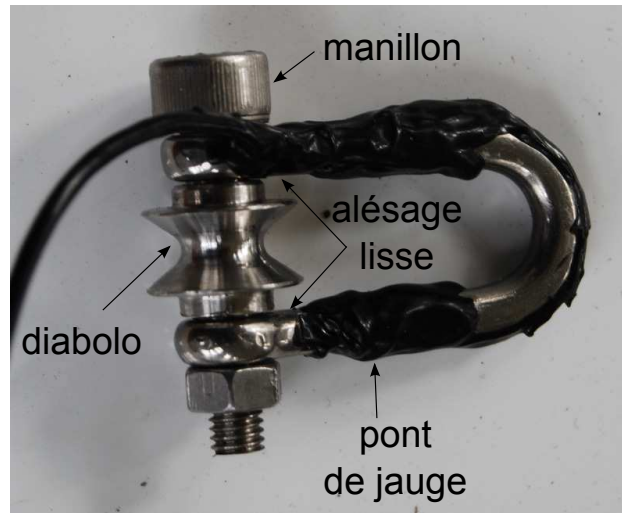


Figure 3.6 – Manille n°4 modifiée avec un alésage dans les deux branches et un système vis écrou pour assurer le blocage axial

probabilité f telle que :

$$f(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^2} \quad (3.4)$$

Une telle variable aléatoire est dite variable gaussienne.

Les différents paramètres de l'étalonnage de capteurs en pont de jauge ainsi que leur influence sur la mesure laissent penser à une loi Normale de répartition de la variable de sortie. Dans le but de s'assurer de la véracité d'une telle hypothèse et de justifier l'utilisation des expressions des erreurs de linéarité, de fidélité et d'hystérésis fondées sur une répartition gaussienne, la Normalité est vérifiée.

La loi Normale peut être caractérisée par une densité de probabilité en forme de cloche centrée autour de la valeur moyenne. Elle est également caractérisée par un moment du troisième ordre, Skewness λ , égale à 0 qui représente la symétrie autour de la moyenne, et un moment du quatrième ordre, coefficient de Kurtosis β de 3.

La Figure 3.7 présente la densité de probabilité des résultats des essais d'étalonnage pour une charge statique de 2260N pour la manille n°5 superposée avec la loi normale donnée par l'équation 3.4 avec l'écart type σ et à l'espérance μ déterminés sur cette série d'essai. Les valeurs des coefficients de Skewness et de Kurtosis sont notées en tête de graphique. La valeur des coefficients ($\beta=3.31$ et $\lambda=-0.32$) confirme une répartition gaussienne. La Figure 3.7 illustre également la courbe d'un essai d'étalonnage de la manille n°5 avec le deuxième protocole expérimental.

Pour les autres manilles, les β de la répartition des séries d'essais oscillent entre 2 et 4 ont un λ

proche de 0. On peut faire l'hypothèse que les mesures suivent une loi Normale et ainsi que les outils probabilistes de détermination d'erreurs propres à une variable gaussienne sont applicables.

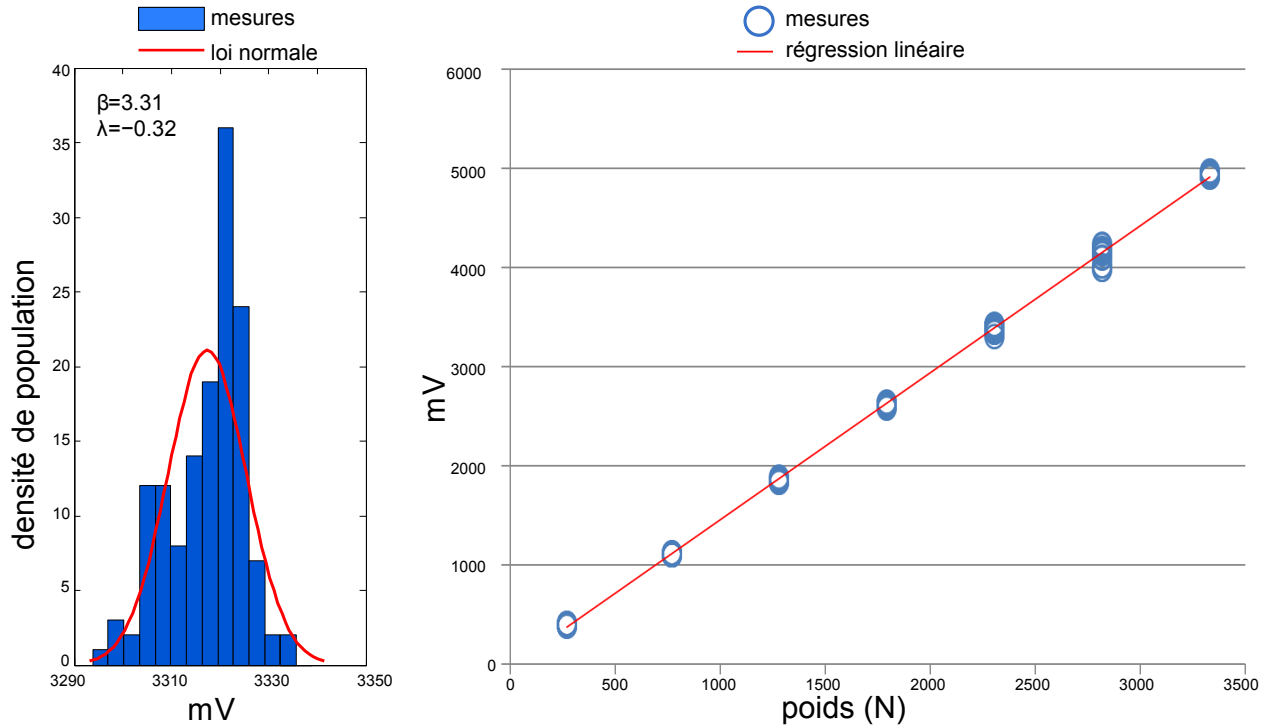


Figure 3.7 – Comparaison entre la densité de probabilité et une loi de répartition Normale pour des mesures d'étalonnage de la manille n°5 pour une charge de 2260N. Courbe d'étalonnage de la manille n°5 lors du deuxièmes protocoles de mise en charge.

3.2.3.2 Erreurs de fidélité E_{fi}

La fidélité est l'aptitude d'un appareil de mesure à donner des mesures exemptes d'erreurs accidentelles. L'erreur de fidélité caractérise la dispersion des valeurs de sortie à valeur de mesurandes données. Si on n'effectue qu'une seule mesure, la fidélité représente la probabilité qu'elle soit représentative du résultat moyen. Enfin, pour que l'erreur de fidélité ait un sens par rapport au nombre de mesures effectuées il faut vérifier :

$$E_{fi} > \frac{\sigma_{max}}{\sqrt{N_{ech}}} \quad (3.5)$$

avec σ_{max} l'écart type maximum sur toute les mesures et N_{ech} le nombre de points de mesure.

L'hypothèse d'une population suffisante de mesures ayant été vérifiée on peut alors calculer l'erreur de fidélité E_{fi} sur l'étendue de mesure EM ($EM= 5000$ Se) pour un indice de confiance de

96% à l'aide de l'équation 3.6 :

$$E_{fi} = \pm \frac{2\sigma_{max}}{EM} 100 \quad (3.6)$$

Les erreurs de fidélité sont rapportées dans les tableaux 3.2 et 3.3.

3.2.3.3 Erreurs de linéarité E_{li}

La linéarité est l'aptitude d'un appareil de mesure à donner des valeurs de sortie proportionnelles aux mesurandes. L'erreur de linéarité caractérise donc l'écart δu entre la valeur de sortie et la droite théorique donnée par l'équation 3.2 de la sensibilité. On peut ainsi calculer l'erreur de linéarité E_{li} sur l'étendue de mesure EM à l'aide de l'équation 3.7 :

$$E_{li} = \pm \frac{\delta u}{EM} 100 \quad (3.7)$$

Les erreurs de linéarité sont rapportées dans les tableaux 3.2 et 3.3.

3.2.3.4 Erreurs d'hystérésis E_{hy}

L'hystérésis d'une jauge de contrainte est caractérisée par le décalage des courbes d'étalonnage à charge croissante et décroissante. On cherche à déterminer l'écart maximum sur la gamme de mesure EM entre les 2 droites de régression linéaire obtenues à charge croissante et à charge décroissante. On peut ainsi calculer l'erreur d'hystérésis sur l'étendue de mesure EM à l'aide de l'équation 3.8 :

$$E_{hy} = \frac{\delta u_{max}}{EM} 100 \quad (3.8)$$

Les erreurs d'hystérésis sont rapportées dans les tableaux 3.2 et 3.3.

3.2.3.5 Erreur de précision

La précision d'un appareil de mesure est sa capacité à donner une mesure juste et fidèle. En supposant les erreurs E_{li} , E_{hy} et E_{fi} indépendante, on peut caractériser la précision d'un appareil de mesure en calculant la racine carrée de la somme des erreurs au carré comme l'indique l'équation 3.9 :

$$E_{precision} = \sqrt{\sum E_i^2} \quad (3.9)$$

$$E_{precision} = \sqrt{E_{li}^2 + E_{hy}^2 + E_{fi}^2} \quad (3.10)$$

3.2.3.6 Résultats

Le cahier des charges stipule que l'erreur de précision maximale des capteurs doit être inférieure à 2% de l'étendue de mesure. On rappelle que l'étendue de mesure des manilles est de 5 000N sauf pour la manille 8 de section plus importante qui est de 10 000N.

Le tableau 3.2 présente les valeurs de sensibilités, les erreurs de fidélité, de linéarité, d'hystérésis et enfin de précision obtenues après les expériences du deuxième protocole de calibration. Les résultats du premier protocole ne sont pas utilisables pour l'étalonnage des manilles. La fidélité prend en compte le démontage et remontage du système de manillon. Les erreurs de linéarité et de fidélité sont largement prédominantes dans la précision. L'erreur d'hystérésis a un poids négligeable sur la précision. La manille 8 a une erreur d'hystérésis un peu plus importante, probablement due à son plus gros diamètre. La linéarité des ponts de jauge est critique dans la gamme basse d'utilisation, dans notre cas 0-1000N. L'erreur de linéarité des manilles est calculée dans cette gamme critique, ce qui nous permet d'obtenir un critère strict de calibration.

Les erreurs de précision dépassent dans le cas des manilles 1, 3, 5 et 8 les 2% fixés dans le cahier des charges. Les essais faits en laboratoire ne peuvent prendre en compte les vibrations, le caractère dynamique de la charge et l'environnement extérieur perturbateur propre à la mesure en mer. Un capteur non précis en laboratoire ne saurait s'améliorer en navigation.

Le tableau 3.3 présentent les valeurs de sensibilités, d'erreurs de fidélité, de linéarité et d'hystérésis des manilles 4 et prototype avant et après la modification du manillon. La modification des manilles améliore sensiblement la précision, en diminuant fortement les erreurs de fidélité et de linéarité. Les manilles modifiées remplissent parfaitement le cahier des charges en affichant des erreurs de précision <1%.

3.2.3.7 Bilan des mesures sur les manilles

Ces essais permettent de mettre en avant des erreurs de précision supérieures aux spécifications du cahier des charges pour les manilles 1, 3, 5 et 8. La manille 2 a une précision juste inférieure à 2%. La précision de la manille 4 est divisée par 10 après sa modification, ce qui lui permet d'être dans le cahier des charges. La comparaison des calculs d'erreurs pour la manille 4 avant et après transformation met en évidence les avantages de la transformation. Toutes les manilles sont reprises et les deux branches ont un alésage lisse accueillant un système vis écrou afin de garantir une précision inférieure à 2% pour toutes les manilles. Les diabolos sont ajustés à

		manille 1	manille 2	manille 3	manille 4	manille 5
Se	mV/N	1.545	1.566	1.528	1.636	1.519
S_0	mV	108.20	2.84	61.95	-21.99	44.51
E_{fi}	% EM	1.81	1.52	1.65	2.14	3.45
E_{li}	% EM	1.63	1.27	2.26	1.78	2.63
E_{hy}	% EM	0.035	0.022	0.023	0.095	0.047
E_{pre}	% EM	2.43	1.97	2.80	2.79	4.37
		manille 6	manille 7	manille 8	manille 9	manille 10
Se	mV/kg	1.691	1.691	1.031	1.794	1.675
S_0	mV	34.76	28.01	77.78	-1.08	30.18
E_{fi}	% EM	1.04	0.67	1.14	1.03	0.88
E_{li}	% EM	0.09	1.19	1.92	1.20	0.07
E_{hy}	% EM	0.051	0.022	0.191	0.023	0.031
E_{pre}	% EM	1.05	1.37	2.24	1.58	0.89

Tableau 3.2 – Sensibilités et erreurs pour les manilles avant la modification (manillon et filetage sur une branche)

		manille proto avt modif	manille proto après modif	manille 4 avt modif	manille 4 après modif
Se	mV/N	1.847	1.854	1.636	1.652
S_0	mV	30.56	13.22	-21.99	7.40
E_{fi}	% EM	1.46	0.77	2.14	0.13
E_{li}	% EM	2.58	0.22	1.78	0.19
E_{hy}	% EM	0.11	0.053	0.095	0.007
E_{pre}	% EM	2.97	0.8	2.79	0.23

Tableau 3.3 – Sensibilités et erreurs pour les manilles 4 et prototype avant et après la modification du manillon

l'écartement entre les pattes de la manilles pour que le serrage du boulon bloque le diablo en rotation.

3.2.4 Bilan de l'étalonnage des capteurs d'efforts

Dans le tableau 3.4, les sensibilités, les erreurs de précision relatives sur l'étendue de mesure et absolues en Newton sont présentées pour les onze manilles après la transformation et pour les sept ridoirs. La transformation permet d'assurer une erreur de précision inférieure à 1% de l'étendue de mesure sur toutes les mesures, ce qui représente une erreur inférieure à 50N sur les mesures embarquées.

capteur	emplacement	Se (mV/N)	E_{pre} (%EM)	erreur (N)
manille 1	pataras	1.447	0.97	47.6
manille 2	écoute génois	1.533	0.25	12.3
manille 3	drisse génois	1.469	0.52	25.6
manille 4	bôme	1.652	0.29	14.4
manille 5	cunningham	1.513	0.45	22.3
manille 6	drisse GV	1.604	0.42	20.4
manille 7	bordure GV	1.655	0.76	37.1
manille 8	écoute GV	0.869	0.38	38
manille 9	amure génois	1.775	0.84	41.2
manille 10		1.587	0.81	40.5
manille proto		1.854	0.11	5.5
ridoir 1	V1 tribord	1.799	0.42	42.3
ridoir 2	D1 tribord	1.780	0.48	47.8
ridoir 3	étai	1.826	0.39	39.4
ridoir 4	D1 babord	1.794	0.47	47.4
ridoir 5	V1 babord	1.879	0.38	37.5
ridoir 6	V2 babord	1.770	0.42	42.2
ridoir 7	V2 tribord	1.700	0.49	49.1

Tableau 3.4 – Sensibilités et erreurs finales en % de l'étendue de mesure et en N pour les 11 manilles après transformation (configuration trou lisse et boulon illustrée Figure 3.6 et pour les 7 ridoirs)

3.3 Mesure du *flying shape*

La mesure de la forme des voiles en navigation est une information très recherchée par les régulateurs, mais également par les maîtres-voilier. En effet, de la forme en navigation ou *flying shape* dépend la capacité du voilier à capter le vent et à développer sa puissance vélique. Elle est adaptée à l'allure, aux conditions de vent et de mer. Subissant les variations de ces derniers, elle n'est pas figée mais varie en fonction du temps. Le *flying shape* dépend de beaucoup de paramètres allant des matériaux de construction, de l'assemblage et l'orientation des laizes, du gréement et sa tenue, des réglages etc.... Le *flying shape* dépend évidemment de la forme de design, mais peut être sensiblement différent. De ces observations naît le besoin de connaître la forme réelle de la voile soumise à l'écoulement que voit le bateau, c'est-à-dire le vent apparent, à chaque instant. Les travaux réalisés sur la mesure du *flying shape* sont fondés sur un post-traitement d'images des voiles prises en navigation. Des points et des lignes caractéristiques des voiles sont identifiés sur les voiles par un système de marquage. Dans la grande majorité des cas, des lignes parallèles à la bordure (lignes de visualisation) sont collées sur le tissu. Elles ont l'avantage de donner une information visuelle pour le régulateur en navigation en soulignant le creux et le vrillage de la voile.

Plusieurs programmes dédiés au post-traitement des images des voiles en navigation et l'extraction des paramètres des lignes de visualisation ont été développés. Le premier logiciel abouti semble être ISIS, développé par Virginie et François Nivellet pour les besoins de la Coupe de l'America. L'IRENav possède une version de 2001 du code. Les améliorations apportées depuis par les Nivellet

ne sont pas disponibles pour des raisons de confidentialité. Dans la kyrielle d'applications disponibles sur internet, nous retiendrons ASA, développé par North Sail Japan et AccuMeasure [AccuMeasure] développé par UK-Halsey Sailmaker. Le logiciel SailVision proposé par BSG Développements est un programme commercial développé pour les besoins de la coupe de l'America. Il profite ainsi des améliorations et de l'émulation de la voile de plus haut niveau. Un module est développé pour un suivi dynamique et en temps réel des lignes en navigation. Les bons résultats pour les voiles de près (faible volume) de SailVision ne semblent pas, sous la forme actuelle, donner satisfaction pour la caractérisation des voiles de portant (volume important). Le principe et les hypothèses qui régissent ces logiciels sont détaillés dans le chapitre (3.3.3). Le logiciel d'extraction de données à partir des lignes de visualisation le plus abouti du moment semble être VSPARS [VSPARS], développé au sein de la soufflerie de l'université de Auckland, Nouvelle-Zélande. Ce logiciel commercial profite conjointement des développements issus de la recherche universitaire sous la tutelle du Professeur R. Flay du YRU [Flay, 1996a] et des développements issus des équipes de voiles de haut niveau (Coupe de l'America, Volvo Ocean Race)[Le Pelley et Modral, 2008, Le Pelley et Richards, 2011]. VSPARS requiert un dispositif expérimental original décrit dans l'article [Le Pelley et Modral, 2008].

Certaines études expérimentales [Clauss et Heisen, 2006] emploient un quadrillage de marqueurs spécifiques et deux caméras pour chaque voile et chaque amure (4 caméras par voile au total). Le post-traitement nécessaire, fondé sur les principes de photogrammétrie pour l'obtention des coordonnées des différents marqueurs est très lourd, mais permet l'obtention des coordonnées en trois dimensions. La mesure de la géométrie complète de la voile en navigation demande des moyens expérimentaux considérables, particulièrement quand il s'agit des voiles de portant [Graf et Müller, 2009][Mausolf *et al.*, 2011]. Elle nécessite l'utilisation de moyens de mesures déportés, comme par exemple des appareils photographiques sur des bateaux suivant le voilier. Le post-traitement (synchronisation des images, identification des marqueurs, photogrammétrie...) est encore une fois très lourd, ce qui rend l'expérience, à ce stade de développement, inadaptée à l'observation de comportement dynamique.

Ce chapitre décrit les moyens expérimentaux mis en place pour la mesure du *flying shape*. Il détaille le principe du post-traitement et la calibration des caméras.

3.3.1 Paramètres des lignes de visualisation

Les profils des voiles sont caractérisés à partir des paramètres des lignes de visualisation. Ces paramètres, définis sur la Figure 3.8 sont :

- *camber*, le creux maximum,
- *draft*, la position du creux maximum par rapport au bord d'attaque,
- *chord length*, la longueur de corde,
- *sheeting angle*, angle entre la corde inférieure du profil et la ligne de foi du bateau,
- *twist angle*, angle entre la corde de chaque profil et la corde inférieure,

- *entry angle*, angle entre la tangente à la courbe au bord d'attaque et la corde du profil,
- *exit angle*, angle entre la tangente à la courbe au bord de fuite et la corde du profil,
- ψ_{stripe} , somme des angles d'entrée-sortie $|entry\ angle + exit\ angle|$.

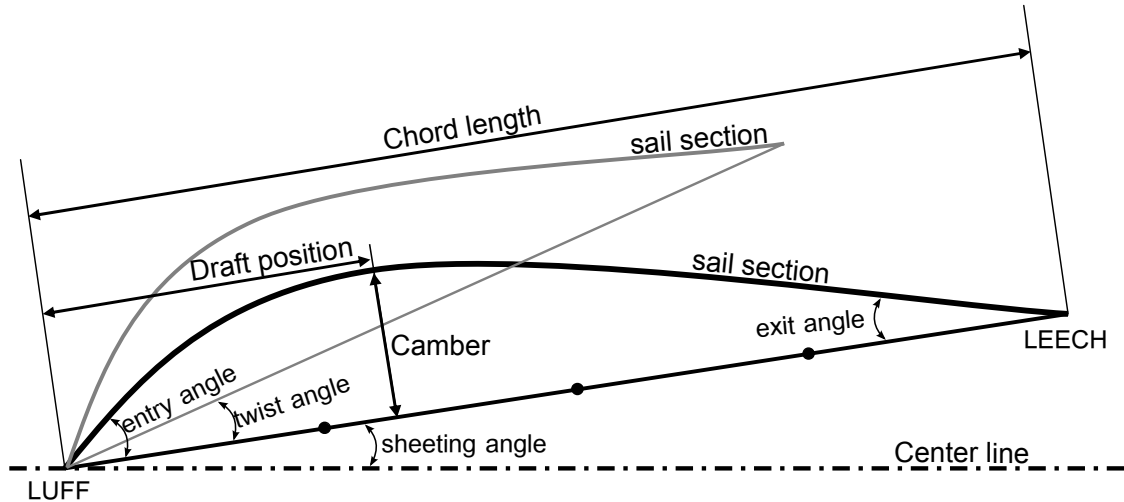


Figure 3.8 – Définition des paramètres des lignes de visualisation. Un profil supérieur est dessiné pour représenter l'angle de vrillage (*twist*)

Dans le manuscrit, les profils des voiles et la courbure du mât sont caractérisés par ces différents paramètres.

3.3.2 Moyens expérimentaux

3.3.2.1 Caméras

Quatre caméras paluche analogiques Sony HQ1 (spécifications techniques dans le tableau 3.5) sont fixées dans le mât pour filmer les voiles en navigation. Deux caméras sont situées en tête de mât pour filmer la grand-voile et deux caméras sont situées sous le point de capelage pour filmer le génois. Les caméras et leur support sont illustrés Figure 3.9. Les caméras sont fixées au bout d'un bras pour les déporter de la ligne de foi et avoir un léger angle de vue sur les voiles. Les caméras analogiques sont reliées via un connecteur étanche au câble de connexion des cartes d'acquisitions (connecteur type BNC), elles-même reliées au PC embarqué, et au boîtier d'alimentation 12V.

3.3.2.2 Cartes d'acquisition

Les caméras analogiques sont connectées à des cartes vidéo ou *video frame grabber*. Les enregistrements en mer présentés dans ce manuscrit sont faits avec trois cartes d'acquisition Euresys PICOLO PCI (2 cartes Junior pour la grand-voile et le génois babord et 1 carte Pro pour la grand-voile et le génois tribord ensemble). Avec les cartes d'acquisition PICOLO, la conversion

Caméra embarquée	
dénomination	Pro 550 Sony HQ1
résolution	PAL
capteur	CCD Sony couleur 1/3"
sortie vidéo	analogique
focale	8mm
alimentation	12V
protection humidité	IP68

Tableau 3.5 – Spécifications techniques des caméras dédiées à la mesure des voiles

des images et la sauvegarde se font via le processeur du PC. Ces tâches représentent une part considérable des opérations effectuées par le processeur ($\approx 50\%$), également en charge de tous les autres capteurs. La fréquence d'acquisition des caméras fluctue en fonction des tâches de fond et de l'activité du processeur. Dans cette configuration, la fréquence des images ne dépasse pas les 8Hz et peut descendre jusqu'à 2 images par seconde.

3.3.2.3 Bande de visualisation et mire

Pour les besoins de la mesure, trois bandes de visualisation horizontales sont collées sur la grand-voile et le génois à 20%, 40% et 70% de la hauteur de guindant respectif. Ces bandes en scotch Dacron de couleur sont visibles sur la Figure 3.1. Lors des dernières expériences en mer, les bandes de visualisation sont constituées de deux bandes juxtaposées de deux couleurs différentes (les couleurs sont choisies pour n'être pas courantes dans le paysage marin). Des marqueurs de couleur sont collés aux extrémités des lignes de visualisation pour identifier le bord d'attaque et de fuite des voiles sur les images. L'attention portée sur les lignes et les marqueurs a pour but de faciliter le travail de post-traitement et le développement d'un système de reconnaissance automatique des lignes.

Deux mires de calibration sont placées sur le pont à la vue des caméras. Les mires permettent de remonter à l'information de la position et de l'angle de la caméra (section 3.3.4.2).

3.3.3 Principe du post-traitement des bandes de visualisation

La reconstruction d'une géométrie 3D à partir d'une seule image 2D est théoriquement impossible. Pour contourner cette difficulté, les logiciels ISIS, ASA, AccuMeasure, SailVision ou encore VSPARS imposent des hypothèses pour obtenir des informations 3D à partir d'une seule image plane.

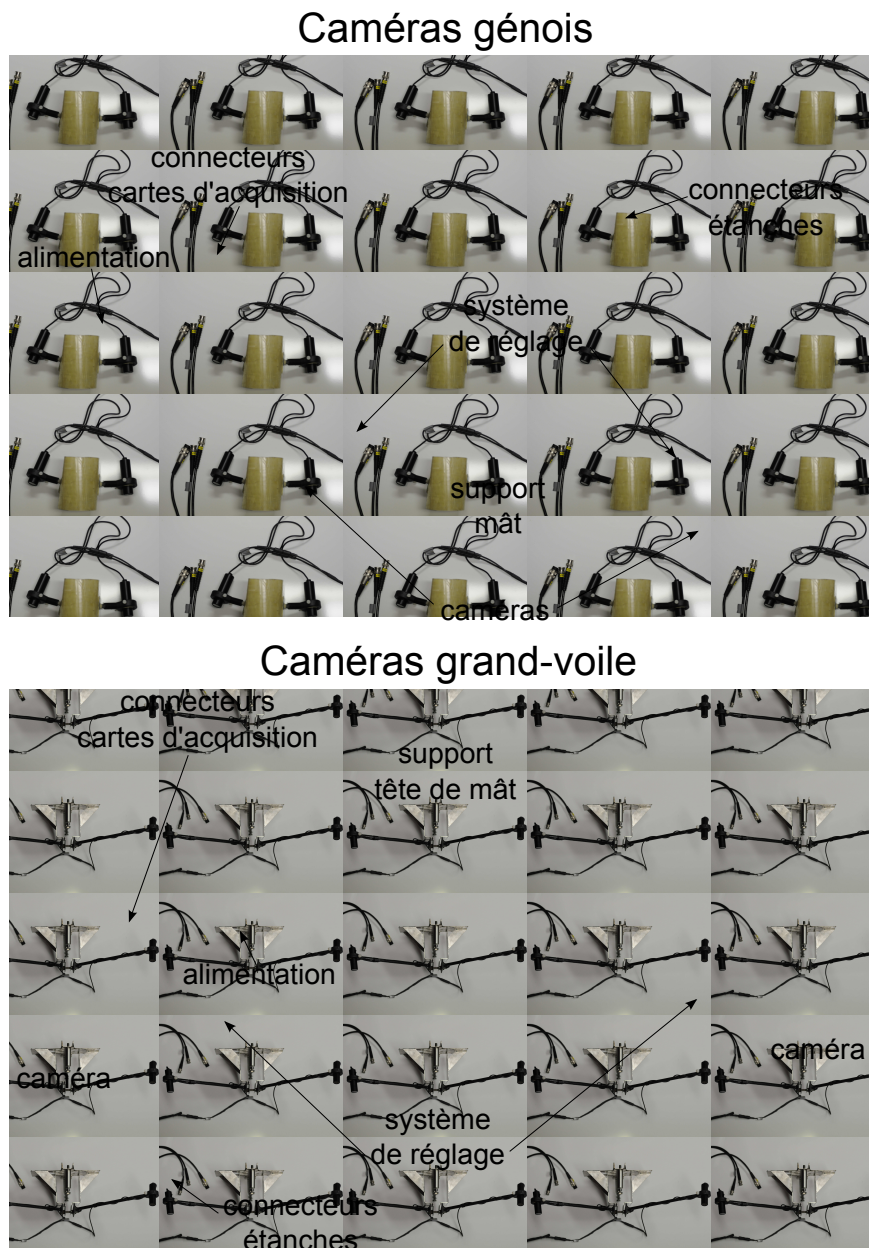


Figure 3.9 – Caméras embarquées et leur support

3.3.3.1 Hypothèses

Le post-traitement des lignes de visualisation repose sur les hypothèses suivantes :

- chaque ligne est contenue dans un plan horizontal à chaque instant,
- L'angle entre l'axe optique des caméras et la normale au plan contenant les lignes est faible,
- la position et l'orientation de la caméra est connue,
- les paramètres intrinsèques et extrinsèques de la caméra sont connus (focale, distorsion,

- etc...),
- la géométrie de la voile est connue (hauteur le long de la voile et longueur des lignes).

Si on considère que la position, l'orientation et les paramètres de la caméra sont connus, on peut en déduire les corrections pour ramener la caméra dans le référentiel des lignes. Les lignes étant considérées contenues dans un plan, on peut extraire les paramètres des profils en considérant un problème 2D, moyennant la correction due à l'orientation de la caméra (Figure 3.10). Les paramètres 2D peuvent être extrapolés en z (la hauteur des lignes est connue). L'angle faible limite les problèmes de perspective. Si le dispositif expérimental vérifie ces hypothèses, il est possible de déterminer les paramètres des lignes de visualisation et d'en déduire le profil 3D de la voile par coupe.

3.3.4 Calibration et position de la caméra

Les hypothèses du post-traitement des lignes imposent de connaître les paramètres intrinsèques et extrinsèques de la caméra. Les paramètres intrinsèques sont internes à la caméra, et les paramètres extrinsèques varient suivant la position de la caméra dans l'espace. Certains des paramètres intrinsèques ne sont pas donnés par le constructeur (coefficient de distorsion) et les données extrinsèques varient pendant les expériences car le mât se déforme en navigation. Il est nécessaire de les déterminer.

3.3.4.1 Distorsion de la caméra

Afin de filmer la quasi-totalité de la voile, les caméras sont équipées d'un grand angle (focale courte 8mm). L'utilisation d'un grand angle induit une distorsion en barillet, le fameux effet *fish eye* très souvent observé sur les enregistrements embarqués. L'objectif produit une image plus grande de la partie centrale du sujet (Figure 3.11). En conséquence, les lignes droites sont incurvées vers l'extérieur. Les lignes de visualisation sont donc déformées sur les images et les paramètres sont faussés.

Pour corriger la distorsion due à la lentille, les caméras sont calibrées à partir d'une méthode inspirée de la Camera Calibration Toolbox for Matlab [CalibrationToolbox] développée par Jean-Yves Bouguet du Computer Vision Research Group du California Institute of Technology. La théorie mise en place dans cet outil est inspirée des travaux de Zhang [Zhang, 2000] et Heikkila [Heikkila et Silven, 1997]. La procédure de calibration, basée sur des images de mires, permet de déterminer les coefficients (distorsion radiale et tangentielle) de distorsion pour chaque caméra. Les images des voiles prises en navigation sont ainsi corrigées en post-traitement via une routine Matlab.

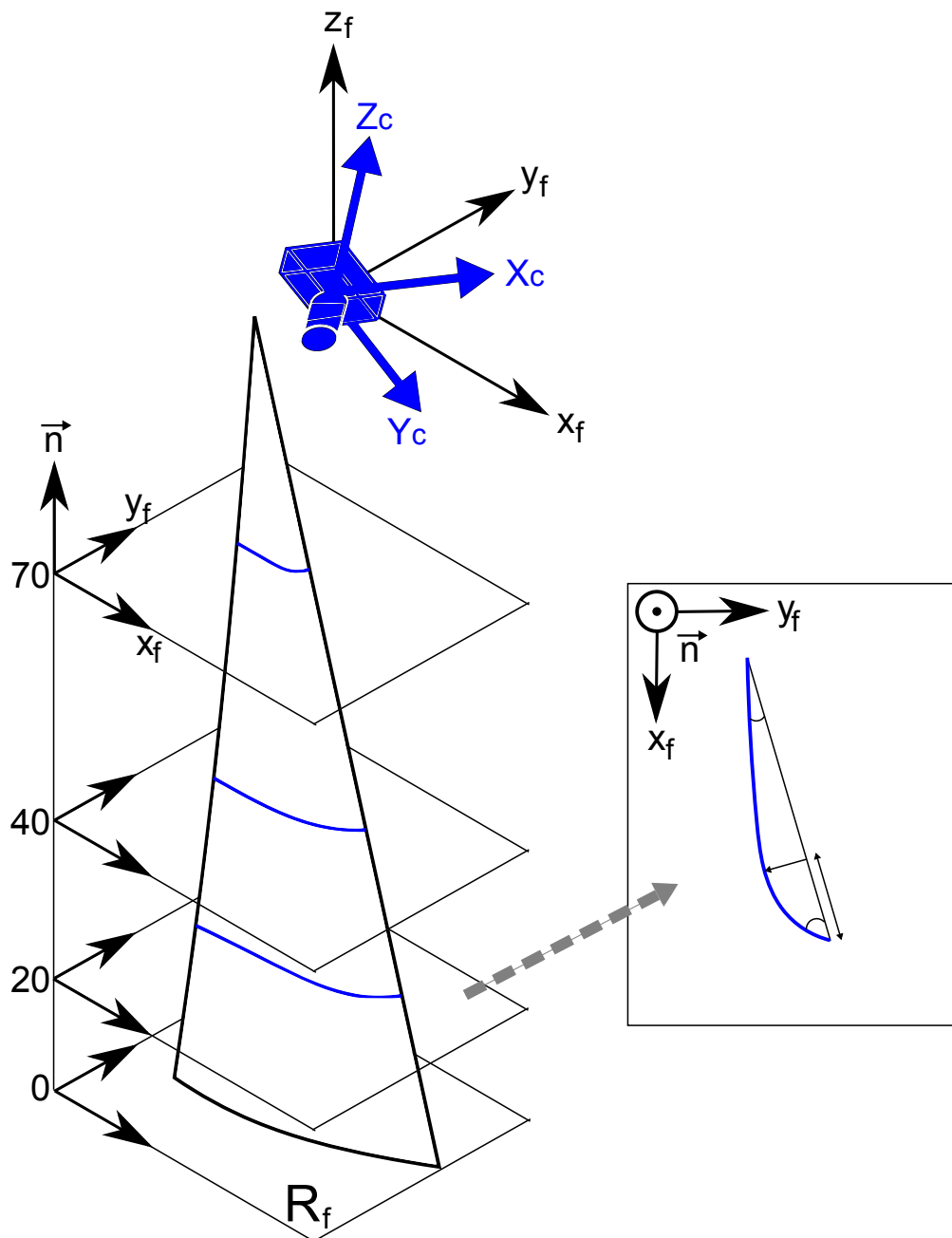


Figure 3.10 – Hypothèses et repères utilisés pour la reconstruction des coordonnées 3D des lignes de visualisation à partir d'une seule caméra

3.3.4.2 Position de la caméra

Comme le précisent les hypothèses du post-traitement, les lignes sont collées de façon à appartenir à un plan parallèle au plan de référence noté R_f , à une altitude connue (Figure 3.10). Deux mires de calibrations sont disposées sur le pont et représentent respectivement les plans R_f de

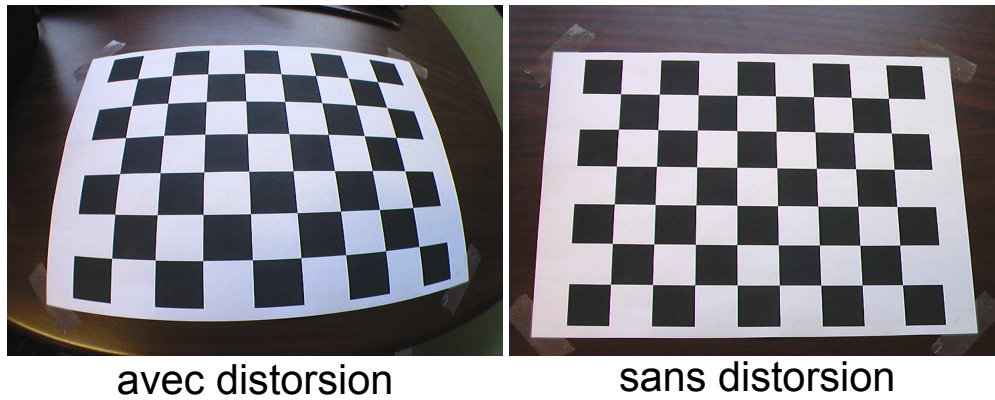


Figure 3.11 – Photographie d'une mire avec et sans distorsion

la grand-voile et du génois. La position exacte et l'angle de la normale au plan focal (*retinal plan*) par rapport au plan R_f sont déterminés à partir du post-traitement des mires. La détermination de la position et de l'angle du plan focal passe également par la Camera Calibration Toolbox for Matlab décrite dans le précédent paragraphe. La Figure 3.12 illustre les résultats du calcul des paramètres extrinsèques de la caméra par rapport à une mire de calibration obtenus par la routine Matlab.

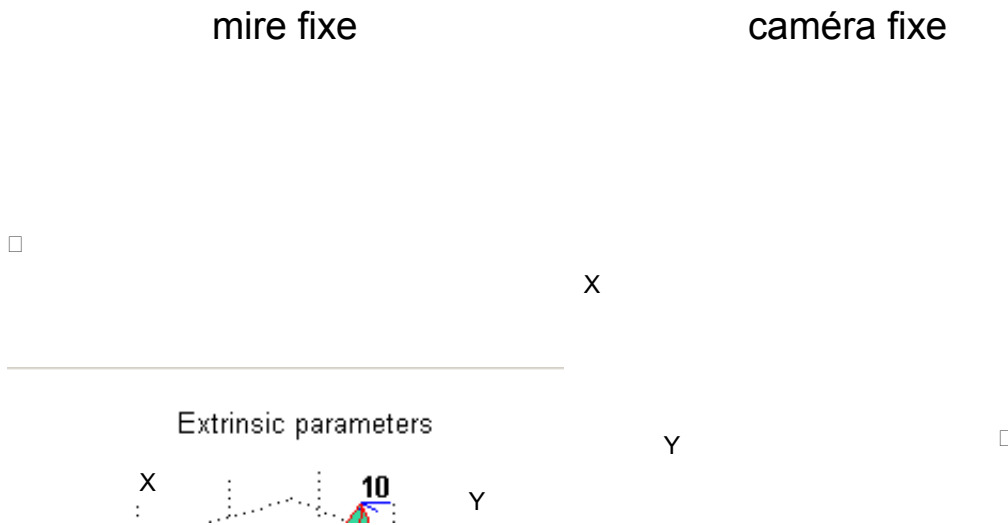


Figure 3.12 – Résultats du calcul des paramètres extrinsèques de la caméra par la Camera Calibration Toolbox pour un test de calibration

Le principe est fondé sur la connaissance de la géométrie exacte de la mire de calibration dont le damier est considéré comme parfaitement rectiligne. Les angles, la distance et les effets de perspective induisent une déformation de la mire et la mesure de cette déformation permet de calculer les paramètres extrinsèques de la caméra. Le principe de la calibration est illustré sur la Figure 3.13.

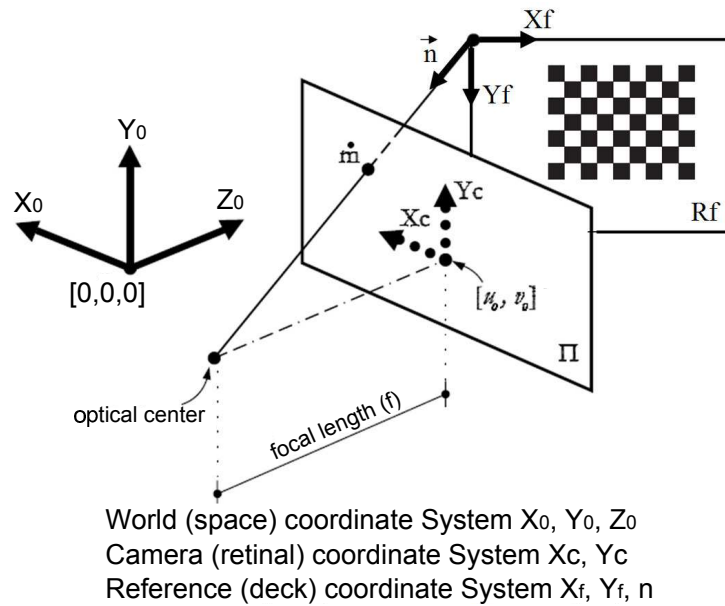


Figure 3.13 – Systèmes de coordonnées pour la détermination de l'angle et de la position du plan focal par rapport à la mire de calibration

La position et l'angle du plan focal connus, il est possible de prendre en compte les effets de perspective sur les images qui perturbent fortement la mesure du vrillage. Les paramètres réels des lignes de visualisation peuvent ainsi être déduits, après corrections. La détermination de la position de la caméra en mer est testée au préalable lors d'une expérience en laboratoire (section 3.3.5.2).

3.3.5 Calibration du système de mesure

La précision de l'ensemble du traitement d'image pour la récupération des profils des voiles est évaluée en laboratoire, sur une forme connue.

Une voile de 2.80m de guindant et trois lignes de visualisation sont dessinées sur le mur d'une pièce cylindrique de 7.50m de diamètre (Figure 3.14). Les dimensions de la salle et de la voile dessinée étant connues, la géométrie et les paramètres des lignes de visualisation sont précisément calculées. Une caméra (caméra utilisée pour l'enregistrement des voiles sur le voilier instrumentée) est placée sur un support calibré au dessus de la voile rigide. Des photographies de la voile sont faites pour plusieurs positions de caméras. L'écart entre les différentes positions est de l'ordre de 300mm dans les trois directions.

Ce dispositif permet de tester la précision des logiciels de post-traitement des paramètres des lignes de visualisation et la procédure d'obtention des paramètres extrasèques de la caméra avec les mires.

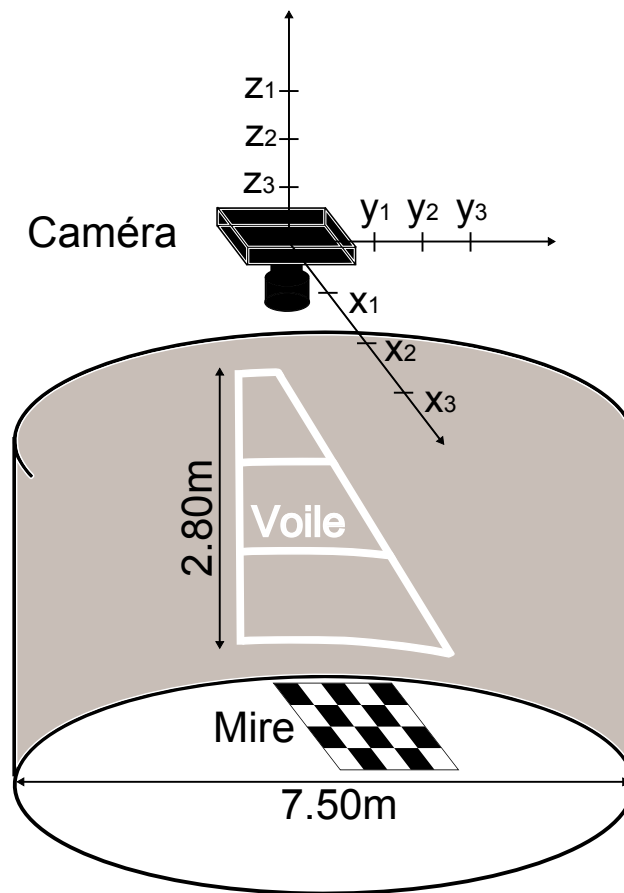


Figure 3.14 – Schéma de l'installation pour la calibration du système de mesure des paramètres des lignes de visualisation

3.3.5.1 Comparaison des logiciels de traitement d'image

Pour cette étude, les logiciels de post-traitement ASA, ISIS et AccuMeasure sont utilisés pour extraire les paramètres des lignes de visualisation. Ces tests ne peuvent pas être faits avec SailVision ou VSPARS, faute d'extension de licence. Le post-traitement d'une des images par le logiciel ASA est illustré sur la Figure 3.15.

La comparaison des paramètres calculés par post-traitement des images par les logiciels ASA, ISIS et AccuMeasure aux paramètres issus du calcul géométrique à partir de la forme cylindrique connue est présentée sur le tableau 3.6. Les valeurs inscrites correspondent aux écarts entre les données théoriques et les valeurs obtenues lors du calcul des paramètres par post-traitement. Par exemple si on considère le *camber* théorique $camber_0$ et le *camber* obtenu après post traitement $camber_{logiciel}$, on définit :

$$\Delta camber = camber_0 - camber_{logiciel} \quad (3.11)$$

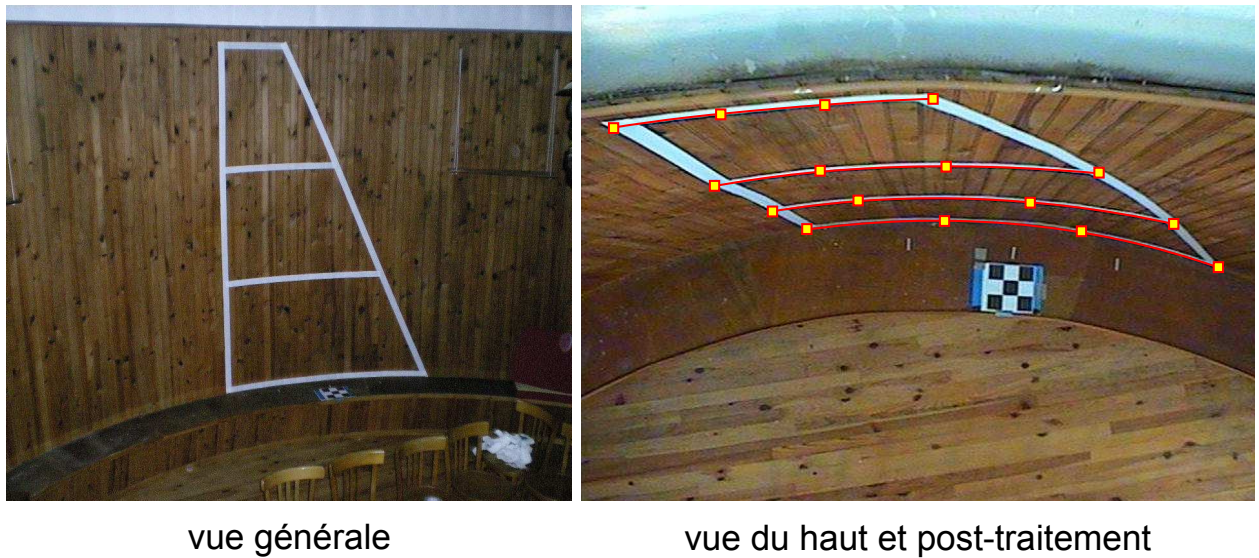


Figure 3.15 – Photo de l’installation pour la calibration du système de mesure des paramètres des lignes de visualisation et image après post-traitement

Les différents paramètres sont exprimés en pourcentage de corde. La précision des mesures des paramètres géométriques est exprimée dans l’unité de la grandeur considérée. Elle dérive de la précision expérimentale de mesure des hauteurs relatives et des longueurs des lignes.

Le post-traitement des données nécessite une longue procédure manuelle pour les trois logiciels. $\Delta\psi_{stripe}$ est important car il est très sensible à la position de la ligne lors du post-traitement. $\Delta camber$ est faible, avec le même ordre de grandeur pour les trois logiciels. $\Delta draft$ est faible pour ASA mais augmente lorsque la courbure des lignes diminue. Le twist est correctement mesuré par les logiciels. Les erreurs importantes pour la position du creux de la ligne à 70% s’expliquent par la faible courbure. ASA donne des bons résultats et cela sans être sensible à la position de la caméra. ISIS et AccuMeasure sont très sensibles à la position de la caméra, comme l’illustre l’augmentation de l’erreur sur la mesure du *draft* et du *camber* avec la distance avec l’axe normal à la mire sur la Figure 3.16. En effet, les résultats se dégradent rapidement quand l’angle entre la normale du plan focale et du plan R_f augmente.

Dans la suite de l’étude, le post-traitement des images est effectué avec le logiciel ASA.

3.3.5.2 Calibration des coordonnées de la caméra

Une mire de calibration est placée sur le sol, au même niveau que la bordure de la voile rigide (Figure 3.15) afin de calibrer la procédure de détermination de la position de la caméra. La mire est proportionnellement plus petite que celle placée sur le pont du voilier lors des expériences en mer. On effectue ainsi la calibration dans des conditions plus rigoureuses. La caméra étant fixée

Geometric stripes parameters						
stripes	H m	chord m	ψ_{stripe} deg	camber % chord	draft % chord	twist deg
0%	0	1.81	28.01	6.14	50.00	0.00
20%	93	1.40	21.54	4.71	50.00	3.23
40%	186	1.01	15.52	3.39	50.00	6.24
70%	279	0.46	7.00	1.53	50.00	10.50
precision	0.01	0.01	0.15	0.03	0.03	0.08
ASA parameters						
			$\Delta\psi_{stripe}$	Δcamber	Δdraft	Δtwist
			4.19	-0.38	-1.20	-0.27
			-2.72	0.24	0.60	-0.66
			-2.32	0.03	3.60	-1.33
			0.26	-0.01	-16.20	0.13
ISIS parameters						
			$\Delta\psi_{stripe}$	Δcamber	Δdraft	Δtwist
			-10.19	-0.36	-0.2	0 0.00
			4.14	0.51	-3.20	-0.27
			-0.08	0.09	-7.60	-0.66
			3.60	0.63	13.10	0.40
AccuMeasure parameters						
			$\Delta\psi_{stripe}$	Δcamber	Δdraft	Δtwist
			-9.31	-0.39	-0.50	0.00
			3.32	0.37	2.70	-0.72
			-1.20	0.10	-8.63	-0.87
			2.56	0.27	19.22	0.85

Tableau 3.6 – Comparaison des paramètres géométriques issus du post-traitement des lignes de visualisation pour la voile dessinée

sur un support calibré, la position 3D de la caméra dans le repère absolu pour chaque image est connue. Les coordonnées expérimentales de la caméra sont corrigées par la distance focale afin de déterminer la position du plan focal. Les coordonnées du plan focal sont comparées aux coordonnées extrinsèques de la caméra obtenue avec la routine Matlab décrite précédemment. La comparaison des coordonnées est présentée sur la Figure 3.17.

La figure montre une très bonne concordance des coordonnées mesurées et calculées. Les marqueurs contenant les erreurs de mesure et de calcul se superposent pour chaque position étudiée.

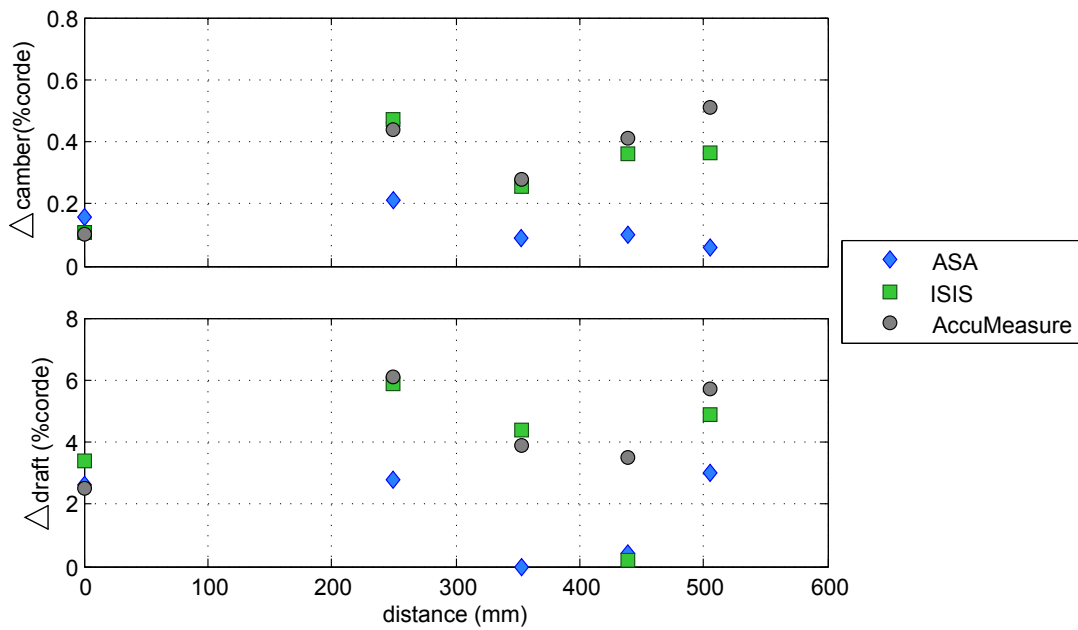


Figure 3.16 – Erreur de mesure sur le *camber* et le *draft* pour les trois logiciels de post-traitement ASA, ISIS et AccuMeasures en fonction de la distance entre la caméra et l'axe normal à la mire.

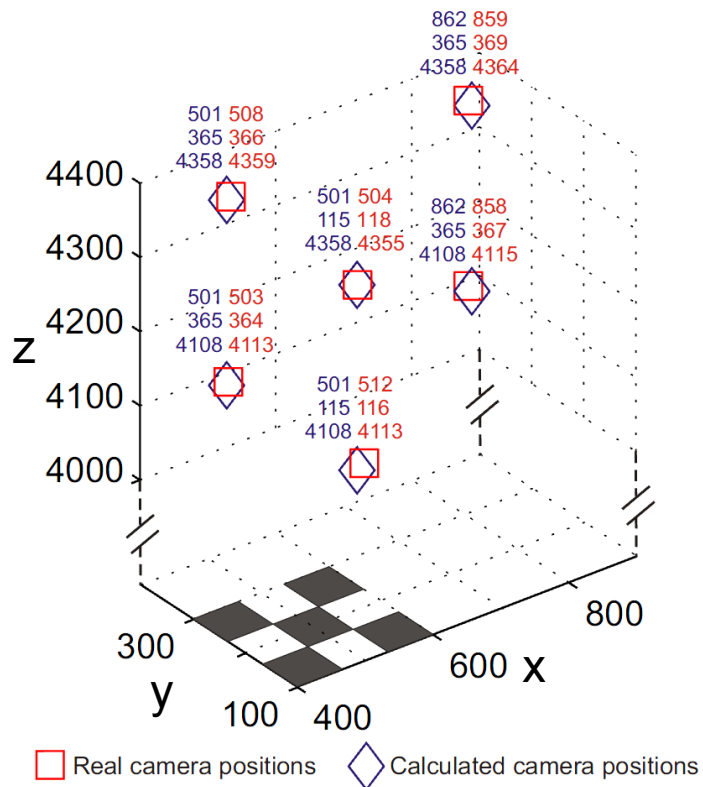


Figure 3.17 – Comparaison entre les coordonnées 3D calculées et mesurées de la position de la caméra. L'erreur de mesure est contenue dans le marqueur

3.4 Autres capteurs

Les autres capteurs utilisés sur le voilier instrumenté sont disponibles dans le commerce. Une procédure de caractérisation, allant dans certains cas jusqu'à la calibration, est toutefois nécessaire. La précision, la résolution, la fréquence d'échantillonnage et le comportement dynamique des capteurs sont des informations essentielles pour l'utilisation des données enregistrées. De plus, ces capteurs doivent fonctionner dans un environnement hostile sans gêner la marche normale du voilier. Une réflexion importante est faite sur l'intégration des instruments sur le voilier d'une part et dans l'architecture du système d'instrumentation d'autre part. Dans cette section, les différentes caractéristiques techniques et l'intégration des capteurs sur le voilier instrumenté sont décrites.

3.4.1 Mesure du vent

La mesure du vent est faite à partir d'un anémomètre WindMaster, une girouette à ultrason développée par Gill Instruments, qui donne une information vent dans les trois dimensions, c'est à dire qu'elle donne le vecteur vent dans l'espace. Considérant les angles de gîte et d'assiette pris par le voilier en navigation et le profil de vent, l'information dans les trois dimensions est essentielle. Les caractéristiques techniques sont résumées dans le tableau 3.7. L'anémomètre est configuré pour délivrer un signal composé de trois paramètres : un angle par rapport au 0 de référence, et deux vecteurs perpendiculaires exprimés dans le repère du capteur.

3.4.1.1 Position de l'anémomètre

La mesure du vent dans le cas d'un voilier soulève un problème difficile. Et ce problème n'est toujours pas résolu sur les bateaux des plus grandes équipes de compétition. La première difficulté pour la mesure du vent sur un voilier en navigation est de déterminer la position du capteur. Viola et al. [Viola et Flay, 2011a] ont récemment étudié numériquement les variations de pression en amont

WindMaster	
gamme	$0-45ms^{-1}$
résolution	$0.01ms^{-1}$
précision	1.5% à $12ms^{-1}$
précision direction	2deg
unité	ms^{-1} , knots
fréquence d'acquisition	20Hz
alimentation	30mA 12V
protection humidité	IP65

Tableau 3.7 – Caractéristiques techniques de l'anémomètre WindMaster

et en aval des voiles dans le cas d'un voilier AC33-class navigant au portant. Les résultats montrent une variation de pression allant jusqu'à 30%. Une solution idéale pour ne pas subir ces variations dues aux voiles serait de placer le capteur de vent au bout d'un bras perpendiculaire à la ligne de foi. Le bras devrait être suffisamment grand pour ne pas souffrir de la déflexion des lignes de courant créée par les voiles, ce qui rend cette solution incompatible avec la navigation.



Figure 3.18 – WindMaster et son support en Inox en tête de mât du J80

Sur le J80, le capteur est placé en tête de mât pour des raisons de faisabilité et des contraintes de navigation. En plus des perturbations de l'écoulement dues à la déflexion des voiles, la mesure du vent subit la flexibilité de l'espar (amplifiée en tête de mât) et les mouvements du bateau. Les mouvements de la tête de mât sont encore plus importants dans le cas d'un gréement fractionné. Il en résulte que le capteur de vent mesure également les vitesses des oscillations de la tête de mât (voir chapitre 5). C'est malgré tout cette disposition qui est le plus souvent rencontrée sur les voiliers de compétition. En effet, les autres positions rencontrées dans la littérature qui consistent à mettre l'anémomètre à l'avant du bateau sur une perche [Masuyama *et al.*, 2009] ou à l'arrière [Clauss et Heisen, 2006] présentent des inconvénients encore plus importants sur la mesure de l'écoulement.

Plusieurs études en cours tendent à quantifier ces perturbations. La première est une étude

Xsens			
attitude et cap			
gamme tangage	$\pm 90deg$		
gamme roulis/lacet	$\pm 180deg$		
précision statique	$< 1deg$		
précision dynamique	$< 2deg$ RMS		
précision angulaire	$< 0.05deg$		
alimentation	USB		
spécifications individuelles des capteurs			
	<i>vitesse angulaire</i>	<i>accélération</i>	<i>champ magnétique</i>
gamme	$\pm 300deg.s^{-1}$	$\pm 50 m.s^{-2}$	± 750 mGauss
linéarité	0.1%	0.2%	0.2%
précision	$1 degs^{-1}$	$0.02 m.s^{-2}$	0.1 mGauss

Tableau 3.8 – Caractéristiques techniques de la centrale d’attitude Xsens

numérique qui permet de calculer les variations de l’écoulement au niveau du capteur. La deuxième, basée sur des algorithmes de traitement du signal fondés sur la décomposition modale [Boudraa et Cexus, 2007] et développés au sein du laboratoire, tend à traiter la problématique des mouvements et des perturbations sur les signaux de vent mesurés en mer.

Un support de fixation décrit dans l’annexe E est conçu pour s’adapter à la tête de mât. La Figure 3.18 montre l’anémomètre installé en tête du mât du J80 pour les campagnes de mesure.

3.4.2 Mesure inertielle et d’attitude

Les mesures d’attitude sur le voilier sont faites à partir de la centrale inertielle Xsens MTi-G. La centrale Xsens MTi-G est une centrale d’attitude comportant des gyroscopes, des accéléromètres et des magnétomètres dans les trois dimensions et un GPS extérieur. Un processeur interne calcule en temps réel à partir du signal digital des angles d’orientation en 3D ainsi que les données calibrées d’accélération 3D et du champ magnétique terrestre en 3D. Les caractéristiques techniques sont résumées dans le tableau 3.8. La centrale Xsens est configurée pour délivrer un signal à 13 paramètres : 4 paramètres d’angle en quaternions, 3 vitesses gyroscopiques, 3 accélérations et 3 valeurs de champ magnétique.

La centrale d’attitude Xsens est très sensible à l’environnement magnétique et la procédure de calibration recommandée par le constructeur avant chaque utilisation ne suffit pas à éviter totalement les problèmes de dérive. Après échanges avec des industriels (NKE ou Seaways-Instrumentation et pilote automatique de voilier) et des équipes techniques de voilier utilisant la même centrale inertielle (Trimaran Sodebo, l’Hydroptère), il est avéré que les angles calculés souffrent de dérive. Des expériences en laboratoire, sur un support calibré et un contrôle du mouvement de la Xsens,

Coordonnée de F			
gîte	X_F	Y_F	Z_F
	m	m	m
0 °	3.52	0	0
15 °	3.57	0.30	0.03
25 °	3.68	0.40	0.07

Tableau 3.9 – Variations des coordonnées du centre de rotation F de la coque du J80 en fonction de la gîte dans la théorie des petits angles. Les coordonnées sont exprimées à partir de l'intersection de la perpendiculaire arrière et la ligne de flottaison à gîte nulle dans le repère bateau.

ont confirmé cette tendance. Elles mettent également en évidence la diminution de la dérive lors que les magnétomètres sont coupés (possible uniquement sur la Xsens MTi) et impose de rejeter l'information de Cap fournie par la centrale. Devant le manque de fiabilité de la procédure de calcul des angles par la centrale Xsens, une nouvelle procédure de calcul est développée à partir des données brutes des gyroscopes, des accéléromètres et des magnétomètres. Le calcul des attitudes à partir des données brutes est décrit dans l'Annexe F.

3.4.2.1 Position de la centrale inertielle

Des tests effectués sur l'hexapode de l'Ecole Centrale de Nantes ont montré la sensibilité de la centrale à la distance par rapport au centre de rotation. En d'autres termes, la précision de la centrale est bonne quand celle ci est proche du centre de rotation (<1m). D'après la théorie d'Euler en statique pour les petits angles, le centre de rotation autour de la carène se situe au centre de la surface de flottaison F. En dynamique, pour un voilier en course, on peut considérer que le centre de rotation en lacet est situé le long du quart de corde du profil de quille. Le voilier en navigation possède donc en théorie deux centres de rotation. La mesure de cap n'est pas fiable sur la centrale Xsens et d'autres capteurs la fournissent (Compas, GPS). On choisit donc de se focaliser sur la mesure de l'assiette et la gîte. Une étude de stabilité est effectuée sur la coque du J80 (voir Annexe C) à l'aide du logiciel Calcoque, logiciel de stabilité du navire développé au sein du laboratoire. L'étude permet de déterminer la position du centre de rotation F à chaque angle de gîte. Le tableau 3.9 résume les variations des coordonnées du point F en fonction de la gîte. On remarque que le point F se déplace finalement peu en fonction de la gîte (260mm vers l'avant et 400mm en latéral entre 0 et 25 °). La centrale Xsens est donc placée aux coordonnées du point F pour une gîte nulle. Cela correspond à mettre la centrale juste derrière la descente, à 300mm du fond. La Figure 3.19 illustre la centrale Xsens et son système de coordonnées.

3.4.3 Longueur d'écoute

La longueur d'écoute a une influence importante sur l'orientation et le profil de la voile. C'est un réglage très sollicité pendant la navigation et il est raisonnablement impossible de garder cette longueur constante, particulièrement si on s'impose de naviguer toujours au meilleur compromis

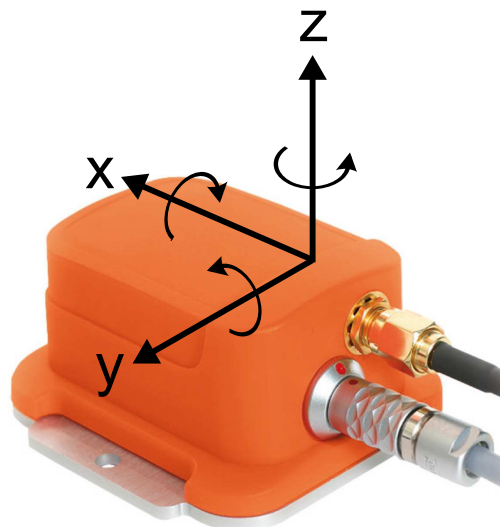


Figure 3.19 – Centrale inertielle et d'attitudes Xsens MTi-G

Capteur de longueur	
dénomination	ASM WS12-3000
course	3000mm
précision	<1mm
sortie analogique	0-10V
sensibilité	3.333V/m
fréquence d'acquisition	20Hz
alimentation	12V
protection humidité	IP67
force de rappel	6N
masse	1.5kg

Tableau 3.10 – Caractéristiques techniques du capteur à câble ASM

cap vitesse (VMG). Un premier système de mesure utilisant des caméras vidéo est mis en place. Il consiste à filmer les écoutes, sur lesquelles on fait un marquage régulier, à partir de caméras fixées sur le roof. Ce système ne permet pas d'obtenir une précision inférieure à 15mm. L'utilisation d'un capteur de longueur à câble est ainsi envisagée pour la mesure des longueurs d'écoutes. Dans un premier temps, la mesure par câble est testée sur l'écoute de grand-voile avec un capteur à câble WS12-3000 à encodeur incrémental, développé par la société ASM. Les caractéristiques techniques du capteur sont résumées dans le tableau 3.10.

3.4.3.1 Position du capteur de longueur

Pour la mesure de la longueur d'écoute de grand-voile, l'information pertinente est la distance entre le chariot et le point de capelage du palan. Le chariot de grand-voile est bloqué au centre du rail pendant toute la durée de l'expérience. Un support en aluminium est fabriqué pour fixer le capteur sur la bôme de sorte que l'extrémité du câble soit à 20mm du point de capelage (Figure 3.20). Le support doit être le plus léger possible et permettre le passage de la ralingue de bordure. L'extrémité du câble est fixée sur la base du chariot. Les connecteurs courent le long de la bôme jusqu'au boîtier d'alimentation et le convertisseur analogique-numérique situé dans le cockpit.

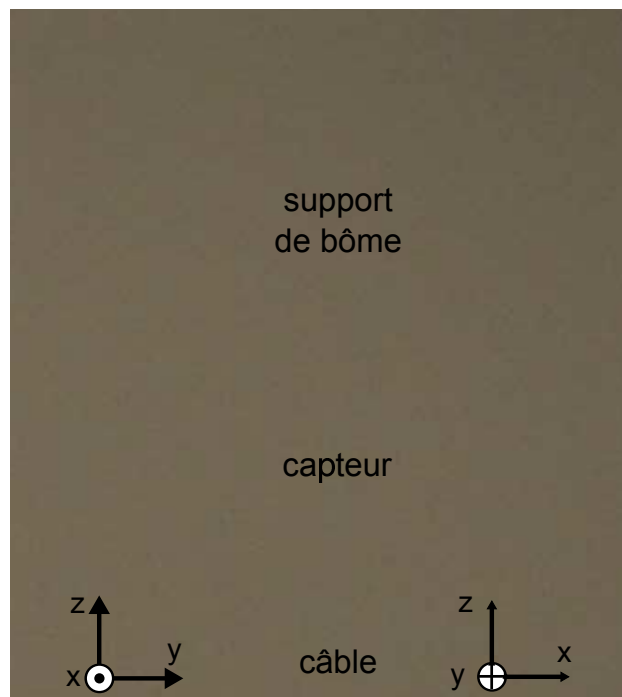


Figure 3.20 – Capteur de longueur ASM monté sur son support de bôme

3.4.4 Instruments de navigation

L'instrumentation embarquée sur le voilier comporte également des capteurs qui sont des instruments de navigation. Ces instruments ont pour la plupart, des performances (précision, fréquence d'échantillonnage...) supérieures à celles rencontrées sur la majeure partie des voiliers. Ces améliorations proviennent soit du matériel lui-même, soit du système de conditionnement de l'information. Dans cette partie, on présentera brièvement les capteurs utiles à la navigation en insistant sur leurs caractéristiques techniques.

Loch Navman	
dénomination	Navman 3100s
résolution 0-20nds	0.01kts
résolution 20-30nds	0.1kts
précision	0.2kts
fréquence d'acquisition	5Hz
alimentation	12V

Tableau 3.11 – Caractéristiques techniques du Loch Navman

GPS différentiel Furuno	
dénomination	DGPS Furuno GP37
résolution GPS	10m
résolution DGPS	5m
fréquence d'acquisition	1Hz
alimentation	12V

Tableau 3.12 – Caractéristiques techniques du GPS Furuno

3.4.4.1 Mesure de la vitesse du bateau

La mesure de la vitesse du bateau par rapport à la surface de l'eau est faite à l'aide d'un loch Navman 3100s fixé sous la coque du J80, à l'avant de la quille. Le loch est composé d'un capteur mécanique à roue à aubes placé à travers un passe-coque et d'un répéteur digital visible du pont. Les signaux sont récupérés en sortie du répéteur après post-traitement de l'information brute du capteur (moyenne glissante des valeurs mesurées sur 6s). Le capteur est relié au PC embarqué via un port RS232. Le tableau 3.11 résume les caractéristiques techniques du loch Navman.

3.4.4.2 Mesure de la position et de la vitesse

La mesure de la position du bateau, de son cap (*Course Over Ground*) et de sa vitesse (*Speed Over Ground*) par rapport au référentiel terrestre est faite à partir d'un GPS différentiel Furuno GP37. Les données sont récupérées sur le PC embarqué via un port RS232 sous forme de 3 trames NMEA COG, SOG et Position DGPS en latitude-longitude. Le tableau 3.12 résume les caractéristiques techniques du GPS différentiel Furuno.

3.4.4.3 Compas fluxgate

La mesure du cap est faite à partir d'un compas fluxgate B&G Halcyon3. Les avantages d'un compas fluxgate sur un compas magnétique classique sont dus au fait qu'il n'est pas sensible aux masses métalliques et aux accélérations. Le compas est placé à l'intérieur du bateau et orienté dans le sens de la ligne de foi. Les données sont récupérées sur le PC embarqué sous la forme de la

Compas fluxgate	
dénomination	B&G Halcyon3
résolution	0.1deg
précision	0.5deg
dynamique	33deg/s
fréquence d'acquisition	5Hz
alimentation	12V

Tableau 3.13 – Caractéristiques techniques du compas B&G

Capteur d'angle de barre	
résolution	0.1deg
précision	0.5deg
sortie analogique	0-10V
fréquence d'acquisition	20Hz
alimentation	12V

Tableau 3.14 – Caractéristiques techniques du capteur d'angle de barre B&G

trame NMEA via un port RS232. Le tableau 3.13 résume les caractéristiques techniques du Compas fluxgate B&G.

3.4.4.4 Angle de barre

La mesure de l'angle de barre est faite à partir d'un capteur d'angle B&G Hercules. Le capteur est fixé sur le tableau arrière via un support en aluminium et relié à la barre par un système de tringlerie. Une attention particulière est portée sur le parallélisme du capteur et de la barre. La sortie analogique du capteur est connectée à un convertisseur analogique-numérique, lui-même connecté au PC embarqué. Le tableau 3.14 résume les caractéristiques techniques du capteur d'angle de barre B&G.

3.5 Système d'acquisition et conditionnement

Les paragraphes précédents montrent le nombre important et l'hétérogénéité des capteurs présents au sein du dispositif expérimental du voilier instrumenté. La diversité des signaux de mesure pose des difficultés en terme d'acquisition et de conditionnement des données auxquelles l'instrumentation doit faire face. Cette section s'attarde sur les moyens expérimentaux mis en place pour gérer la quantité importante de données et décrit les spécificités du PC embarqué.

3.5.1 Conversion analogique-numérique

L'instrumentation comprend des capteurs analogiques dont la mesure demande à être numérisée pour être stockée sur le PC embarqué avec les autres données. Les capteurs analogiques sont les jauges de contrainte qui équipent les manilles et les ridoirs instrumentés, le capteur de longueur et le capteur d'angle de barre. On utilise donc des convertisseurs analogique-numérique adaptés à la nature des mesures.

3.5.1.1 Jauges de contrainte

Les jauges de contrainte sont reliées à deux centrales d'acquisition Spider8 développées par la société HBM. Chaque voie du Spider8 dispose d'une alimentation pour les ponts de jauge, d'un amplificateur pour le conditionnement du signal, de filtres numériques ainsi que de son propre convertisseur analogique-numérique. Les deux centrales d'acquisition Spider8 sont montées en série et fonctionnent ainsi comme un seul boîtier. Tous les convertisseurs analogique-numérique d'un même boîtier Spider8 fonctionnent de manière synchrone. Ils peuvent fournir jusqu'à 9600 valeurs de mesure par seconde mais sont paramétrés à 50Hz pour des raisons de stockage de données. Les capteurs d'effort sont reliés aux centrales d'acquisition via un fil, ce qui permet d'assurer une fréquence d'acquisition largement supérieure aux capteurs d'efforts communiquant par Wifi ou Bluetooth. Les inconvénients majeurs du lien filaire sont la fragilité, l'accessibilité (les points d'écoute libre par exemple) et l'encombrement. Les deux centrales d'acquisition Spider8 sont reliées au PC via un port USB.

Un système de marquage est mis en place sur les capteurs et leurs connecteurs pour assurer l'ordre des branchements. Pour éviter toutes confusions (rendues faciles par la quantité de fils et le nombre de capteurs), les capteurs et les points de mesures de tension sont appareillés définitivement. Le nom de l'élément mesuré (hale-bas, V1 tribord...) est ajouté à un numéro sur le connecteur. La position des ridoirs est inscrite à l'intérieur de la cage.

3.5.1.2 Capteurs analogiques

Le signal des autres capteurs analogiques, i.e. le capteur de longueur et le capteur d'angle de barre, ne nécessite pas d'amplification. Les capteurs sont reliés à un convertisseur analogique-numérique DataTranslation. Les signaux sont conditionnés sous la forme 0-10V et leurs valeurs sont numérisées. Les différentes entrées du convertisseur sont synchrones. La fréquence d'acquisition est ainsi paramétrée à 20Hz pour les deux signaux.

3.5.2 PC embarqué

Un PC embarqué est dédié à l'instrumentation pour les besoins des mesures embarquées sur le voilier. Le PC doit répondre à un cahier des charges strict :

- alimentation 12V,
- faible consommation (pas de ventilateur),
- grand nombre de connecteurs (carte d'acquisition vidéo, ports RS232 et ports USB),
- processeur supportant l'acquisition multivoie à fréquence élevée,
- résistance au choc et aux fortes accélérations.

Face aux contraintes fortes de l'instrumentation et au besoin de gérer l'acquisition de tous les capteurs avec un seul PC, le choix s'est porté sur un PC marinisé Fanless AEC-6915 avec un processeur de 2.0GHz. Ce PC offre, au moment de l'achat, le plus grand nombre de connecteurs pour une unité alimentée en 12V. La Figure 3.21 illustre la face arrière du PC relié aux différents connecteurs des capteurs.

Le PC embarqué comporte 4 ports RS232 (loch, anémomètre, compas et GPS différentiel, 4 encoches PCI (cartes d'acquisition vidéo), et 4 ports USB (convertisseurs A/N, centrale inertielle et périphériques du PC). Des essais en mer dans des conditions de tossage ont montré les limites du disque dur tournant monté sur *silent bloc*. Le PC embarqué est donc amélioré à l'aide d'un disque SSD, qui ne souffre pas des chocs et augmente les capacités d'écriture et de lecture.

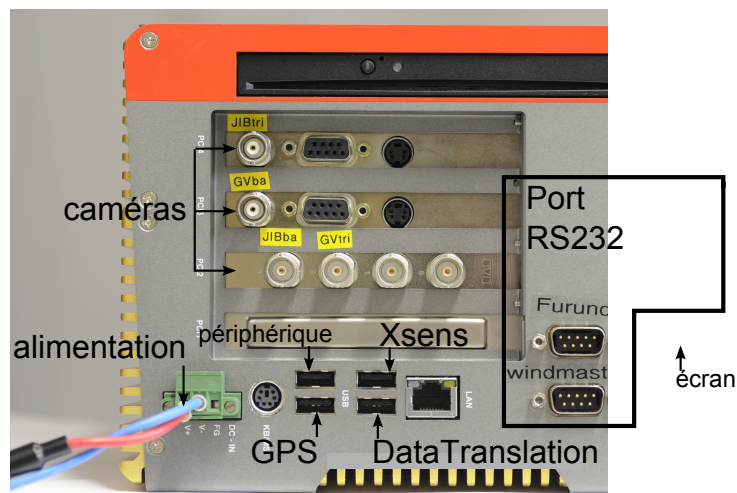


Figure 3.21 – Tableau arrière du PC embarqué

3.5.3 Système d'acquisition et synchronisation des données

Deux architectures de système d'acquisition dédié à la synchronisation sont envisagées. La première architecture est développée sur le logiciel LabVIEW de la société National Instrument, utilisant les compétences des personnels techniques du laboratoire. L'acquisition sur le logiciel LabVIEW n'étant pas en temps réel, il en résulte des problèmes dans l'exploitation des données. La

deuxième est développée sur le logiciel RTmaps de la société Intempora. Le principe d'acquisition et de synchronisation des deux architectures est décrit dans les paragraphes suivants.

3.5.3.1 Architecture LabVIEW

LabVIEW est un environnement de programmation graphique très répandu dans la communauté scientifique et dans ses applications techniques pour développer des systèmes de mesure, de test et de contrôle en assemblant des icônes graphiques intuitives et des fils à la manière d'un organigramme. L'avantage notable de LabVIEW est qu'il s'intègre avec des milliers de matériels et propose des centaines de bibliothèques de fonctions intégrées d'analyse et de visualisation des données, le tout permettant de créer des systèmes d'instrumentation virtuelle. Il jouit également d'une importante et dynamique communauté d'utilisateurs.

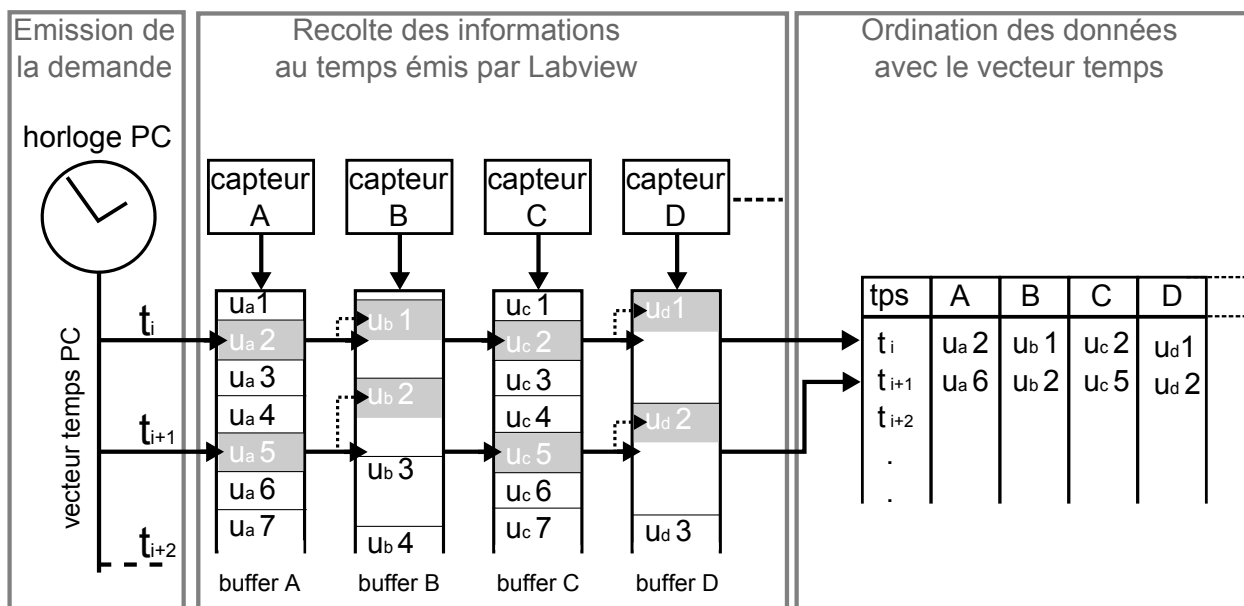


Figure 3.22 – Architecture générale d'acquisition sous le logiciel LabVIEW

L'architecture générale d'acquisition développée sous le logiciel LabVIEW est illustrée sur la Figure 3.22. Les modules de LabVIEW modélisent les ports de connexion des capteurs et mettent en place un espace de stockage tampon temporaire (*buffer*) pour chaque capteur. Le signal du capteur A , $u_a(t)$, est stocké dans le *buffer A*. La fréquence d'échantillonnage dépend des caractéristiques du capteur et de son paramétrage. LabVIEW vient récupérer, avec un pas de temps fixe et défini par l'opérateur, la dernière information disponible dans le *buffer*. Les informations récoltées dans les différents *buffers* héritent de la date de requête, issue du vecteur temps créé par LabVIEW. Dans le cas d'un capteur multivoies (boîtier d'acquisition Spider8, Xsens,...) l'information est regroupée et contient les valeurs des différentes voies de mesures avec la même date. Cette architecture présente quelques avantages et des défauts importants.

Avantages :

- création d'un unique fichier de données ordonnées,
- réglage de fréquence d'acquisition de tous le système via le vecteur temps de requête.

Défauts :

- sollicitation très importante du processeur,
- fréquence d'acquisition limitée (maximum 5Hz),
- instabilité du système d'acquisition,
- pas d'information sur les éventuelles erreurs pendant l'acquisition (effet boîte noire),
- perte d'information pour les signaux qui ont une fréquence d'échantillonnage supérieure à la requête,
- synchronisation fondée sur le fait que la mesure reste en tête du *buffer* tant qu'elle n'est pas remplacée. La date de la mesure dans le fichier d'enregistrement n'est pas la date d'émission de la mesure par le capteur.

L'architecture d'acquisition développée sur LabVIEW permet d'accéder avec les moyens du laboratoire à un fichier de données ordonnées. La limitation de la fréquence d'acquisition et le manque d'information sur la date exacte de l'information conduisent à la création d'un nouveau système d'acquisition.

3.5.3.2 Architecture RTmaps

RTmaps, développé par la société française Intempora, est un logiciel dédié à l'acquisition temps réel multi-capteurs. Les contacts étroits de Intempora avec le monde universitaire leur permettent de développer un outil adapté aux besoins de la recherche et du prototypage d'instrumentation et de système d'acquisition. L'interface graphique se présente également sous forme de module et de fil s'organisant à la manière d'un organigramme. A chaque capteur ou famille de capteur correspond une boîte (disponible dans la base de données ou développée à la demande par Intempora) qui contient les éléments de réglage du capteur. Le manipulateur prend le contrôle des capteurs via l'interface RTmaps.

L'architecture générale d'acquisition développée sous le logiciel RTmpas est illustrée sur la Figure 3.23. Le principe de base de RTmaps est de récupérer les données de manière asynchrone, i.e. "*on the flow*". Chaque capteur débite son signal à sa fréquence d'acquisition propre. RTmaps gère les mesures sous la forme d'un fichier événementiel. L'arrivée d'une nouvelle mesure crée une nouvelle ligne dans le fichier d'enregistrement. Cette ligne est composée de la date de parution de la mesure sur le PC et de la valeur de la mesure. Dans le cas d'un capteur multivoies (Spider8, Xsens,...) la ligne contient les valeurs des différentes voies de mesure. Le fichier d'enregistrement asynchrone, peut être relu à l'aide d'une interface RTmpas et organisé en vue d'un post-traitement, d'un ré-échantillonnage et d'une synchronisation des données. Cette architecture présente des

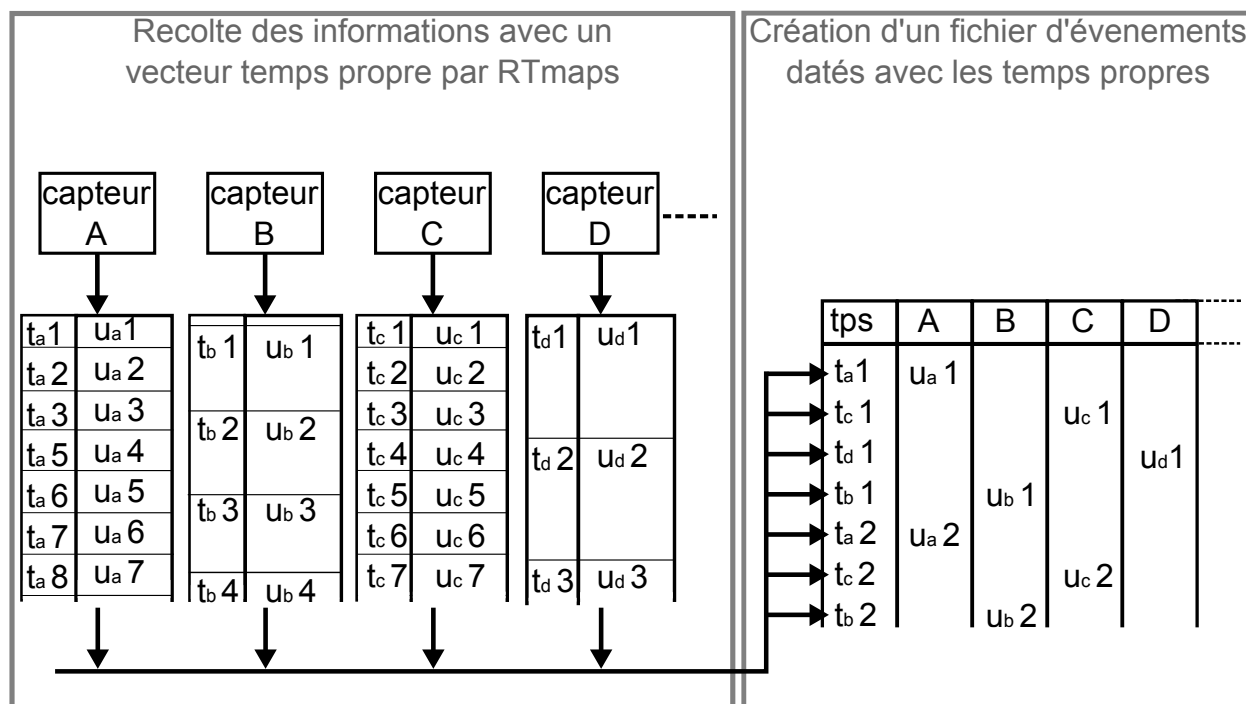


Figure 3.23 – Architecture de générale d'acquisition sous le logiciel RTmaps

avantages sensibles et quelques défauts.

Avantages :

- Datation précise de chaque mesure
- Augmentation de la fréquence d'acquisition
- Pas de perte de données par sous-échantillonnage des capteurs "hautes fréquences"
- Création d'un unique fichier de données
- Contrôle de la synchronisation (lois d'interpolation, lissage...)
- Stabilité du système d'acquisition
- Gestion des caractéristiques capteurs via l'interface
- Report des erreurs rencontrées pendant l'acquisition

Défauts :

- Obligation de post-traitement sur fichier d'enregistrement asynchrone
- Manque de développement sur l'interface utilisateur (en développement)

Le système d'acquisition développé sur RTmaps permet d'améliorer sensiblement la fréquence d'échantillonnage, la précision sur la datation et la stabilité de l'acquisition du système de mesure embarqué sur le voilier instrumenté. Les données mesurées sont ainsi clairement répertoriées puis synchronisées via Matlab par une interpolation linéaire sur les données brutes.

3.6 Bilan du dispositif expérimental

Le prototypage de capteurs dédiés à la mesure des efforts en mer dans le gréement demande de développer des éléments d'accastillage instrumentés. Les différents protocoles de calibration permettent d'apporter les modifications nécessaires aux manilles et ridoirs instrumentés pour avoir une mesure précise des efforts en navigation. Les mesures d'efforts sur le voilier instrumenté ont une erreur absolue inférieure à 50N sur toute la gamme de mesure.

Les procédures de calibration montrent la précision de la Calibration Toolbox pour déterminer les coordonnées de la caméra à partir de mesures sur mire. La méthode mise en place est utilisée pour déterminer les variations de positions des caméras situées dans le mât dues au mouvement relatif du gréement par rapport à la coque.

Montrant les meilleurs résultats lors des essais, le logiciel ASA est choisi pour le post-traitement des images et la récupération des coordonnées des lignes de visualisation. Pour minimiser les erreurs de post-traitement, les hypothèses imposées par l'utilisation d'ASA doivent être respectées (hypothèses section 3.3.3.1) et les paramètres de la caméra calculés avant le traitement des images.

Afin de pallier le problème de la vidéo, le système d'acquisition vidéo est amélioré avec des *video frame grabber* Matrox MOR/2VD PCI avec compression JPEG2000. Ces cartes ont un processeur interne qui assure la compression des images. Elles permettent ainsi de soulager le processeur du PC embarqué et de fiabiliser l'acquisition. L'acquisition des cartes Matrox intervient en phase de rédaction du manuscrit et les essais en mer n'ont pas encore été réalisés avec le nouveau matériel.

Un bon système d'acquisition doit permettre d'enregistrer un maximum de données utilisables, i.e. correctement identifiées et datées. De plus, un système de mesure dynamique doit prendre en compte la synchronisation des données. La synchronisation est la condition sine qua non pour l'étude expérimentale des phénomènes instationnaires. Le système d'acquisition développé sur le logiciel RTmaps, fondé sur le principe de datation "*on the flow*" permet d'assurer la datation et la stabilité de l'acquisition du système de mesure embarqué sur le voilier instrumenté.

4 Mesures

Sommaire

4.1	Caractérisation du gréement	112
4.1.1	Géométrie du gréement	112
4.1.2	Essai de traction des câbles	114
4.1.3	Caractéristiques du mât et de la bôme	118
4.2	Etude structure du gréement sans voile	125
4.2.1	Mesures	125
4.2.2	Comparaison avec le code structure ARA	138
4.2.3	Bilan de l'étude structure du gréement sans voile	139
4.3	Mesures en mer	142
4.3.1	Présentation des mesures en mer	142
4.3.2	Régime stationnaire	147
4.3.3	Influence du pataras	153
4.4	Mesures instationnaires	157
4.4.1	Présentation des mesures instationnaires	157
4.4.2	Analyse et discussion	166
4.4.3	Comparaison Numérique/Expérience en instationnaire	176
4.5	Conclusion sur les mesures	181

L'un des objectifs principaux de ces travaux de thèse concerne l'analyse du comportement dynamique du gréement d'un voilier et la validation de codes de calcul IFS instationnaire dédié à la simulation du voilier avec l'hypothèse d'un écoulement attaché. Cette analyse passe par la mesure du gréement dans différentes conditions de réglages et de chargement.

Les précédents chapitres illustrent les développements de l'instrumentation dédiés aux mesures des phénomènes d'interactions fluide structure sur surface souple. Ils mettent également en avant les spécificités du code ARAVANTI. Ce chapitre expose les différentes campagnes de mesures effectuées dans le cadre de la thèse. Il traite dans une première partie des mesures de caractérisation géométrique et mécanique du gréement. Ce chapitre traite ensuite des mesures sur l'évolution de la courbure du mât en fonction des réglages, comparées aux calculs du code structure. Enfin, dans une dernière partie, les mesures en mer sur le bateau instrumenté sont présentées. L'objectif est double puisqu'il s'agit ici de comprendre les phénomènes physiques en jeux dans le système aéro-élastique et de créer une base de données pour caractériser ce même système. Un premier cas stationnaire

et l'influence d'un réglage (tension de pataras) en quasi statique sont étudiés puis comparés aux résultats du code ARAVANTI. Le chapitre se termine par l'analyse des sollicitations dynamiques du voilier lors d'un bord de près dans une houle de face. Les mesures expérimentales dans cette situation de forçage sont comparées aux calculs instationnaires du modèle IFS.

4.1 Caractérisation du gréement

Les caractéristiques mécaniques et géométriques du gréement, ainsi que la forme de conception de la voile appelée moule de design sont nécessaires pour la compréhension du problème aéro-élastique du gréement et pour la caractérisation des paramètres d'entrée du code.

Les données constructeur étant maigres dans ce domaine pour des raisons de confidentialités et dans une exigence de vérification, le choix est fait de mesurer la géométrie et de caractériser les comportements mécaniques du mât, de la bôme et des haubans. Cette partie décrit d'une part les mesures de la géométrie du gréement et d'autre part les essais de traction et de flexion respectivement sur les haubans et sur les profils du gréement.

4.1.1 Géométrie du gréement

Le gréement du J80 est décrit dans le chapitre 3.1. Pour résumer ce chapitre, le J80 a un gréement fractionné à 2 étages de barres de flèche, un étai creux, trois haubans de chaque côté et un pataras. Les dimensions du mât, la position des différents points de capelage (haubans et étai) ainsi que la géométrie des barres de flèches sont, après mesures, identiques à celles du plan fourni par Sparcraft¹. Ce plan (Annexe B) est donc utilisé comme référence pour la géométrie du mât. La longueur des haubans peut quant à elle être différente d'un gréement à l'autre ou même d'une amure à l'autre. Ils font l'objet d'une procédure adaptée.

4.1.1.1 Longueur des haubans

La connaissance précise de la longueur des haubans est essentielle pour la simulation. La première étape du calcul avec le code ARAVANTI consiste en la mise en position et en tension du gréement. Les haubans sont mis en tension sur le gréement nu afin de garantir le maintien, la position et la forme du mât lorsque ce dernier est soumis aux efforts dus aux voiles et aux attitudes du voiliers. Sur le voilier réel, la mise en tension se fait par l'intermédiaire des ridoirs. Dans le code, la mise en tension joue sur la longueur totale des haubans, allant de la fixation sur mât jusqu'à l'axe de la chape inférieure du hauban sur la cadène sur le bateau. Cette longueur totale, illustrée figure 4.1, fait intervenir :

- les haubans : terminaison supérieure partant du coude du marteau, câble mono toron,

1. Constructeur des mâts et bômes pour le J80

- terminaison inférieure, filetage, ridoir et chape inférieure du ridoir reliée par un axe goupillé à la cadène de hauban,
- l'étai : anneau de capelage, manille, terminaison supérieur, câble mono toron, terminaison inférieur, filetage, ridoir et chape inférieure du ridoir reliée par un axe goupillé à la cadène d'étai. L'étai rigide et l'enrouleur ne modifie pas la longueur de l'étai, mais seulement ses caractéristiques mécaniques,
 - le pataras : terminaison supérieure reliée par un axe goupillé à la tête de mât, câble mono toron, terminaison inférieure,
 - la patte d'oie : terminaison supérieure reliée à la dernière manille, câble mono toron, terminaison inférieure reliée par un axe goupillé à la cadène sur le tableau arrière.

Pour cette définition des longueurs, il est nécessaire de préciser également le réglage des ridoirs par l'intermédiaire de l'entraxe entre les tiges filetées, la position x, y et z des alésages de cadène par rapport au pied de mât et les dimensions des manilles du pataras.

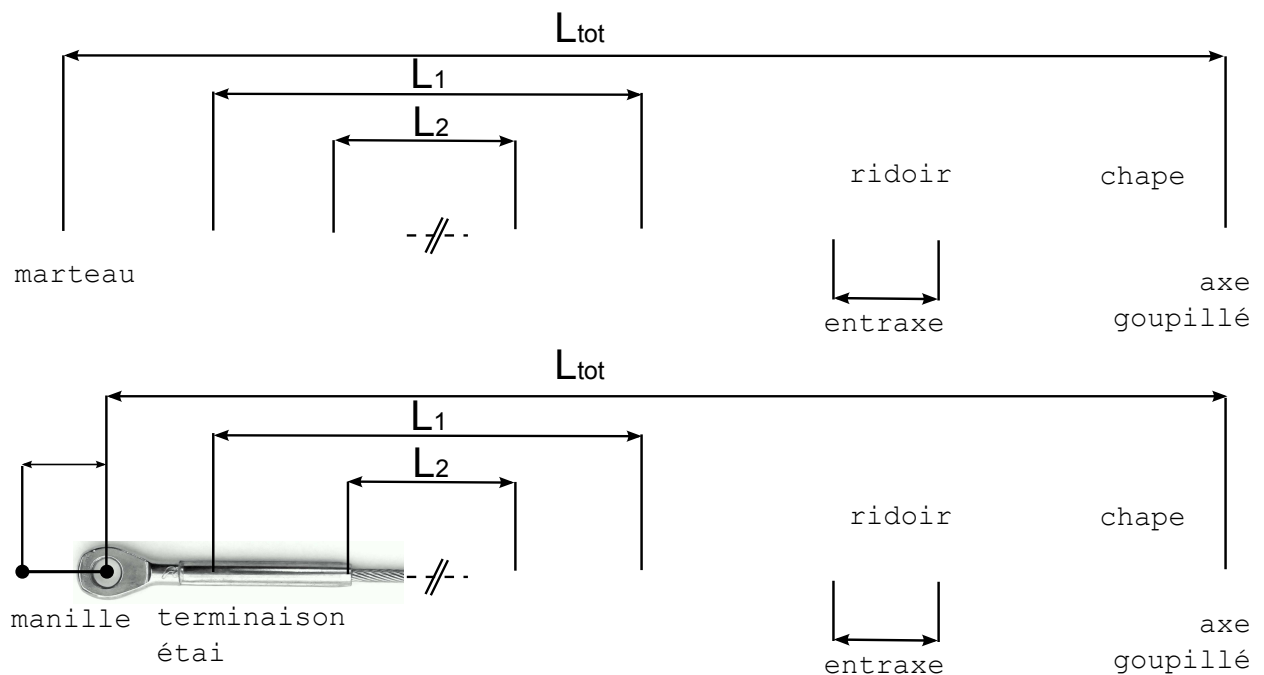


Figure 4.1 – Longueurs caractéristiques mesurées sur les haubans et sur l'étai. Le marteau est insérée dans une lumière dans le profil de mât. La chape est reliée à la cadène sur le pont. La longueur de l'étai comprend également une manille qui relie l'anneau de capelage sur mât à l'œillet serti.

Hypothèses et longueurs

Pour la mesure des différentes longueurs, les câbles, n'étant pas rectilignes au repos, sont mis sous tension entre deux pitons fixés dans le sol. Une tension comprise entre 200 et 400N est

	L^{tot}	entraxe ridoir	L2 câble seul	L1 câble + sertissage	diamètre
précision	$\pm 1mm$	mm	$\pm 1mm$	$\pm 1mm$	$1mm$
Etai	10025	33	9066	9072	5
V1bab	9564	48.4	9168	9277	5
V2bab	6687	47.8	6308	6405	4
D1bab	3514	37.2	3132	3240	5
V1tri	9559	47	9168	9275	5
V2tri	6685	45	6307	6404	4
D1tri	3514	36.9	3134	3242	5
Pataras	8467	<i>palan</i>	8312	8391	4
Patte d'oie tri	2835	<i>palan</i>	2700	2770	3
Patte d'oie bab	2838	<i>palan</i>	2701	2771	3

Tableau 4.1 – Longueurs totales et intermédiaires des haubans

appliquée à la main à l'aide d'un palan ou d'un ridoir dont l'entraxe des tiges filetées est relevé. Les mesures des longueurs des haubans ont une précision de l'ordre du mm. Le tableau 4.1 résume les différentes longueurs caractéristiques décrites dans ce chapitre.

4.1.2 Essai de traction des câbles

Dans le code, les différents haubans sont modélisés par un câble caractérisé par sa longueur et résistance à l'allongement. Les informations concernant le module d'Young d'un câble mono toron sont rares et les fourchettes de valeurs indicatives sont larges. Afin de pallier ce manque d'information, une procédure d'essai de traction pour câble de longueur importante a été mise en place.

4.1.2.1 Matériel et méthodes

Pour éviter la flèche due à leur poids, les essais de tractions sont réalisés avec les câbles reposant sur le sol. Les câbles sont mis en tension entre deux pitons ancrés dans le sol. La mise en tension se fait par l'intermédiaire d'un ridoir ou du système de pincement des pattes d'oies dans le cas du pataras (Figure 1.18). L'effort est mesuré par l'intermédiaire d'un ridoir instrumenté (R_{D1tri} $S=1.799mV/N$) et d'une manille instrumentée dans le cas du pataras ($M_{pataras}$ $S=1.447mV/N$) avec une précision de l'ordre de 50N pour les deux instruments (Section 3.2). L'allongement est mesuré par le capteur de longueur à câble ASM ($S=3,333V/m$). Les anneaux des pitons et la fixation entre les anneaux et l'extrémité du hauban (cordage en Dynema) se déforment sous la charge, rapprochant les points de tir et modifiant sensiblement la tension appliquée aux câbles. La base du capteur de longueur est fixée sur la terminaison supérieure du câble en traction et l'extrémité de son câble de mesure sur la terminaison inférieure, en amont du ridoir. La mesure de longueur n'est ainsi pas perturbée par la déformation des pitons et l'allongement

des cordages de fixation. Le débattement du capteur de longueur n'étant que de 3m, son câble est rallongé par un câble en acier de faible diamètre sans allongement sous la seule tension de rappel du capteur ($\approx 6\text{N}$). Le capteur donne la longueur L_2 (Figure 4.1) à une constante additive près.

Les capteurs d'effort sont reliés à un système d'acquisition et de conditionnement Spider8 décrit section 3.5.1.1. Le capteur de longueur est relié à un convertisseur analogique/numérique DataTranslation. L'enregistrement et la synchronisation des données à 25Hz sont gérés sur le PC utilisé pour les mesures embarquées via le logiciel RTmaps. Les matériels sont décrits dans le chapitre 3.5.

4.1.2.2 Traitement des données

Les données brutes sont enregistrées par RTmaps dans deux fichiers distincts, avec une base de temps commune. Les données sont alors converties en mm et N. Les câbles n'étant pas neufs, il est difficile de mesurer leur longueur naturelle. En effet, sans aucun effort de traction, les câbles ne sont pas rectilignes. Pour contourner cette difficulté, on ignore les points de mesure correspondant aux tensions les plus faibles, et la longueur naturelle (sans tension) est déterminée par extrapolation de la droite de la régression linéaire jusqu'à une tension nulle. La valeur obtenue est très proche de la longueur L_2 définie sur la Figure 4.1 (erreur de l'ordre de 3mm).

La résolution du capteur de longueur étant beaucoup plus faible que celle des capteurs d'effort, le tracé de l'allongement L en fonction de l'effort F donne des paliers, i.e. à une valeur de L correspondent plusieurs valeurs de F . Le poids des mesures dans la régression sur les données brutes est donc fonction du temps passé sur cette mesure. Dans ce cas, la régression est calculée sur les moyennes des efforts pour chaque palier. La régression ne prend pas en compte les premiers points de mesures, à faible tension, qui s'écartent de la droite de régression et modifient sa pente. Le seuil de tension suffisant pour le premier point d'interpolation est défini graphiquement, sur cette hypothèse. Pour chacun des câbles testés en traction, les courbes d'allongement en millimètres en fonction de la tension en Newton sont tracés comme l'illustre la Figure 4.2.

Le module d'élasticité longitudinal peut être déterminé comme la pente de la régression linéaire issue de l'essai de traction dans le domaine élastique comme l'illustre la Figure 4.3. L'allongement ϵ et la contrainte σ doivent être alors exprimés comme :

$$\epsilon = \frac{l - l_0}{l_0} \quad \sigma = \frac{F}{S}$$

avec l_0 la longueur L_2 en mm et S la section du câble considéré plein en mm^2 . Le fait de considérer le câble comme une barre pleine explique les faibles valeurs de modules d'élasticité obtenues comparées à celle que l'on trouve habituellement pour l'incox dans la littérature.

On en déduit :

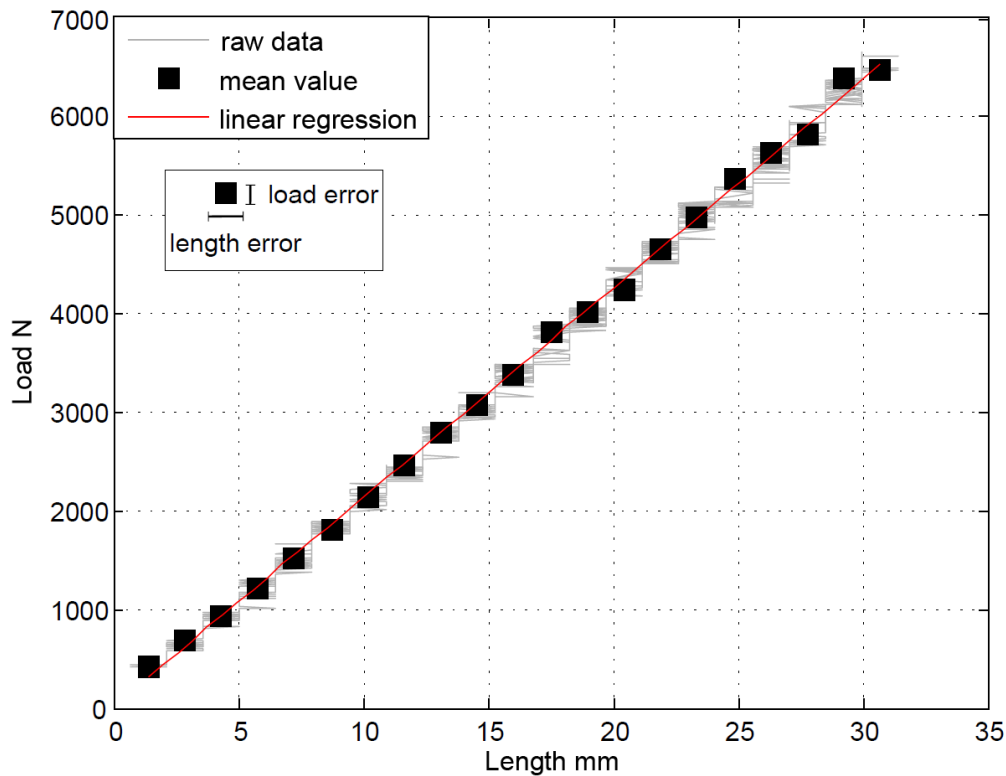


Figure 4.2 – Essai de traction exprimé en N et mm pour le V1 tribord. La droite passe par 0.

$$E = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\epsilon}$$

Les valeurs de E en MPa mesurées pour les différents haubans ainsi que les coefficients de détermination des droites de régression sont résumés dans le tableau 4.2. L'erreur totale sur le module d'Young est inférieure à 4%.

4.1.2.3 Conclusion sur les longueurs

Les longueurs des câbles du gréement sans tension sont sensibles aux sertissages (opération manuelle) et à l'histoire des tensions supportées par le câble. Une pré tension est ainsi nécessaire pour "tendre" le câble. Ces raisons peuvent expliquer les différences obtenues entre les paires de haubans. Il faut ajouter à ces écarts les erreurs de mesures. La longueur utile pour la modélisation est la longueur totale L_{tot} , à laquelle il faut ajouter les éventuelles manilles de réglage (comme dans le cas de l'étai).

L'influence du détournage lors des essais de traction sur les câbles peut expliquer les dispersions obtenues autour des régressions et des résultats sur les modules d'élasticité. En effet, les modules d'Young sont déterminés avec l'hypothèse d'un comportement élastique alors que les effets des torons

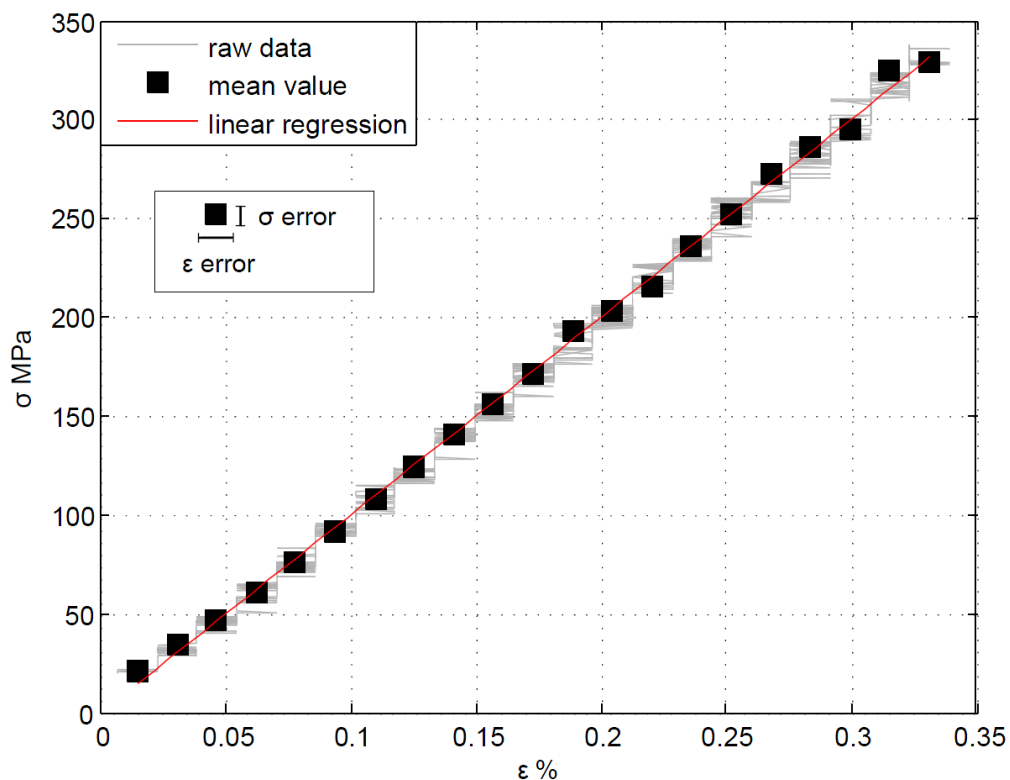


Figure 4.3 – Essai de traction exprimé en contrainte et allongement relatif pour le V1 tribord. La droite passe par 0.

précision	E (MPa) ± 8 MPa	R^2	D (mm)	EI (N.mm ²)
étai	1003.6	0.9962	5	30790.1
V1bab	973.94	0.9984	5	29880.1
V2bab	929.22	0.997	4	11034
D1bab	964.12	0.9918	5	29878.8
V1tri	1002	0.9971	5	30741
V2tri	935	0.996	4	11000.7
D1tri	975.1	0.9813	5	29915.7
Pataras	934.53	0.9898	4	11743.7
Pate d'oie tri	938.97	3	0.995	3733.4
Pate d'oie bab	919.57	3	0.9941	3656.3

Tableau 4.2 – Modules d'Young des haubans, coefficients des régressions linéaires calculés d'après les essais de traction et modules EI déterminés pour une section équivalente pleine

modifient ce caractère élastique pur. L'effet des torons est d'ailleurs connu des marins puisqu'un hauban sous tension tourne et se dévisse au niveau des ridoirs. Des tests de mise en tension sur une longue période est nécessaire pour étudier les phénomènes de fluage dans le cas du câble toronné. L'influence de l'hypothèse d'une section pleine semble également dépendre du diamètre considéré.

En effet, les câbles de petit diamètre ont un module plus faible. Cette hypothèse ne prend pas en compte le taux de remplissage de la section par les brins du toron. Les valeurs des modules d'Young obtenues avec l'hypothèse d'un matériau homogène équivalent au câble sont évidemment beaucoup plus faibles que les valeurs obtenues dans la littérature pour l'acier Inox (203 000 MPa). Cela correspond à un câble en Inox à section pleine de 1.3mm pour les torons de 5mm et de 0.8mm pour les torons de 3mm. Dans le code ARA, les câbles du gréement sont caractérisés avec le module EI déterminé pour une section équivalente pleine 4.2.

4.1.3 Caractéristiques du mât et de la bôme

Les caractéristiques mécaniques des espars, bôme et mât ne sont pas fournies par le constructeur. Elles sont en revanche nécessaires pour modéliser les déformations du gréement soumis aux contraintes de pré tension des haubans et du chargement aérodynamique. Cette partie décrit la mesure des caractéristiques mécaniques sur le mât et la bôme par des mesures en flexions, utilisant la théorie des poutres.

4.1.3.1 Poutre en flexion

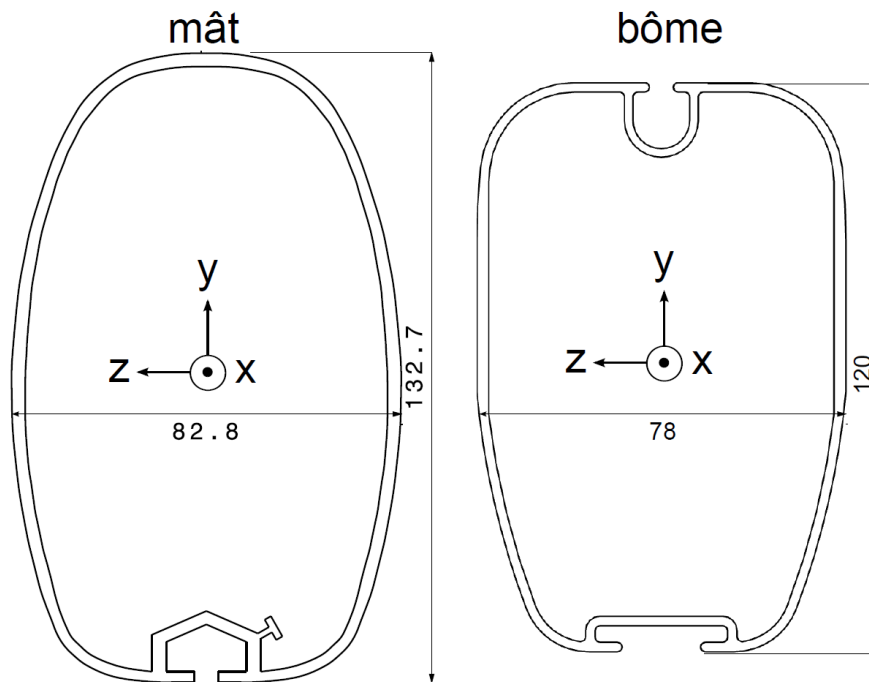


Figure 4.4 – Sections du mât et de la bôme exprimées dans le repère poutre usuel en RDM. Le repère est centré sur le point G, centre surfacique des sections

Le mât et la bôme sont modélisés dans le code comme des poutres, caractérisées par le produit EI. les sections des poutres et leurs orientations sont représentées sur la Figure 4.4. La détermination

de ce produit EI peut se calculer à l'aide de la mesure de la flèche y_{max} de la poutre soumise à une charge ponctuelle F au centre des deux appuis comme l'illustre la Figure 4.5. Les lois de résistance des matériaux [Giet et Geminar, 1968] démontrent que dans ce cas :

$$y_{max} = \frac{F L^3}{48 EI}$$

L étant la distance entre les deux appuis en mm, y_{max} la flèche maximale située au milieu des appuis en mm, I le moment quadratique en mm^4 et E le module d'Young en MPa.

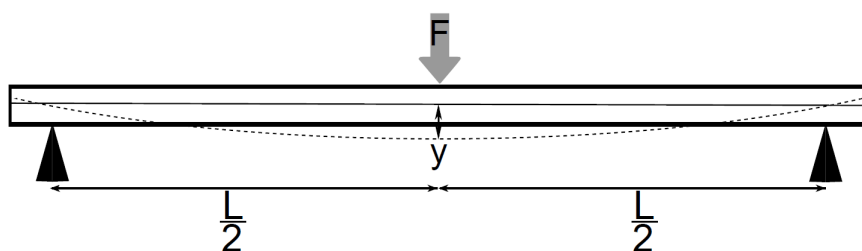


Figure 4.5 – Schématisation de l'essai de flexion entre 2 appuis avec charge ponctuelle.

Les poutres sont testées sur deux directions, longitudinale et transversale. Les conventions de repère communes à la résistance des matériaux sont utilisées. La section du mât se situe dans le plan yGz , G centre surfacique de la section. Le mât et la bôme sont mis en appui sur deux tréteaux. Le mât est soutenu avant le rétreint de tête, pour faire la mesure seulement là où le mât à une section constante. Des masses d'une dizaine de kilos sont successivement suspendus à un crochet placé au centre des appuis. La flèche du mât due à ces charges ponctuelles est mesurée à l'aide d'un réglé disposé à la verticale du centre de la poutre et d'un stylet, pointant le réglé, fixé sur le mât. Les déformations de la bôme étant plus faibles, la flèche est mesurée à l'aide d'un micromètre à palpeur. Dans le cas du mât, la mesure de la flèche nulle, c'est-à-dire le mât droit, est compliquée par le manque de planéité du sol et la difficulté à la mesurer. La précision n'est pas suffisante pour utiliser cette position et déterminer le module EI à partir de la flèche du mât soumis à son poids propre. D'après le théorème de superposition, seule la flèche relative $y = y_{chargeponctuelle} - y_{poidspropre}$ peut être considérée. Dans le cas de la bôme, la flèche due au poids propre est inférieure à notre précision de mesure.

L'évolution de la flèche en fonction du poids est tracée dans les deux directions pour les deux poutres comme l'illustrent les Figures 4.7 et 4.8. Le coefficient directeur de la droite de régression permet de déterminer le rapport F/l moyen sur l'essai. Le calcul de la droite de régression est plus rigoureux que le rapport des efforts moyens sur les longueurs moyennes car il consiste à trouver la droite qui représente le mieux la tendance de tous les points de mesure. EI est calculé à partir du coefficient directeur de la droite de régression.

Afin de tester la méthode de détermination de EI , on étudie le cas simple d'un tube creux

d'aluminium de diamètre extérieur 21mm et intérieur 19mm (Figure 4.6) est soumis au même essai de flexion. Ce tube est un profil test pour la méthode. La Figure 4.9 montre l'évolution de la flèche en fonction du poids.

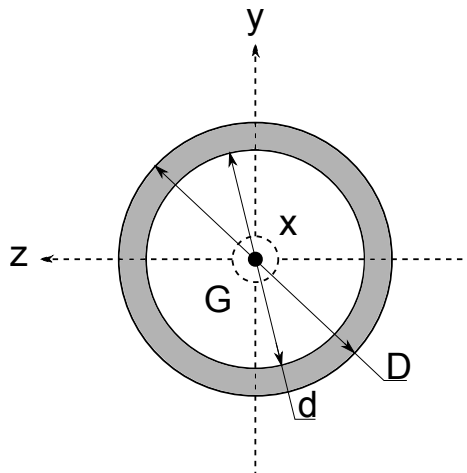


Figure 4.6 – Profil du tube d'aluminium test. D=21mm et d=19mm

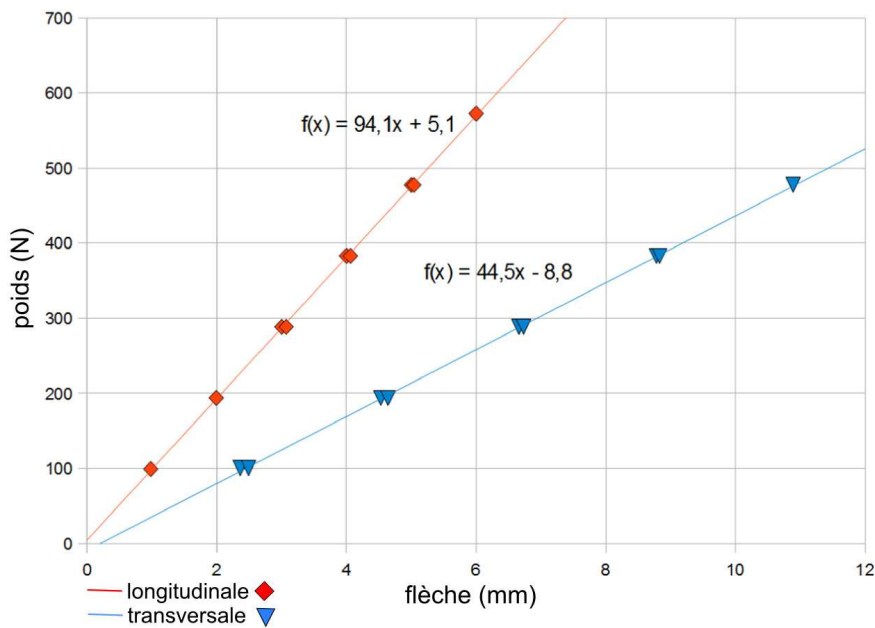


Figure 4.7 – Essais de flexion du mât : flèche en fonction du poids. Les marqueurs représentent les données expérimentales et la droite représente la régression linéaire

4.1.3.2 Moment quadratique I

Les essais de flexion permettent d'obtenir le module EI. Pour valider les résultats obtenus, le module d'Young peut être comparé avec les données standard de la littérature. Le moment

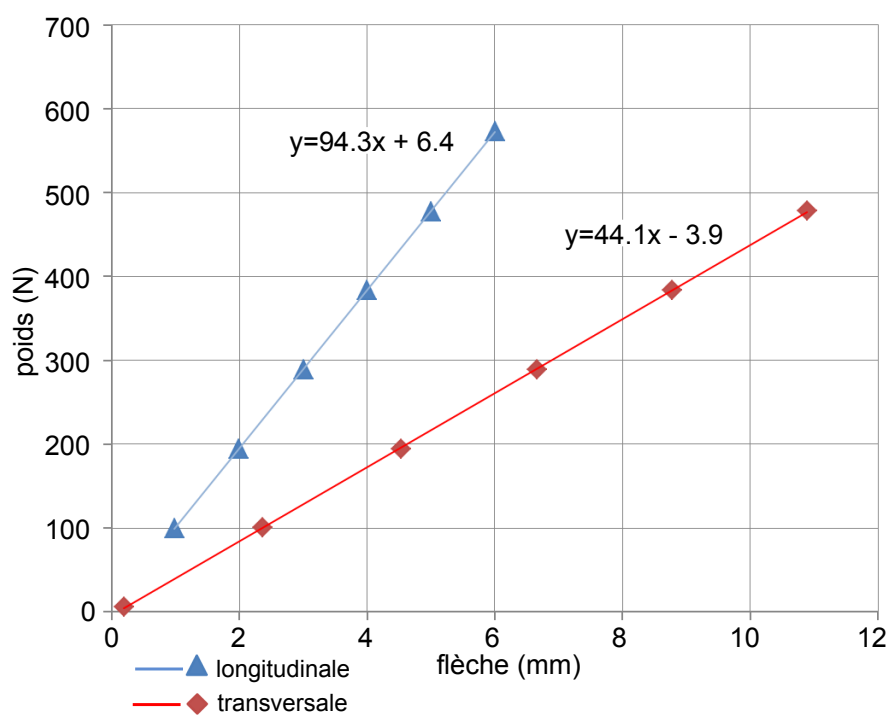


Figure 4.8 – Essais de flexion de la bôme : flèche en fonction du poids. Les marqueurs représentent les données expérimentales et la droite représente la régression linéaire

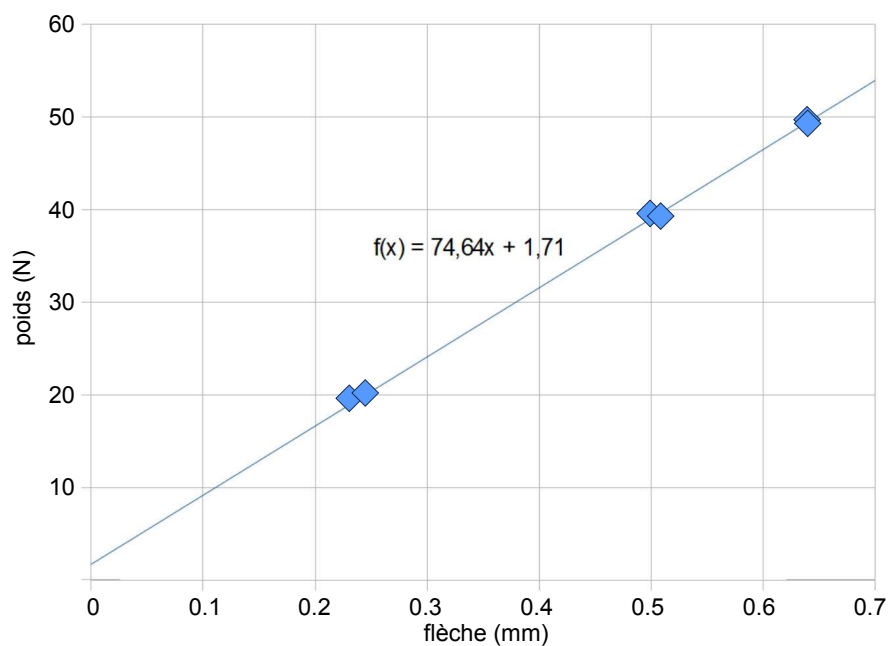


Figure 4.9 – Essais de flexion du tube d'aluminium : flèche en fonction du poids. Les marqueurs représentent les données expérimentales et la droite représente la régression linéaire

quadratique doit être alors calculé pour chaque section.

Dans le cas plus simple du tube d'aluminium, le moment quadratique est identique dans les deux directions y et z . Dans le cas d'un tube, illustré Figure 4.6, le moment quadratique vaut :

$$I_{Gy} = I_{Gz} = \frac{\pi(D^4 - d^4)}{64}$$

avec D le diamètre extérieur et d le diamètre intérieur en mm.

Les profils du mât et de la bôme, présentés sur la Figure 4.4 ne permettent pas de décomposer le calcul de leur moment quadratique par des géométries simples (rectangle, cercle etc...). De plus, la technique consistant en une somme de trapèzes ne pourrait être appliquée que dans le cas I_{Gy} , où le profil est symétrique.

Un outil de calcul est développé dans le but de calculer les moments quadratiques des profils gauches en ne considérant que leur profil. Cet outil est fondé sur le théorème de Green-Riemann qui montre que l'intégrale du rotationnel d'une fonction sur une surface peut être ramenée à l'intégrale de cette même fonction sur le contour de cette surface. La démonstration est détaillée dans l'Annexe D.

Le moment quadratique en G dans la direction \vec{y} peut être défini comme la somme sur la surface des z^2 :

$$I_{Gy} = \int_S z^2 dS$$

On cherche donc une fonction ϕ telle que :

$$I_{Gz} = \oint_S \vec{\phi} d\vec{l} = \int \int_S r\vec{ot}(\vec{\phi}) d\vec{S}$$

où $d\vec{l}$ est le vecteur directeur de la courbe en tout point, $r\vec{ot}(\vec{\phi})$ le rotationnel de ϕ et $d\vec{S}$ le vecteur normal à un élément infinitésimal dont la norme est égale à la surface de l'élément.

Si on représente les profils par une suite de segments fermée, on peut déterminer la contribution d'un des segments en considérant la fonction ϕ comme un polynôme P de degré 4.

Si on considère deux points $M_1(x_1, y_1)$ et $M_2(x_2, y_2)$, extrémités de ce segment de profil, on définit :

$$P = a_1 \cdot x + a_2 x^2 + a_3 x^3 + a_4 x^4$$

avec

$$a = \frac{y_2 - y_1}{x_2 - x_1}$$

$$b = y_1 - a.x_2$$

$$a_1 = b^3/3$$

$$a_2 = a.b^2/2$$

$$a_3 = a^2.b/3$$

$$a_4 = a^3/12$$

Le moment quadratique peut donc être approché comme étant la somme de la contribution de l'ensemble des segments du profil.

Résultats

Le tableau 4.3 résume les caractéristiques des profils de la bôme, du mât et du tube d'aluminium dans les directions principales d'effort. Les valeurs de module d'Young diffèrent légèrement entre les calculs issus de la flexion en y ou en z. La différence représente 2% du module élastique calculé. Les modules élastiques du mât et de la bôme sont inférieures au module d'Young des alliages d'aluminium généralement trouvé dans la littérature (67 Mpa), valeur d'ailleurs obtenue pour les essais sur le tube d'aluminium. Le processus expérimental est donc validé par le test du tube simple. Les faibles valeurs obtenues viennent probablement d'erreurs de mesure ou de caractérisation du profil.

		bôme	mât	tube
<i>Poids</i>	<i>N</i>	98.1	343.3	8.7
<i>L</i>	<i>mm</i>	3600	10500	506
<i>EI_{Gz}</i>	<i>N.m²</i>	9.15 10 ¹⁰	12.42 10 ¹⁰	1.98 10 ⁸
<i>EI_{Gy}</i>	<i>N.m²</i>	4,33 10 ¹⁰	5,26 10 ¹⁰	1.98 10 ⁸
<i>I_{Gz}</i>	<i>cm⁴</i>	149.82	197.6	0.30
<i>I_{Gy}</i>	<i>cm⁴</i>	69.46	85.44	0.30
<i>E_z</i>	<i>Mpa</i>	61.1 10 ³	62.9 10 ³	66.7 10 ³
<i>E_y</i>	<i>Mpa</i>	62.3 10 ³	61.6 10 ³	66.7 10 ³

Tableau 4.3 – Caractéristique des profils du mât et de la bôme. Comparaison avec un tube creux d'aluminium de diamètre 21mm

angle	I_{Gz} cm^4	E_z MPa	I_{Gy} cm^4	E_y MPa
20°	180.76	68.7 10 ³	102.27	51.4 10 ³
15°	187.63	66.2 10 ³	95.41	55.1 10 ³
10°	192.81	64.4 10 ³	90.22	58.3 10 ³
5°	196.17	63.3 10 ³	86.86	60.6 10 ³
0°	197.59	62.9 10 ³	85.44	61.6 10 ³

Tableau 4.4 – Influence de l'angle d'orientation de la section sur les moments quadratiques du mât

Orientation de la section et moment quadratique

Lors des mesures en flexion sur le mât et la bôme, les poutres sont posées sur des tréteaux et maintenues en position par des équerres. Le positionnement des sections n'empêchent pas le profil de pivoter légèrement autour de l'axe x, présentant ainsi une section avec une probable rotation. L'effet de l'orientation du profil sur le moment quadratique est présenté dans le cas du mât dans le tableau 4.4. La rotation a un effet inverse sur les deux moments quadratiques puisque I_{Gy} augmente et I_{Gz} diminue avec l'angle. La précision du positionnement du profil est de l'ordre de 3-5°, ce qui représente une erreur de 2% sur le calcul du module élastique. Il en est de même pour le profil de la bôme.

4.1.3.3 Conclusion sur les essais de flexion

Les essais de flexion sont validés par le cas test du tube d'aluminium. Le développement d'un outil de calcul pour les moments quadratiques des sections gauches permet d'approcher de près les I_{Gy} et I_{Gz} des espars, mais ne prend pas en compte les différentes ouvertures dans le mât ou la bôme. En effet, les poutres ont des lumières le long de leur profil pour les sorties de drisses, les emplantures de barres de flèche, etc... Ces ouvertures peuvent modifier localement le moment quadratique de la section (l'affaiblir) et avoir des conséquences sur les dispersions et les valeurs obtenues pour le module d'Young. Le module EI obtenu à l'aide des essais de flexion ne souffre pas de cette simplification et est la valeur qui caractérise le comportement élastique du mât dans le code de calcul.

4.2 Etude structure du gréement sans voile

4.2.1 Mesures

Le chapitre 1 montre l'influence des différents réglages sur le cintre et la quête du mât. il expose notamment l'équilibre et la pré-contrainte propre au gréement fractionné à deux étages de barre de flèche, gréement du J80. Cette section a pour but de quantifier l'influence des longueurs et tensions des haubans par les paramètres géométriques du cintre et de la quête.

4.2.1.1 Processus expérimental

La manipulation a pour but la mesure des efforts dans le gréement et de la forme générale du gréement pour les différents points de réglage. Les efforts sont mesurés à l'aide des capteurs d'effort dédiés à l'instrumentation embarquée. La forme générale est obtenue à l'aide de photographies prises avec un appareil reflex-numérique Nikon D90 en pleine résolution et un objectif 24-70mm. Les mesures sont effectuées sur le voilier instrumenté, un J80 équipé d'un mât haubané. Le bateau est sanglé sur sa remorque, dont on ajuste l'horizontalité. Pour faciliter le traitement des mesures, la coque et l'appareil photographique sont fixes pendant toute la manipulation. La remorque est bloquée en position à l'aide de cales. L'appareil est placé à l'étage du bâtiment Somme de l'Ecole Navale, à environ 5m du sol. Le pied de l'appareil est réglé pour faire correspondre la normale au plan focal de l'appareil avec le plan contenant la ligne de foi et la rainure de guindant du mât du voilier, comme l'illustre la figure 4.10. Pour obtenir ce réglage, on superpose les extrémités du premier étage de barres de flèche sur les photographies. Le réglage fait, le pied de l'appareil est bloqué et équipé de masse pour le maintenir en position.

On teste systématiquement trois réglages de pataras (pas de tension, tension moyenne, tension maximale) pour chaque réglage du gréement obtenu en modifiant la longueur des haubans via les ridoirs. Le réglage de la tension de pataras est fait par un opérateur à l'aide d'une référence de longueur visuelle par des marqueurs sur la patte d'oie. Le système de réglage de pataras est illustré sur la Figure 1.18.

4.2.1.2 Analyses des mesures

Les images sont traitées pour récupérer les coordonnées de cinq points situés sur la fibre neutre du mât. Ils sont repérés au niveau de la tête de mât, du capelage d'étai, de la seconde barre de flèche, de la première barre de flèche et de l'étambrai. Le mât est interpolé à partir de ces cinq points à l'aide d'une spline. Les *cambers* et *drafts* sont exprimés en pourcentage de corde (longueur entre la tête de mât et l'étambrai, calculée pour chaque cas), afin de pallier les variations de corde dues à la flexion de mât. Le réglage d'origine correspond aux réglages usuellement utilisés sur le gréement du J80 dans des conditions de vent et de mer moyennes (12nds de vent réel). Si le vent est faible, la précontrainte du gréement peut être diminuée pour résorber le cintre. Si au contraire le vent est fort, il est courant de reprendre la tension dans le gréement pour augmenter le cintre. On

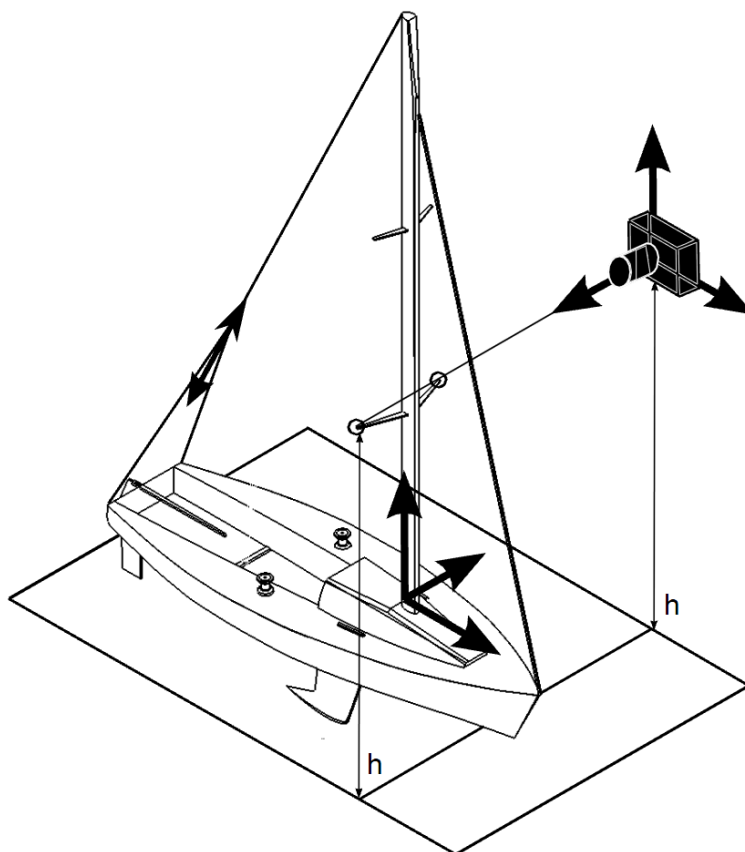


Figure 4.10 – Plan d’ensemble de la mesure du cintre du mât pour différents réglages

Réglage	1	2	3	4	5	6	7	8
		origine						
quête	q33	q33	q33	q33	q33	q55	q55	q55
V1	-3tr	-	+3tr	+3tr	+5tr	-3tr	-	+3tr
V2	-	-	-	+1.5tr	+1.5tr	-	-	-
D1	-	-	-	+1.5tr	+1.5tr	-	-	-
Tension (N) sans tension de pataras								
V1	3164	4357	5510	5329	6218	3277	4572	5676
V2	2000	1970	1833	2375	2189	2020	1919	1779
D1	791	800	788	1680	1650	777	819	793

Tableau 4.5 – Paramètres des huit réglages de la mesure expérimentale du cintre. Les réglages sont exprimés en tours de ridoirs par rapport au réglage d’origine (1tr=2.1mm)

teste donc la forme du mât et les efforts dans le gréement pour cinq réglages avec la quête faible q33 et trois réglages avec la quête importante q55, présentés dans le tableau 4.5. Les réglages sont numérotés de 1 à 8 et seront définis par leur numéro dans la suite du chapitre.

Deux réglages de longueur d'étai sont utilisés pour les essais. Ils correspondent à des réglages de quête utilisés en régate, définis dans la section 1.2.3.1. Dans le cas de l'étai long q55, seuls les trois premiers réglages sont étudiés (-3trV1, origine et +3trV1). Il faut noter que le réglage d'origine pour les deux valeurs de quête correspond à des tensions équivalentes, donc à des longueurs de haubans différentes. Pour chaque réglage de quête et de haubans, on mesure la forme du mât pour trois réglages différents de pataras, soit $8 \times 3 = 24$ réglages de mât. Il faut noter que les réglages de pataras (nul-*slack*, moyen-*mid* et fort-*full*) sont définis par une hauteur du palan sur la patte d'oie, repérée par des marques et qu'ils correspondent à des tensions de pataras différentes selon le réglage de haubans.

4.2.1.3 Résultats géométriques

Dans une première partie, nous allons étudier l'influence des différents réglages sur la géométrie du mât, à travers les différents paramètres géométriques définis sur la Figure 1.21. Dans le chapitre, on définit la précontrainte comme la tension dans les haubans et l'étai sans tension de pataras.

Evolution du profil général du mât

La représentation graphique du profil du mât pour différents réglages donne un aperçu générale de l'influence des réglages sur la géométrie du mât. On cherche à illustrer dans un premier temps l'influence de la tension de pataras sur le profil et dans un deuxième temps l'influence de la quête pour des réglages identiques. La Figure 4.11 illustre l'évolution de la forme du mât pour six réglages de haubans et trois tensions de pataras. Elle illustre également l'influence de la longueur d'étai sur la forme générale du mât. Le tableau 4.6 rassemble les différents paramètres et résume les écarts pour les deux réglages de quête.

Influence de la tension de pataras

Sur la figure, on remarque que le cintre du mât augmente et se déplace vers la partie haute du mât lorsque la tension de pataras augmente. Ainsi, le *camber* et le *draft* augmentent avec la tension de pataras. Le tableau des valeurs 4.6 confirme cette tendance commune pour tous les réglages. Si l'on s'exprime en pourcentage de corde, le *camber* augmente en moyenne de 0.3% puis 1.2% entre les paliers d'effort dans le pataras, alors que le *draft* augmente en moyenne de 4% entre chaque palier. L'augmentation simultanée du *camber* et du *draft* se traduit également par une augmentation de l'angle de la tangente en tête de mât ψ_{head} supérieure à celle de l'étambrai ψ_{foot} , ($\Delta\psi_{head} \approx 4^\circ$ et $\Delta\psi_{foot} \approx 2^\circ$ entre *slack* et *full*). Ces résultats sont vérifiés en pratique puisqu'on observe que le pataras a surtout pour effet de cintrer le haut du mât.

Influence de la quête

Les différences relatives des paramètres du profil de mât entre les deux réglages de quête sont rapportées dans le tableau 4.6. Dans une première approche, on peut noter que le *camber* augmente

et le *draft* diminue quand la quête augmente. Concernant les écarts de *camber*, l'écart absolue entre les deux réglages de quête est de l'ordre 0.1% de corde. Concernant maintenant l'évolution du *draft*, on remarque en effet que les écarts sur ψ_{head} sont plus faibles ($<0.1^\circ$) que ceux du ψ_{foot} ($>0.3^\circ$). Ces différentes tendances s'expliquent par l'influence de l'étambrai et du pied de mât fixes qui contraignent le bas du mât et lui imposent une courbure très faible jusqu'au premier étage de barres de flèche.

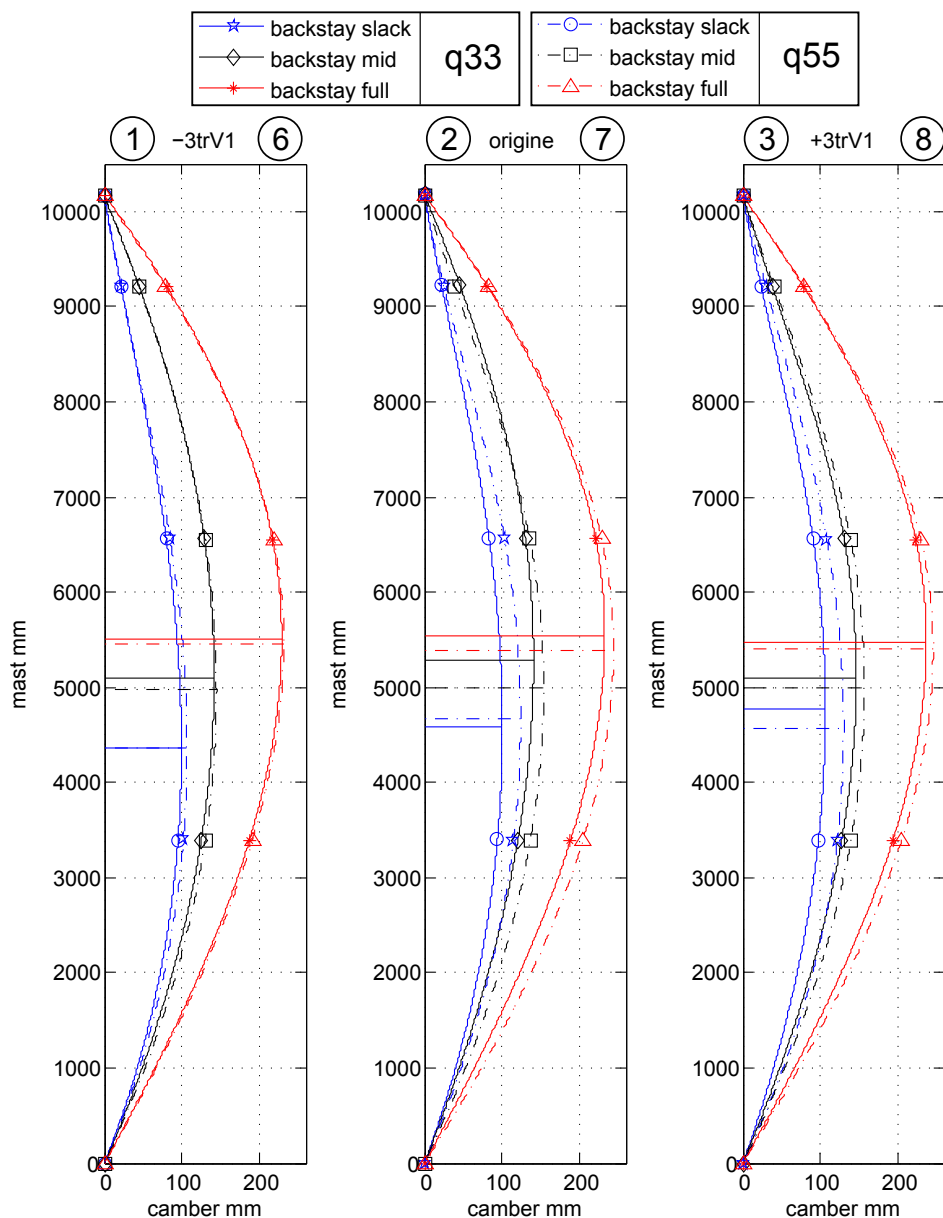


Figure 4.11 – Comparaison des courbures du mât entre les deux réglages de quête (q33 et q55), pour trois réglages de haubans (-3trV1 (réglages 1 et 6), origine (réglages 2 et 7), +3trV1 (réglages 3 et 8)) et trois réglages de tension de pataras (slack, mid et full)

-3trV1						
	camber mm	camber % ch.	draft % ch.	ψ_{foot} deg	ψ_{head} deg	tension pataras
q55	106.7	1.05	42.9	2.99	1.11	slack
q33	99.4	0.98	42.9	2.80	1.21	
écart	7.28	0.07	0.01	0.19	0.09	
q55	144.7	1.42	48.9	3.33	2.85	mid
q33	141.6	1.39	50.1	3.06	2.88	
écart	3.04	0.03	1.20	0.27	0.03	
q55	231.5	2.28	53.7	3.98	5.03	full
q33	228.9	2.25	54.1	3.86	5.15	
écart	2.62	0.03	0.39	0.12	0.12	
origine						
	camber mm	camber % ch.	draft % ch.	ψ_{foot} deg	ψ_{head} deg	tension pataras
q55	130.1	1.28	45.89	3.38	1.67	slack
q33	100.6	0.99	45.10	2.59	1.21	
écart	29.48	0.29	0.79	0.79	0.46	
q55	153.7	1.51	49.10	3.31	2.23	mid
q33	140.8	1.38	51.90	2.75	2.89	
écart	12.90	0.13	2.80	0.56	0.66	
q55	244.0	2.40	52.91	4.46	5.26	full
q33	232.7	2.29	54.50	3.78	5.18	
écart	11.28	0.11	1.59	0.68	0.08	
+3trV1						
	camber mm	camber % ch.	draft % ch.	ψ_{foot} deg	ψ_{head} deg	tension pataras
q55	124.0	1.22	44.89	3.05	1.28	slack
q33	106.5	1.05	46.9	2.51	1.26	
écart	17.54	0.17	2.01	0.54	0.03	
q55	156.9	1.54	49.10	3.37	2.34	mid
q33	146.3	1.44	50.1	2.92	2.13	
écart	10.61	0.11	1.00	0.44	0.21	
q55	245.5	2.42	53.11	4.35	5.03	full
q33	236.8	2.33	53.9	3.93	4.97	
écart	8.71	0.09	0.79	0.42	0.06	

Tableau 4.6 – Paramètres des profils de mât pour les différents réglages de haubans et les deux quêtes

Evolution du *camber* et du *draft*

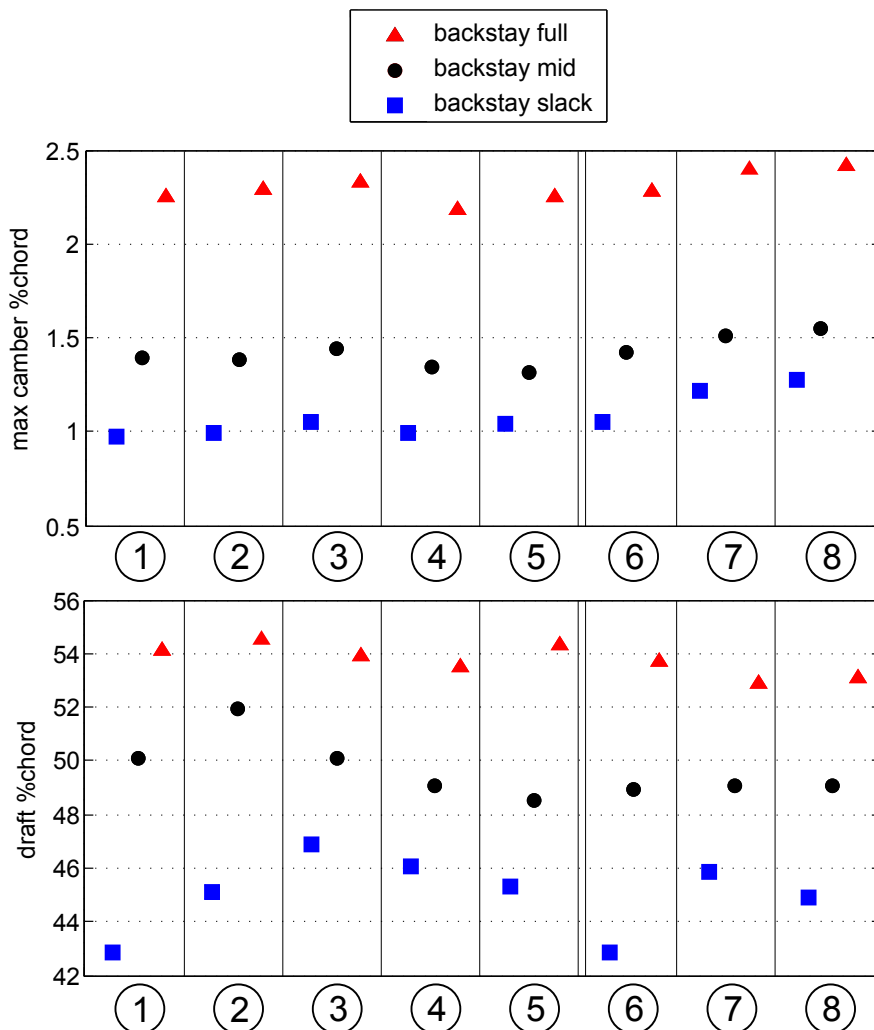


Figure 4.12 – Evolution du *camber* et du *draft*, exprimés en % de corde, pour les huit différents réglages de haubans, trois tensions de pataras et les deux réglages de quête, séparés par un double trait.

La figure 4.12 illustre l'évolution du *camber* et du *draft* pour les huit différents réglages de haubans, trois tensions de pataras et les deux réglages de quête, séparés par le double trait. Les précédentes remarques concernant l'évolution du *camber* et du *draft* avec la tension de pataras sont également illustrées sur cette figure.

Camber

Le *camber* augmente avec la tension de pataras. En moyenne, les rapports $camber(full)/camber(slack) \approx 2.3$ et $camber(full)/camber(mid) \approx 1.5$. Le *camber* augmente légèrement avec la précontrainte (réglages 1, 2 et 3), fait d'autant plus remarquable pour la grande quête q55

(réglages 6, 7 et 8). Le *camber* diminue quand on reprend la tension des V2 et D1, ce qui va dans le sens des observations dans la pratique puisque les bas haubans et les intermédiaires retiennent le cintre au centre du mât.

Draft

Le *draft* augmente avec la tension de pataras, fait qui s'explique par l'action du pataras plus importante dans le haut du mât. En moyenne, les rapports $camber(full)/camber(slack) \approx 1.2$ ne sont pas très élevés, mais l'élévation du cintre est significative. En revanche, aucune tendance ne semble ressortir de l'évolution du *draft* avec la précontrainte.

La figure illustre de nouveau l'augmentation et la "montée" du *camber* avec la tension de pataras. On remarque également que le creux augmente avec la tension dans les V1 mais qu'il est résorbé quand la tension dans les V2 et D1 augmente. Le réglage des haubans n'a qu'une influence faible sur le *draft* (variation maximale de l'ordre de 2%) quand le pataras est repris à fond. En revanche, sans pataras, on peut remarquer que le creux monte avec la tension dans les V1, mais redescend quand les V2 et D1 sont repris.

Evolution de la quête

On étudie maintenant l'influence des réglages et de la tension de pataras sur la quête. La figure 4.13 illustre les variations de quête en fonction des huit réglages des haubans pour les trois tensions de pataras. La longueur de l'étai a un effet important sur la quête. On traite donc séparément les deux réglages de quête q33 et q55.

La quête augmente avec la tension de pataras et les quêtes mesurées pour le réglage q55 sont plus grandes que pour le réglage q33. Si on s'intéresse uniquement aux réglages sans tension de pataras, on remarque que la quête augmente avec la précontrainte. Cette observation est vraie pour les deux réglages de quête. En revanche, il est difficile de faire ressortir une tendance générale pour l'évolution de la quête dans les cas où le pataras est en tension. Une raison pourrait être la différence des tensions appliquées dans le pataras, due au procédé expérimental décrit précédemment.

Conclusion sur l'évolution du profil du mât

On peut retenir de ces figures que le *camber*, le *draft* et la *quête* augmentent avec la tension de pataras. De plus, le *camber* et la *quête* sont sensibles à la précontrainte, le *camber* augmentant avec la précontrainte, jusqu'à la reprise des intermédiaires et des bas-haubans et la *quête* augmentant avec la précontrainte sans tension dans le pataras.

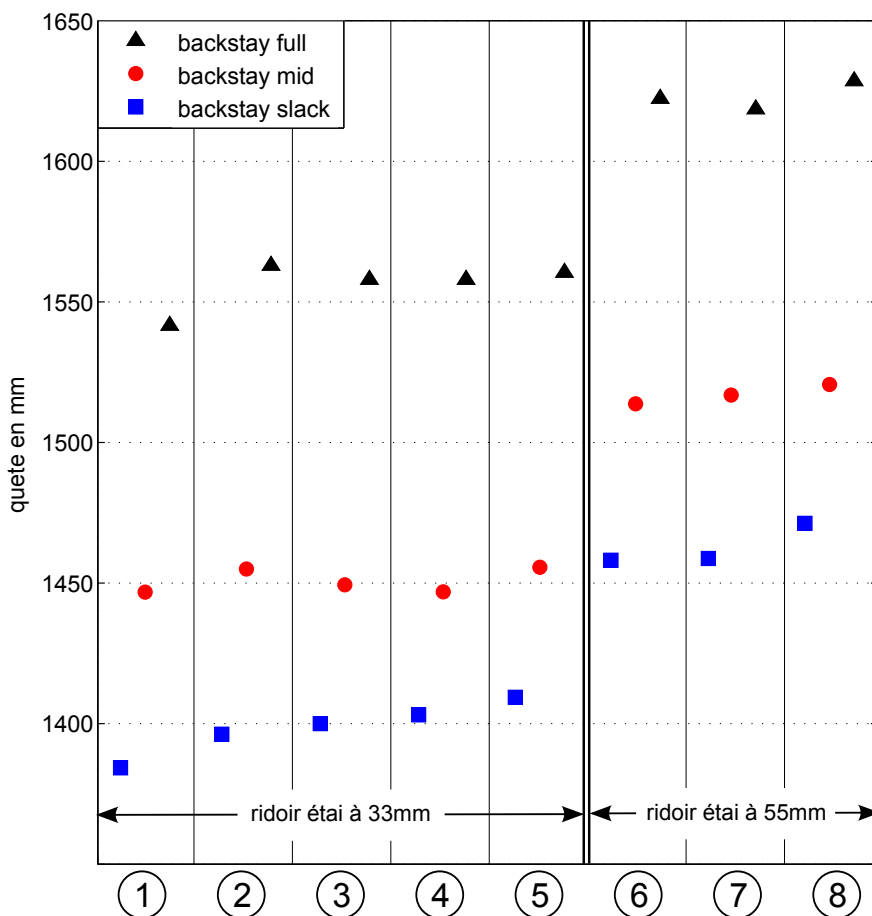


Figure 4.13 – Evolution de la quête du mât pour les huit différents réglages pour les trois tensions de pataras. La quête est mesurée comme la distance entre la fibre neutre à l’étambrai et la verticale passant par la tête de mât.

4.2.1.4 Résultats sur les tensions

Dans cette deuxième partie, nous étudions l’influence des réglages sur les efforts dans le gréement à travers la tension d’étai et les tensions dans les haubans. Cette partie se focalise sur l’évolution de la précontrainte dans le gréement. Mesurable au port directement sur les haubans, la précontrainte est une information utile pour la connaissance de la forme et du comportement sous charge du mât en navigation.

Tensions dans le gréement et tension de pataras

Nous nous intéressons d’abord à l’évolution des tensions dans les haubans et l’étai en fonction de la tension de pataras, illustrée sur la Figure 4.14. L’évolution des tensions est traitée pour chaque cas. L’équation des droites représentées sur la figure et marquées d’une lettre est rapportée dans le tableau 4.7.

Etai	
a	$y=1.75x+1291$
b	$y=1.74x+1579$
V1	
c	$y=-6.93x+13817$
d	$y=-6.66x+12435$
e	$y=-6.67x+25988$
f	$y=-6.35x+24011$
V2	
g	$y=0.80x+1084$
h	$y=0.54x+968$
i	$y=0.47x+1176$
j	$y=0.45x+434$
k	$y=0.55x-274$
l	$y=0.44x+182$
D1	
m	$y=0.37x+1532$
o	$y=0.33x+665$
p	$y=0.35x+663$

Tableau 4.7 – Equation des régressions linéaires traduisant l'évolution des efforts dans le gréement en fonction de la tension de pataras

Etai

La tension dans l'étai n'est peu sensible à la précontrainte, car on observe trois paquets de points, correspondant aux trois tensions de pataras. Cette figure illustre d'ailleurs l'étalement de la gamme des efforts dans le pataras pour chaque palier dû au processus expérimental de mise en tension. L'étalement est de l'ordre de 500N pour les paliers mid et full (respectivement 30% et 12% de l'effort appliqué) et est beaucoup plus faible lorsque le pataras est relâché. La tension mesurer quand le pataras est relâché correspond à la retenue du câble et les effets du vent plus l'incertitude de la manille instrumentée (50N).

La tension dans l'étai augmente linéairement avec la tension de pataras. Les régressions linéaires a et b calculées pour les deux réglages de quête ont une équation très proche. La tension dans l'étai augmente avec un facteur 1.75 lorsqu'on reprend du pataras. Le pataras et l'étai tenant en opposition le mât dans le plan longitudinal, on s'attend à une évolution linéaire des tensions. La rapport des tensions peut être expliqué par le décalage du point de capelage d'étai et la différence de triangulation.

V1

La tension dans le galhauban V1 est sensible à la précontrainte. En effet, la tension dans le V1 augmente régulièrement avec la précontrainte et cela pour les deux réglages de quête. Les équations des régressions linéaires c, d, e et f sont dans le tableau 4.7. La variation des efforts dans le V1 évolue de façon similaire pour les deux réglages de quête et pour les deux paliers de tension de pataras mid et full, avec une chute de tension due à la précontrainte d'environ 6.6 fois la tension de

pataras.

La tension dans le V1 est également sensible à la tension de pataras. Elle diminue linéairement avec la même tendance pour les huit réglages. Lorsqu'on reprend du pataras, la tension dans le V1 perd la moitié de la variation de tension de pataras (coefficient directeur autour de 0.55 pour les régressions des huit réglages).

V2

La tension dans l'intermédiaire V2 est également sensible à la précontrainte, mais à l'inverse du V1, la tension augmente avec la précontrainte. On remarque une nette séparation dans la répartition des points pour les réglages 4 et 5 qui correspondent à une reprise de la tension de V2. L'évolution des efforts dans le V2 suit des lois équivalentes dans les six cas illustrés g, h, i, j, k et l avec une pente autour de 0.5.

La tension dans le V2 est également très peu sensible à la tension de pataras. En effet la chute de tension de pataras est répercutée à seulement 5% dans le V2. On remarque toutefois un comportement linéaire entre les tensions de pataras et de V2.

D1

La tension dans le bas-hauban D1 est sensible au cas de réglages 4 et 5, où la précontrainte est directement reprise sur le D1. Il en résulte un décalage dans les tensions supérieures des points correspondants à ces deux réglages.

La tension dans le D1 est sensible à la tension de pataras et évolue linéairement avec ce dernier. Les points étant relativement confondus, on peut séparer les régressions linéaires pour les réglages 4 et 5 (droite m) et celles pour les deux réglages de quête o et p. Les droites ont des équations très proches et on peut déduire une augmentation de 30% de la tension de pataras dans les D1 pour tous les réglages lors de la reprise de pataras.

Tensions dans le gréement et précontraintes

Les observations faites sur la précédente figure concernant l'influence de la précontrainte sur les tensions dans le gréement invitent à trouver une nouvelle représentation pour illustrer ces tendances. La figure 4.15 illustre ainsi l'évolution des tensions dans les haubans pour les huit différents réglages de haubans et trois tensions de pataras. Les deux réglages de quête sont séparés graphiquement par un double trait.

V1

On retrouve sur cette figure la chute de tension dans le V1 avec l'augmentation de la tension de pataras. L'évolution linéaire entre le nombre de tours du ridoir de V1 et la tension est également mise en avant par l'augmentation de la charge avec la précontrainte. On remarque la même tendance pour tous les réglages 4 et 5, pour le réglage de quête q55 et pour les différents paliers de tension de pataras. Cette évolution linéaire n'est donc pas sensible aux tensions de V2 et D1, de pataras et aux réglages de quête. Il peut s'expliquer par le comportement élastique du câble dont la charge

augmente linéairement sous la charge de traction issue des tours de ridoirs.

La reprise des tensions dans les V2 et D1 font chuter la tension de V1, alors qu'on aurait pu s'attendre à l'inverse.

V2

On retrouve également sur la Figure 4.15 la chute de tension de V2 avec la reprise du pataras. La tension de V2 semble évoluer avec le nombre de tour sur les ridoirs de V1. En effet, on remarque une chute linéaire de la charge dans V2 avec l'augmentation de la précontrainte dans le V1. Malgré le saut important de tension pour les réglages 4 et 5, la tendance de cette évolution ne dépend pas de la précontrainte dans le V2, de la quête ou encore de la tension de pataras.

D1

La Figure 4.15 illustre l'augmentation de tension dans le D1 avec la tension de pataras. En revanche la tension dans le D1 semble indépendante de la tension dans les V1. Le saut de tension pour les réglages 4 et 5 correspond à la reprise directe de la précontrainte dans les bas haubans.

4.2.1.5 Conclusion sur l'évolution des tensions

Avec l'augmentation de tension dans le pataras, la tension augmente linéairement dans l'étai et dans le D1 mais diminue linéairement dans le V1 et le V2. Les tensions dans les haubans augmentent linéairement avec le nombre de tours sur les ridoirs (comportement élastique). La précontrainte n'a pas d'effet notable sur la tension dans l'étai ou dans le D1, quand les tensions dans le V1 et le V2 varient linéairement avec elle. Les V2 et les V1 semblent avoir un rôle similaire sur le mât (V2 mollit quand V1 est tendu, la tension dans V2 et V1 diminue quand le pataras est repris). Le D1 et l'étai ont des comportements similaires avec les réglages et la tension de pataras. Les bas-haubans D1, qui retiennent le cintre dans les bas est peu sensible à la précontrainte sur les V1 et au pré-cintre qui en résulte.

La question est de savoir maintenant si le code structure ARA est capable de modéliser les interactions entre l'espar et les câbles et si la résolution permet d'observer les écarts, parfois faibles, entre les différents réglages.

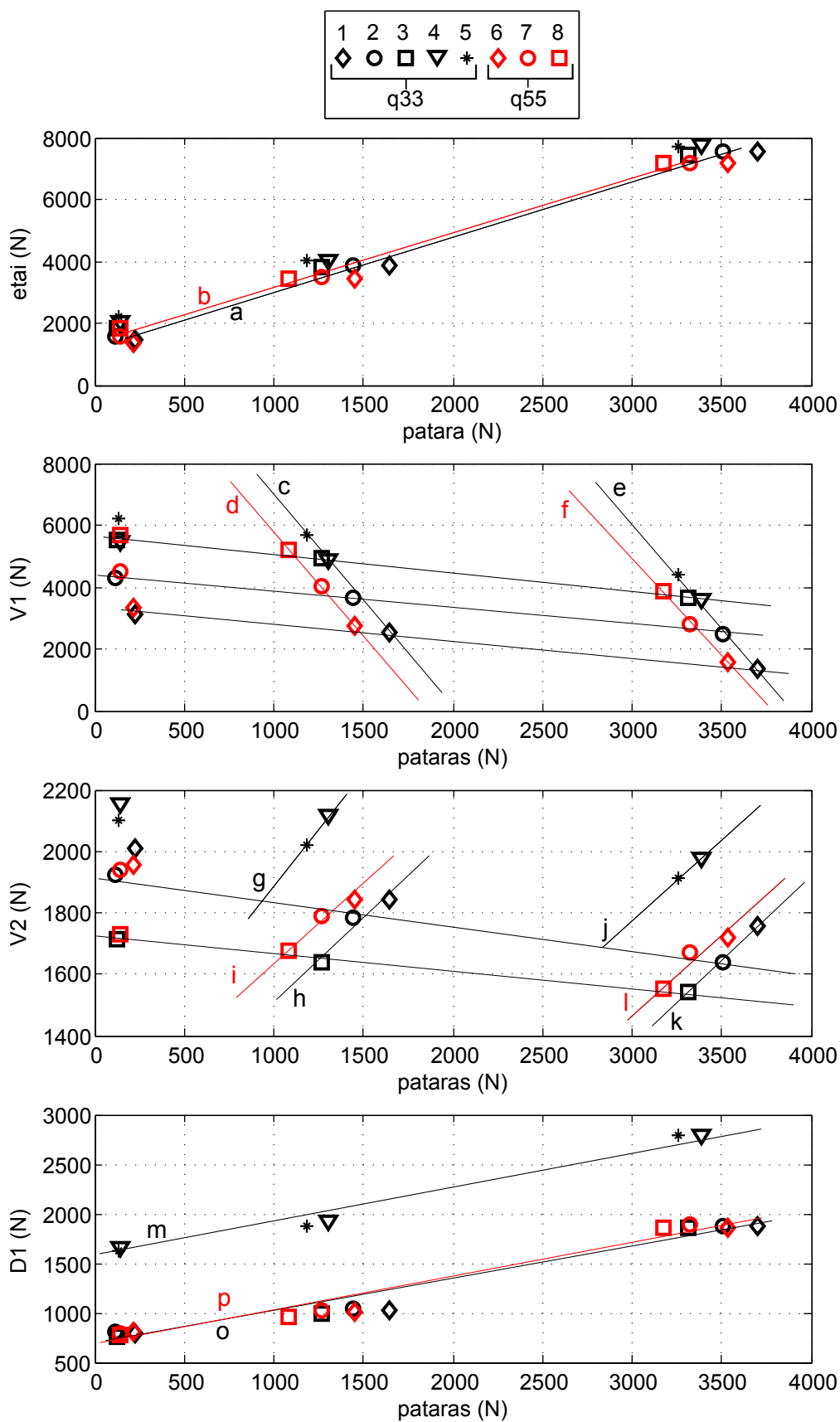


Figure 4.14 – Evolution des efforts dans les haubans et l'étau pour les huit différents réglages. Les évolutions linéaires sont soulignées par les régressions (équation des régressions dans le tableau 4.7)

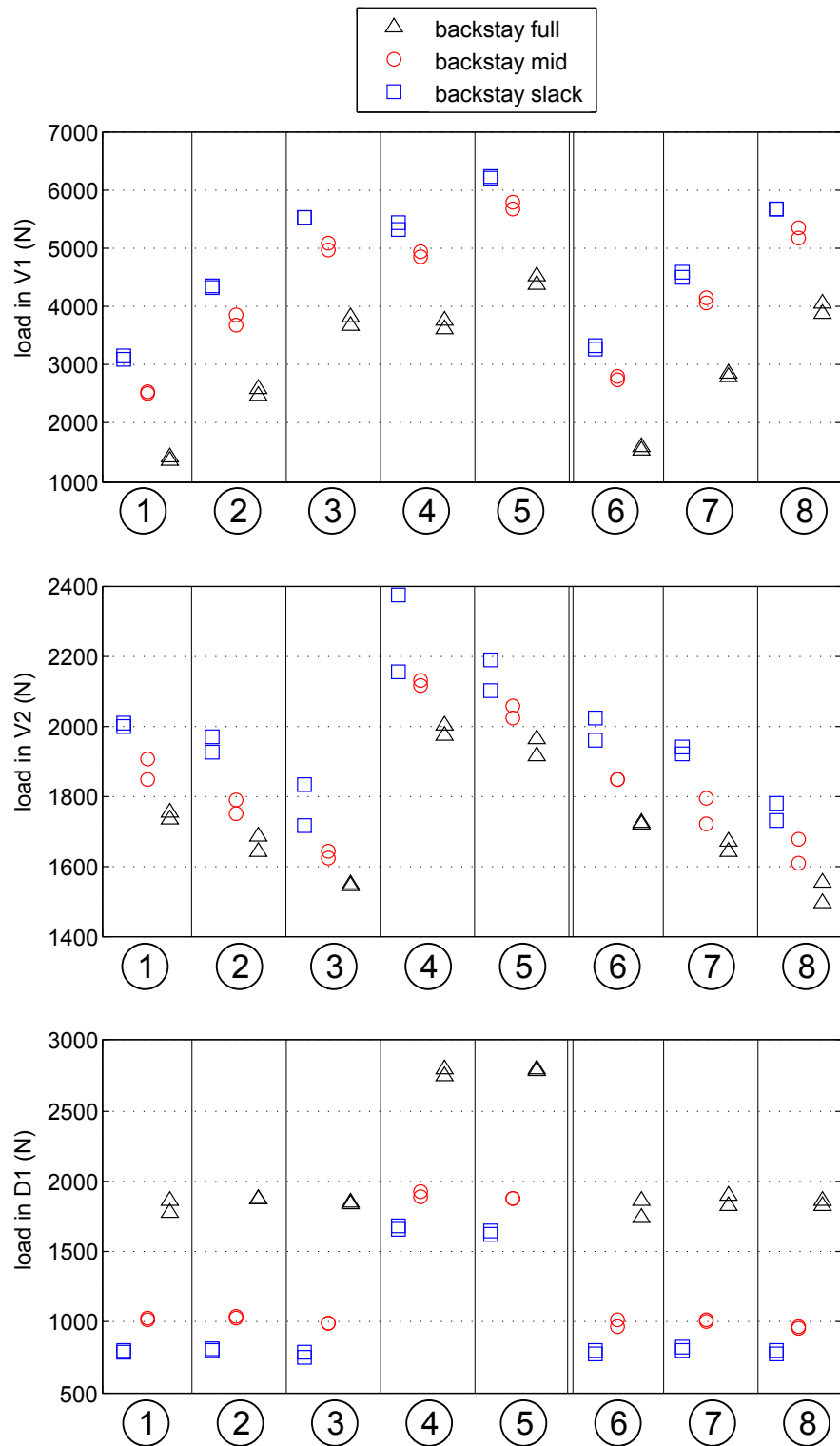


Figure 4.15 – Evolution des tensions dans les haubans pour les différents réglages dans les trois cas de tension de patacas. Les haubans tribord et bâbord sont représentés sur la même figure, d'où les deux marqueurs superposés.

4.2.2 Comparaison avec le code structure ARA

Le code ARAVANTI comprend un modèle structure qui modélise les déformations élastiques des éléments du gréement. Le modèle structure ARA est détaillé dans la section 2.1. Les simulations avec ARA ont pour but d'étudier la capacité du code à calculer la déformée du mât et la répartition des efforts pour les différents cas de réglage détaillés précédemment. Ce chapitre décrit dans un premier temps les hypothèses et la procédure de calcul utilisée. Il compare ensuite les résultats obtenus en expérimental et en numérique.

4.2.2.1 Modélisation du mât

Géométrie du mât

Les coordonnées des points d'encrage des haubans, de l'étai, des différents points caractéristiques du mât ainsi que la géométrie du rétreint et de la tête de mât sont issues des mesures sur l'espar utilisé pour les essais. Ils coïncident avec les coordonnées du plan du fournisseur. La figure disponible en annexe B résume ces coordonnées. La longueur des haubans à vide, c'est-à-dire sans tension, est déterminée expérimentalement (4.1.1). Elle dépend de l'écart entre les tiges filetées dans le ridoir. La longueur L_{tot} dans le tableau 4.1 représente la longueur à vide pour le réglage d'origine, le réglage 2. La géométrie du mât est modélisée à l'aide un fichier CST et la longueur des haubans est paramétrée via un fichier externe de réglage. Le mât est modélisé dans le code structure comme une poutre et les haubans sont modélisés par des fils dont on renseigne le comportement mécanique via le module EI mesuré (tableau 4.2). Les valeurs de ce module sont le résultat des mesures décrites dans le chapitre précédent.

Procédure de calcul

Le gréement est composé du mât, de la bôme et des haubans, initialement avec les longueurs à vide. Pour mettre le gréement sous tension, on applique les efforts mesurés expérimentalement dans le cas du réglage d'origine, réglage 2, sans tension de pataras (section 4.2.1.2). Le code calcule la déformation élastique des haubans soumis aux tensions de réglage et donne les longueurs sous tension. Ces longueurs (gréement sous tension, précontraint) sont alors définies comme les longueurs du réglage au port. Les tensions appliquées numériquement dans le pataras pour les trois réglages (nul, moyen, fort) correspondent aux efforts mesurés expérimentalement.

L'étude des autres réglages 1, 3, 4... est faite à partir des longueurs sous tension obtenues pour le réglage origine. Les tours de ridoirs sont pris numériquement, en augmentant ou diminuant la longueur des haubans sous tension dans le fichier de réglage. Un tour de ridoir correspond à une variation de longueur de 2.1mm. Par exemple, pour passer du réglage origine au réglage 3 (+3 tours V1), on retranche 6.3mm aux deux longueurs de V1.

4.2.2.2 Comparaison

Profil du mât

La figure 4.16 représente la comparaison des profils du mât pour différents réglages de haubans (réglages 1, 2 et 3). Elle comprend les résultats expérimentaux et numériques pour les trois tensions de pataras. Les points de la fibre neutre calculée sont un peu plus nombreux et n'ont pas la même position que lors des mesures. Les profils de mât issus de la simulation ont des formes très similaires aux mesures. On remarque toutefois quelques différences sur la valeur du *camber* et du *draft*, sans pouvoir faire ressortir une tendance particulière ou un défaut récurrent. Une étude des paramètres qui caractérisent la géométrie du mât est nécessaire.

Paramètres géométriques

Les paramètres de *camber* et *draft*, définis Figure 1.21, sont calculés sur les profils de mât issus du modèle et sont comparés aux paramètres extraits des photographies de l'expérience. Ces paramètres sont rapportés dans le tableau 4.8 pour les réglages 1 à 5, pour le cas d'un effort de pataras moyen. Les erreurs relatives sont calculées en considérant l'expérience comme référence. L'erreur relative maximum est de 5% mais la plupart des erreurs est inférieure à 2%. La simulation sous-estime le *camber* et surestime le *draft* dans tous les cas présentés dans le tableau. Les erreurs sur les angles sont faibles, inférieures à 0.3°. Des tendances identiques sont obtenues pour l'autre réglage de quête q55.

Les différences entre les résultats peuvent en premier lieu s'expliquer par les imperfections dans la géométrie du mât numérique. La présence de lumières, de contre-plaques, le système de fixation des barres de flèches, le système de fixation aux points de capelage des haubans (marteau) ne sont pas modélisés dans le code. De plus, la forme exacte du rétreint de tête de mât et la position de tous les points de la géométrie souffre de la précision de mesure, de l'ordre de 2mm. Deuxièmement, la précision des mesures expérimentales doit être prise en compte lors des comparaisons numérique expérience. Le post-traitement des photographies permet d'obtenir une résolution de l'ordre de 1 pixel pour 3mm, ce qui implique une erreur non négligeable lors des comparaisons.

4.2.3 Bilan de l'étude structure du gréement sans voile

L'étude statique du mât à terre permet de mettre en avant l'influence des réglages et différentes tensions de pataras sur le profil du mât et les tensions dans le gréement. Le cintre du mât et la position du *camber* sont en effet sensibles à la précontrainte dans le haubanage, mais le sont d'avantage à la tension dans le pataras. De plus, les mesures illustrent les différents rôles que jouent les trois haubans latéraux et l'étau dans la tenue du mât sous contrainte dans le cas d'un gréement fractionné à barres de flèche poussantes.

	camber mm	camber % ch.	draft % ch.	ψ_{foot} deg	ψ_{head} deg	réglage
NUM	135.9	1.34	52.5	3.01	2.68	1
EXPE	141.6	1.39	50.1	3.06	2.88	
Error%	4.1	4.1	4.8	0.05°	0.2°	
NUM	139.2	1.37	52.5	3.04	2.64	2
EXPE	140.8	1.38	51.9	2.75	2.89	
Error%	0.9	0.9	1.2	0.29°	0.25°	
NUM	143.3	1.41	52.5	3.08	2.63	3
EXPE	146.3	1.44	50.1	2.92	2.13	
Error%	2.0	2.0	4.8	0.16°	0.51°	
NUM	129.3	1.27	53.5	3.06	2.40	4
EXPE	136.2	1.34	50.9	3.03	2.45	
Error%	5.1	5.1	5.1	0.03°	0.05°	
NUM	132.4	1.30	53.3	3.08	2.40	5
EXPE	133.6	1.31	51.5	3.09	2.53	
Error%	0.9	0.9	3.5	0.01°	0.13°	

Tableau 4.8 – Comparaison numérique/expérience de la courbure du mât pour les réglages 1, 2, 3, 4 et 5. L'erreur relative sur les angles n'étant pas significative, elle est remplacée par l'erreur absolue

Pour les coureurs, la précontrainte est ajustée en fonction du vent rencontré sur le plan d'eau. Elle doit donc permettre de favoriser la tenue du mât quand le chargement aérodynamique est important et le laisser se déformer quand le vent est faible. La moyenne des efforts dans le gréement augmente du réglage 1 jusqu'au réglage 5 (q33) et du réglage 6 au réglage 8, ce qui suit la tendance attendue par le marin. La précontrainte dans les V1 a tendance à faire augmenter le *draft* quand il n'y a pas de tension de pataras, mais la prétension dans les V1 et V2 diminue cet effet. On cherche généralement un profil de voile plus fin pour du vent fort ce qui implique que lors de la conception de la voile, le rond de guidant doit être plus prononcé dans la partie haute pour optimiser l'effet du pataras. Le *camber* augmente sensiblement avec la précontrainte dans les V1. Cet effet est encore plus marqué quand la quête est importante (q55). Cela confirme les attentes des coureurs qui utilisent la grande quête pour des vents forts, conditions qui nécessite un profil fin.

Enfin, prenant en compte les hypothèses de comparaison et les faibles erreurs, on peut considérer que le modèle simule correctement la déformation du mât sans chargement aérodynamique. La simulation permet en effet de modéliser les tendances, même faibles, d'évolution du profil du mât en fonction de la précontrainte.

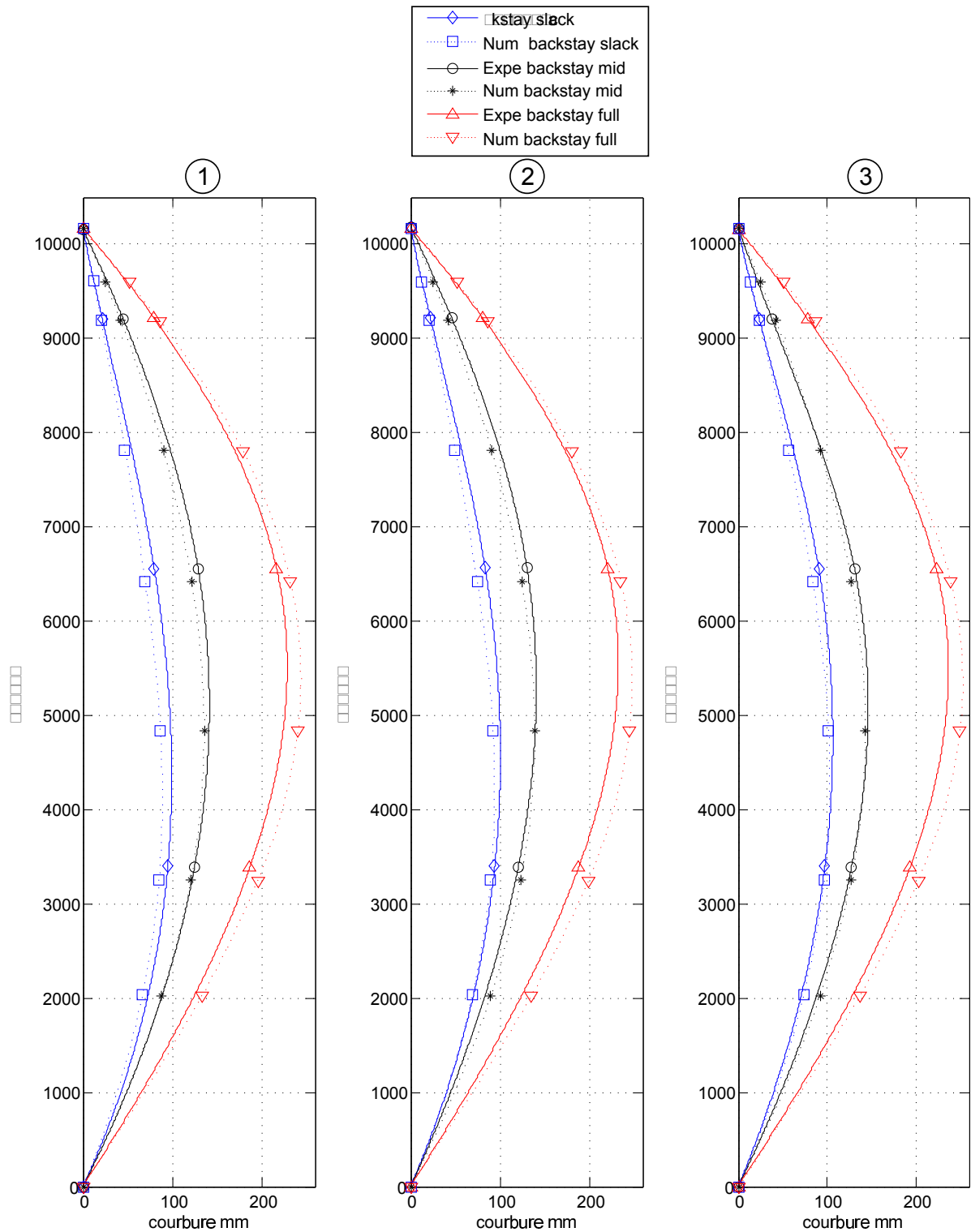


Figure 4.16 – Comparaison du profil de courbure le long du mât entre l'expérience et le calcul, pour trois réglages (-3trV1 (1), origine (2) et +3trV1 (3)) et trois tensions de pataras (slack, mid et full). Les marqueurs représentent les points calculés ou relevés expérimentalement

4.3 Mesures en mer

Les travaux engagés dans cette thèse de doctorat ont pour but l'étude de la dynamique et des interactions fluide structure d'un gréement de voilier. Cette étude comprend la validation expérimentale d'un code de calcul fluide-structure instationnaire dédié aux voiles. La validation consiste notamment en des mesures instationnaires sur un voilier instrumenté en mer, qui font l'objet de cette section. Certaines grandeurs mesurées en navigation sont nécessaires à la mise en œuvre du calcul (attitudes, vecteur vent...) pendant que d'autres servent à la validation du code de calcul par la confrontation des résultats aux mesures. La description des grandeurs nécessaires et le processus de validation sont décrits dans la section 2.4.

4.3.1 Présentation des mesures en mer

Le code de calcul ARAVANTI fait l'hypothèse d'un fluide parfait. Ce code est donc adapté aux allures de près, où l'écoulement peut être considéré majoritairement comme attaché. La grande partie des mesures en mer sur le voilier est effectuée pour des allures de près afin de pouvoir les comparer avec les modélisations. Les autres allures font également l'objet de mesures. Ces dernières sont utilisées pour l'analyse des phénomènes et pour quantifier les efforts rencontrés en mer. La Figure 4.17 présente un éventail d'allures rencontrées pendant les manipulations en mer. Les photographies des voiles sont prises depuis le haut du mat. Les voiles semblent ainsi déformées par l'effet de perspective. Sur les photographies, les voiles triangulaires ont le haut de la voile aussi large que la bordure.

4.3.1.1 Processus expérimental en mer

Une large campagne d'essais en mer est faite avec le voilier instrumenté. Le J80 utilisé pour les mesures n'est pas un voilier dédié aux expériences. Les instruments sont donc adaptés au bateau et doivent être installés avant les expériences en navigation, puis démontés. Le bateau ne subit ni modification ni dommage. Les mesures en mer font l'objet d'une dizaine de jours d'expérience avec trois jours de montage, cinq jours en mer et deux jours de démontage. Les mesures faites en navigation font l'objet d'un processus expérimental qui est décrit dans cette section. Le but de ce processus expérimental est de s'assurer que les données enregistrées soient exploitables pour l'analyse et la comparaison numérique/expérience. Il concerne les capteurs d'efforts, les réglages du gréement courant et dormant et l'enregistrement des séquences.

Capteurs d'effort

Les capteurs d'efforts, manilles et ridoirs instrumentés (section 3.2), sont installés à leur poste respectif au port. Le premier jour des expériences en mer, un zéro de référence est fait sur tous les

capteurs d'efforts une heure après la mise en tension des jauges (préchauffe section 3.2). Pour le zéro de référence, on s'assure que :

- les haubans sont totalement relâchés (aucune tension), le mât n'est maintenu que par l'étambrai et les ridoirs reposent sur le pont, de sorte qu'il n'y ait pas d'effort sur les capteurs,
- les voiles ne sont pas à poste, les manilles instrumentées sur leurs points de tire sont libres,
- les manilles instrumentées de hale-bas, pataras et cunningham sont pendantes.

Un deuxième point de référence pour les tensions est effectué après la mise en pré-tension du gréement. Seul le gréement dormant est concerné. Ce deuxième point permet d'avoir une référence des efforts de pré-tension (ou pré contrainte) dans le gréement sans voile et au port. Avant chaque sortie en mer, les mesures des tensions dans les haubans au port sont comparées à la précontrainte de référence et le cas échéant corrigées pour assurer des contraintes et donc un profil de mât identique (cf section 4.2.1) pour toutes les manipulations.

Réglages

Certains réglages ne peuvent pas être mesurés et enregistrés en navigation. La position des chariots de génois et de grand-voile n'est, par exemple, pas enregistrée. Le chariot de grand-voile est ainsi bloqué au centre du rail pendant toutes les manipulations. Le régleur ne joue que sur l'écoute, dont la longueur est mesurée par le capteur de longueur entre le chariot et la bôme. Le chariot de génois est un chariot à piston. Il a des positions discrètes connues. Les positions numérotées du chariot sont relevées manuellement. On considère que l'équipage, expérimenté, adopte le meilleur réglage adapté aux conditions (fait avancer le bateau au meilleur VMG).

Les modifications de réglage des haubans en navigation (plus ou moins n tours de ridoir) sont consignées dans le cahier de manipulation.

Enregistrement des séquences

Lors des premières sorties en mer, les enregistrements sont séquencés sur des périodes longues, d'environ une heure. Le manque de stabilité et de contrôle de l'acquisition conduit à limiter les enregistrements à des séquences plus courtes d'intérêt spécifique. Les dernières manipulations en mer ont des enregistrements courts (quelques minutes), où un phénomène physique ou un comportement en navigation est ciblé. Ces phases spécifiques peuvent être un près serré en mer calme, un près houle de face, du tangage etc...

Tous les phénomènes physiques rencontrés, les phases étudiées et les réglages effectués en navigation sont consignés sur un enregistreur audio par l'un des équipiers. L'enregistrement est accompagné de la date de l'événement (heure, minute et seconde), permettant ainsi de reconstruire le fil des événements à la lecture des données. Ces données audio sont très importantes lors du post-traitement

des mesures enregistrées.

4.3.1.2 Vue d'ensemble des mesures embarquées

Les mesures effectuées sur le bateau sont synchronisées. Cette synchronisation permet de représenter les mesures issues de différentes familles de capteurs sur le même graphique. La Figure 4.17 représente quinze minutes de l'enregistrement du vent et de l'attitude du voilier instrumenté en navigation. Les données de vent apparent (AWA pour β_{AW} , AWS pour V_{AW} et W la composante verticale du vent) sont issues de l'anémomètre placé en tête de mât. Les valeurs correspondant au vent réel (TWA pour β_{TW} et TWS pour V_{TW}) sont calculées à partir du triangle des vitesses, construit avec la vitesse du voilier enregistrée par le loch. Les données d'attitude sont issues des données calculées de la centrale inertielle Xsens. Les données de cap sont issues du GPS et du compas. Les virements et les principaux réglages sont notés sur le graphique.

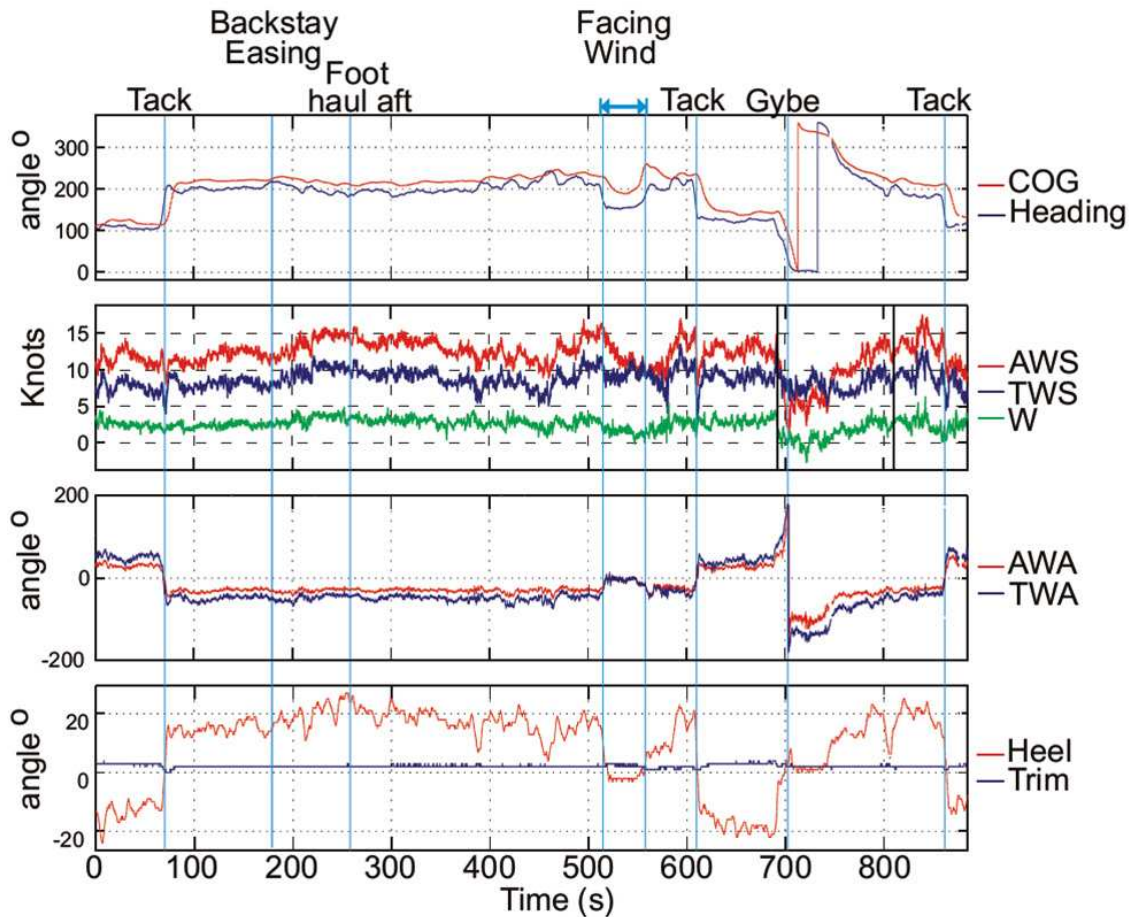


Figure 4.17 – Mesures de vent et des attitudes du voilier instrumenté pendant 15 min de navigation

Ce type de graphique permet de voir la répercussion d'un événement sur différents paramètres

de navigation. Il permet également de s'assurer de la synchronisation des données. Par exemple, lors d'un virement (*Tack*), la variation brusque de Cap s'accompagne d'un saut d'angle de vent apparent et un renversement de la gîte. La Figure 4.18 détaille 20s autour d'un virement. Les efforts viennent se rajouter aux informations de vent et d'attitudes, qui subissent les mêmes variations que dans la Figure 4.17. Le voilier navigue initialement au près tribord amure. Les efforts dans les haubans passent progressivement de tribord ("st" pour *starboard*) vers babord ("po" pour *portside*). Les efforts dans les voiles sont perturbés par le virement. Le hale-bas et la bordure de grand-voile rencontrent leur maximum pendant la phase de virement quand le génois voit en moyenne moins d'effort.

Ces graphiques illustrent les possibilités d'observation et d'analyse de l'instrumentation sur le voilier. Les différentes grandeurs physiques enregistrées en navigation sont ainsi présentées dans la même base temporelle et peuvent faire l'objet d'étude d'influence, de propagation d'une sollicitation ou de corrélation des signaux. La plupart des instruments de mesure sur le voilier ont une fréquence d'acquisition supérieure à 20Hz. Cette résolution temporelle permet d'étudier aussi bien des phénomènes physiques basse fréquence (houle longue, variation de vent) ou haute fréquence (mer hachée, choc).

Les images issues des caméras placées en tête de mât peuvent être ajoutées aux mesures. Elles apportent une information sur les profils des voiles en écoulement, leur *flying shape*. Une fois les images replacées dans la même base temporelle, l'évolution des profils peut être mise en relation avec les tensions dans le gréement, les attitudes du bateau ou toute autre grandeur physique mesurée susceptible d'avoir une influence.

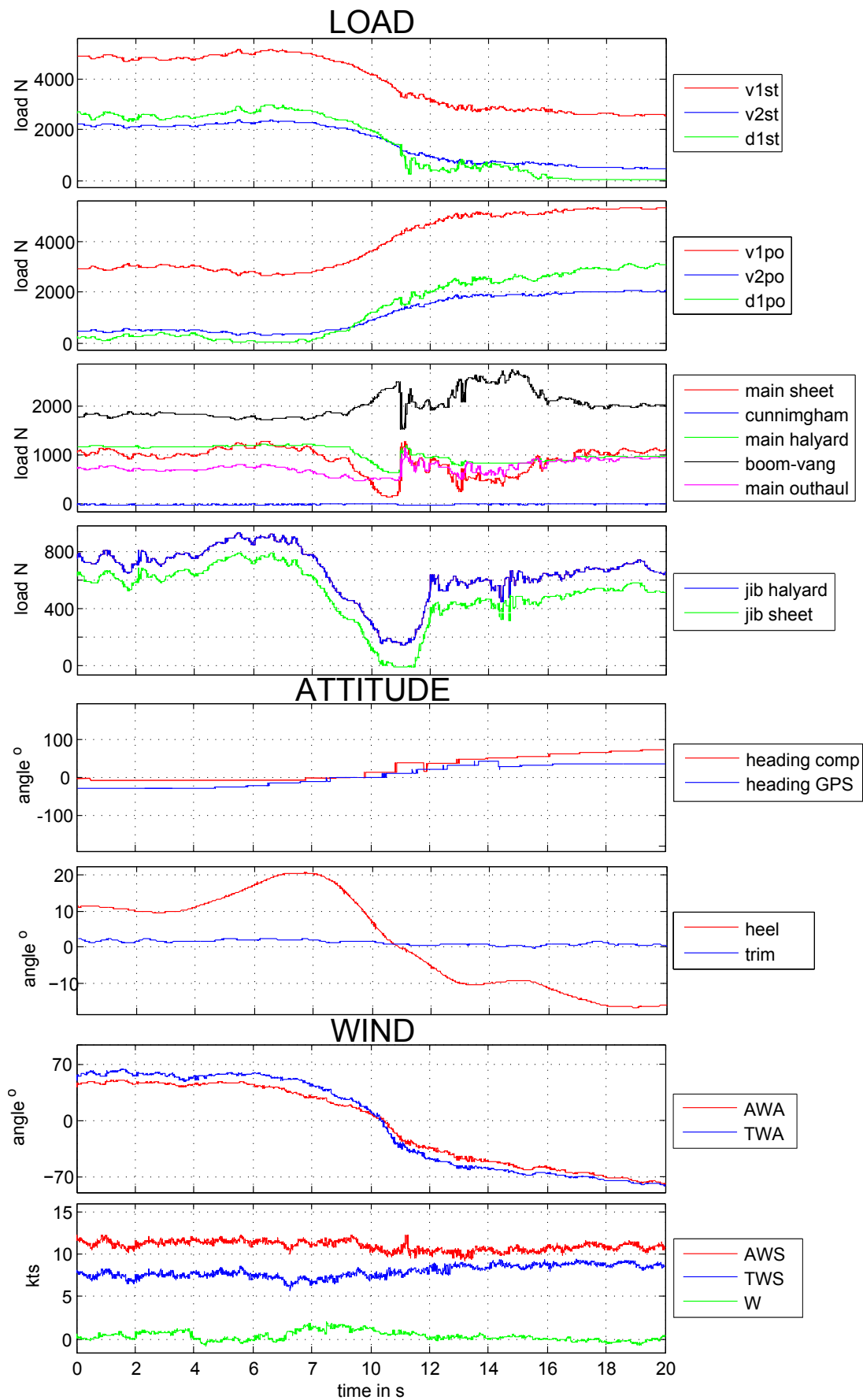


Figure 4.18 – Mesures d’efforts, de vent et d’attitudes autour d’un virement sur le voilier instrumenté

4.3.2 Régime stationnaire

Dans le but de commencer la validation numérique/expérience en augmentant graduellement les difficultés de mesures et de modélisation, un cas stationnaire est étudié. Par cas stationnaire, on entend un enregistrement où les mesures évoluent peu, ce qui correspond à des conditions de mer plate, de vent stable, d'équilibre du bateau et aucun réglage. Le cas stationnaire permet de valider les informations fournies au code de calcul IFS ARAVANTI par la confrontation des résultats avant de lancer un calcul instationnaire. Une procédure commune de calcul et de comparaison, décrite section 2.4, est utilisée pour toutes les comparaisons. Ce premier cas simple utilise également les géométries et les architectures de données d'entrée pour le code communes à tous les calculs. Les données d'entrée et leur structure sont issues de la caractérisation du voilier, de son gréement ou des mesures effectuées en mer (cf section 2.4).

4.3.2.1 Mesures expérimentales

Un enregistrement de 10 secondes est sélectionné pour ses faibles variations dans les efforts et dans les paramètres de navigation. Le voilier navigue au près serré babord amure. La Figure 4.19 montre les mesures de vent et d'attitudes pour ces 10 secondes et la Figure 4.20 montre les mesures d'effort pour cette même période.

La précision des capteurs est connue pour tous les capteurs d'effort (calibration des manilles et ridoirs instrumentés section 3.2). La Figure 4.21 présente un détail des efforts dans l'écoute et la drisse de grand-voile. L'épaisseur de la courbe illustre l'erreur de mesure. Une barre d'erreur peut être ainsi associée à toutes les mesures.

Les données expérimentales des différents paramètres d'entrée du calcul, définies dans la section 2.4, sont implémentées dans le modèle ARAVANTI. Sur la base des faibles variations et de l'hypothèse d'un cas stationnaire, les valeurs moyennes sont calculées à partir des mesures. Ainsi, le vent apparent moyen (angle et vitesse), les angles moyens du voilier (gîte, assiette et cap) et la vitesse moyenne du bateau sur les 10 secondes sont utilisées. Les angles, le vent réel déduit du vent apparent et la vitesse du bateau sont les entrées issues des mesures. Le tableau 4.9 résume les données d'entrée utilisées pour la modélisation. Les efforts dans le gréement ne sont pas renseignés dans le modèle. Ils sont le résultat de la simulation et font l'objet de la comparaison numérique/expérience pour la validation avec le *flying shape* des voiles.

4.3.2.2 Comparaison numérique/expérience

Un calcul stationnaire est effectué avec les valeurs moyennes calculées à partir des 10 secondes d'enregistrement du cas stationnaire. L'information sur la longueur des écoutes n'est pas assez précise dans la forme actuelle de l'instrumentation embarquée. Lors de la première phase du calcul,

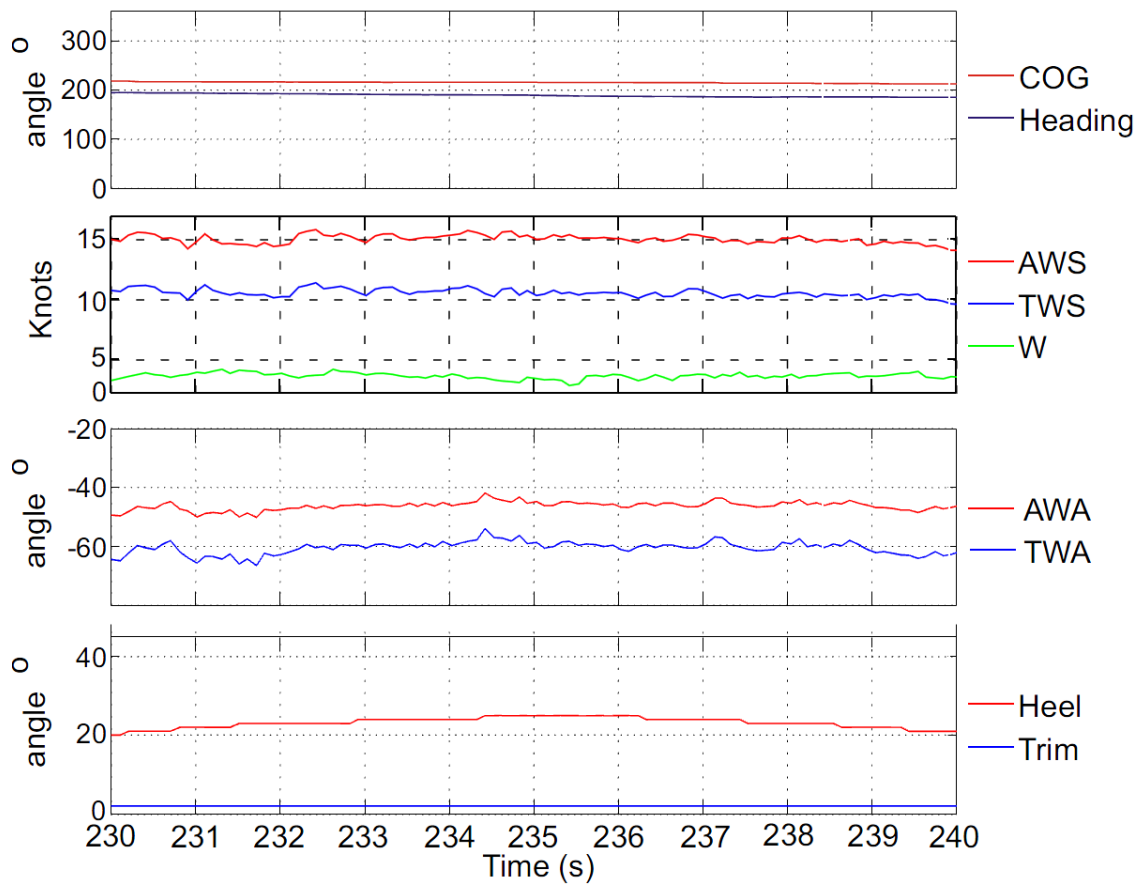


Figure 4.19 – Mesures de vent et d’attitudes sur le voilier instrumenté pour 10s d’un cas stationnaire

Valeurs moyennes		
V_{BS}	5.85	nds
V_{AW}	15.5	nds
β_{AW}	26.3	deg
V_{TW}	10.6	nds
β_{TW}	40.9	deg
ϕ	21.1	deg
θ	1	deg
α	0	deg

Tableau 4.9 – Moyenne sur 10s des grandeurs mesurées pour le cas stationnaire.

l’opérateur doit tester, de façon itérative, différentes longueurs d’écoute pour faire correspondre la position calculée du point d’écoute avec les enregistrements vidéo. Une fois cette longueur d’écoute définie, elle est fixée pour le reste du calcul.

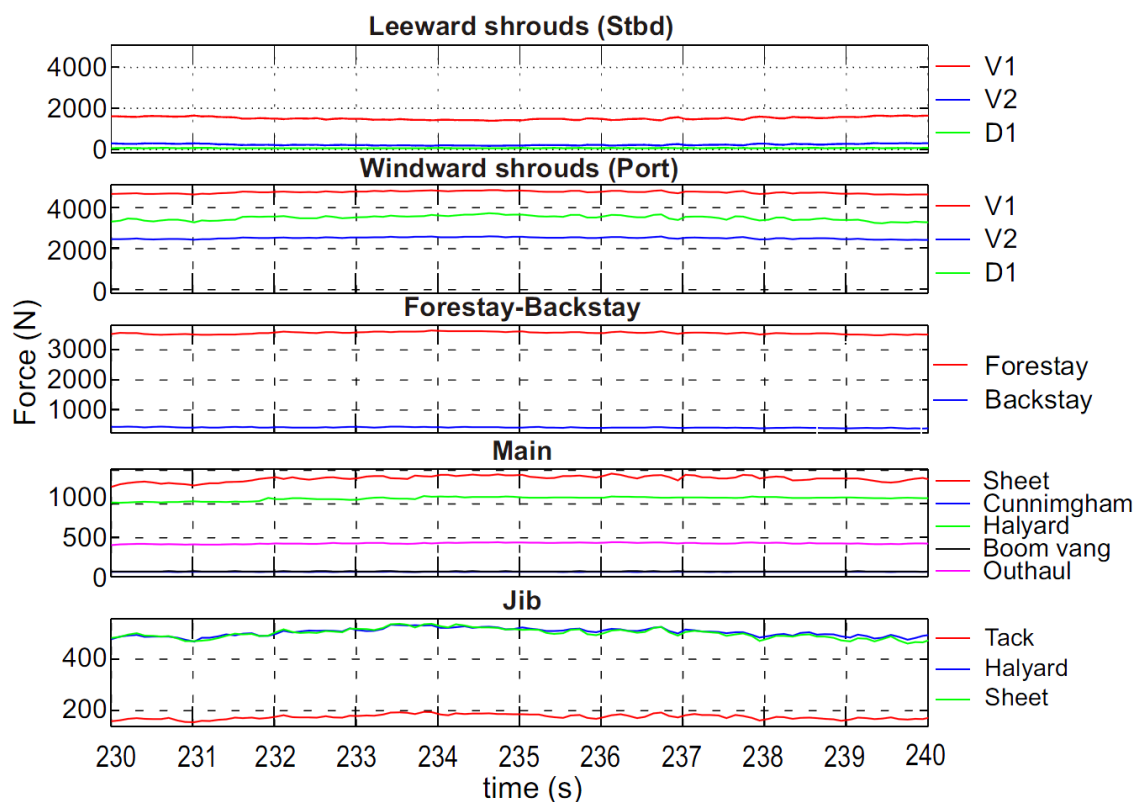


Figure 4.20 – Mesures d’effort sur le voilier instrumenté pour 10s d’un cas stationnaire

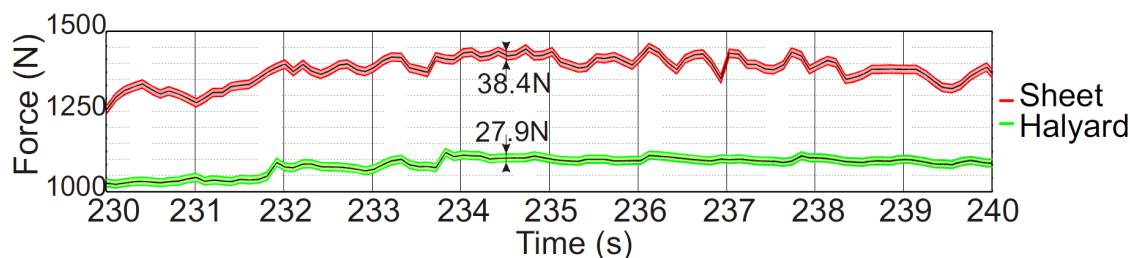


Figure 4.21 – Détails des mesures d’effort dans l’écoute et la drisse de grand-voile sur le voilier instrumenté pour 10s d’un cas stationnaire. L’épaisseur de la courbe représente l’erreur de mesure

Comparaison sur les efforts

La Figure 4.22 présente la comparaison numérique/expérience sur les efforts rencontrés par le voilier instrumenté. La barre d’erreur des mesures est inférieure à la taille du marqueur.

Dans cette comparaison, les efforts dans les points de tire des voiles sont très bien modélisés. Les prédictions de la simulation correspondent particulièrement bien aux valeurs mesurées dans le cas de l’écoute et de la drisse de génois, de l’écoute, de la drisse et de la bordure de grand-voile et

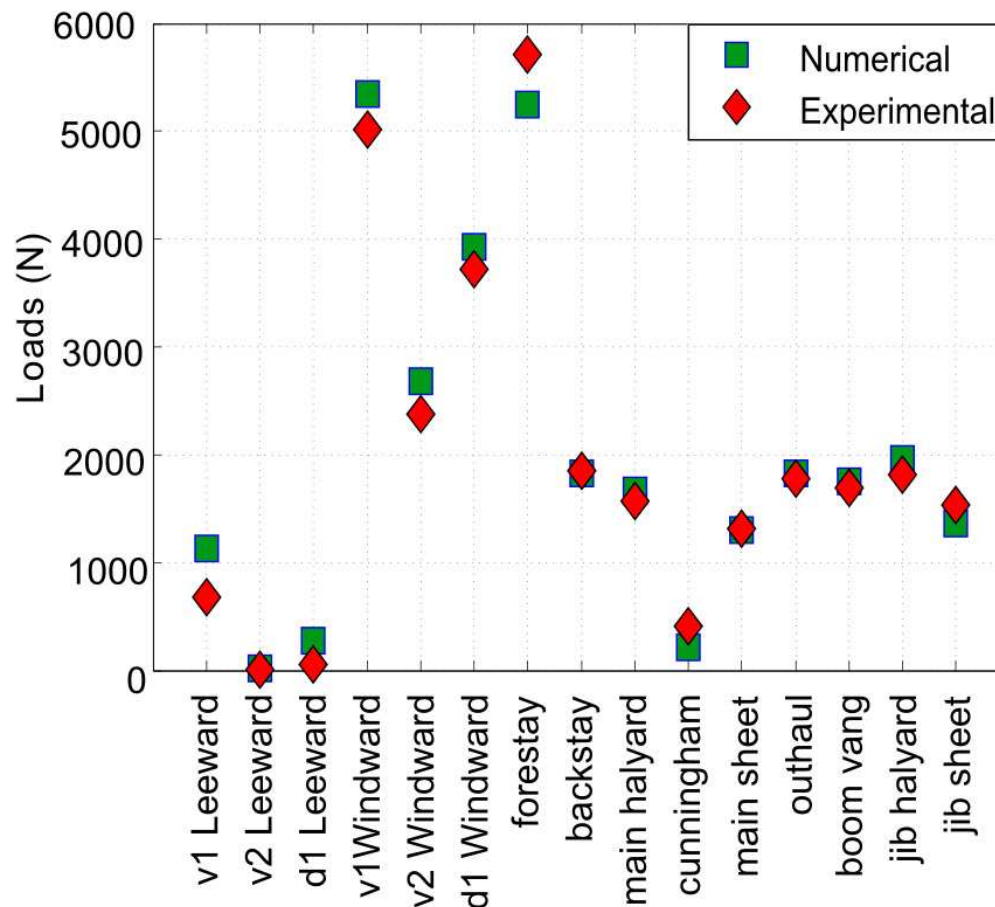


Figure 4.22 – Comparaison numérique/expérience sur les efforts pour un cas stationnaire. Le voilier navigue au près dans un vent apparent de 15 nds

du hale-bas. Le frottement de la grand-voile dans la ralingue n'est pas modélisé et le capteur du cunningham fonctionne dans la gamme basse de mesure où l'erreur de mesure peut prendre des proportions importantes sur la valeur mesurée. Cela peut expliquer les écarts plus importants. Les efforts dans les haubans sont également correctement prédits, particulièrement pour les efforts dans le pataras et les haubans au vent. Les efforts sont simulés avec moins de 8% d'erreur pour les haubans au vent. Les efforts dans les haubans sous le vent, quasiment relâchés, sont plus difficiles à comparer à cause des faibles tensions qu'ils subissent. La simulation donne tout de même une bonne valeur approchée des efforts. La tension dans l'étai est calculée avec moins de 10% d'erreur relative.

Nous pouvons donc conclure que le modèle IFS ARAVANTI atteint son objectif de simulation en donnant de bonnes estimations des efforts dans le gréement dans le cas stationnaire.

Comparaison sur le *flying shape*

Le modèle IFS ARAVANTI donne une représentation graphique du résultat des calculs. Cette dernière permet d'apprécier la simulation du *flying shape*.

Les images sont issues des caméras vidéo placées en tête de mât. Les faibles variations du cas dit "stationnaire" ont une influence minimale sur les profils des voiles. Toutefois, des différences apparaissent entre les photographies. On effectue les mesures sur une image représentative de la séquence.

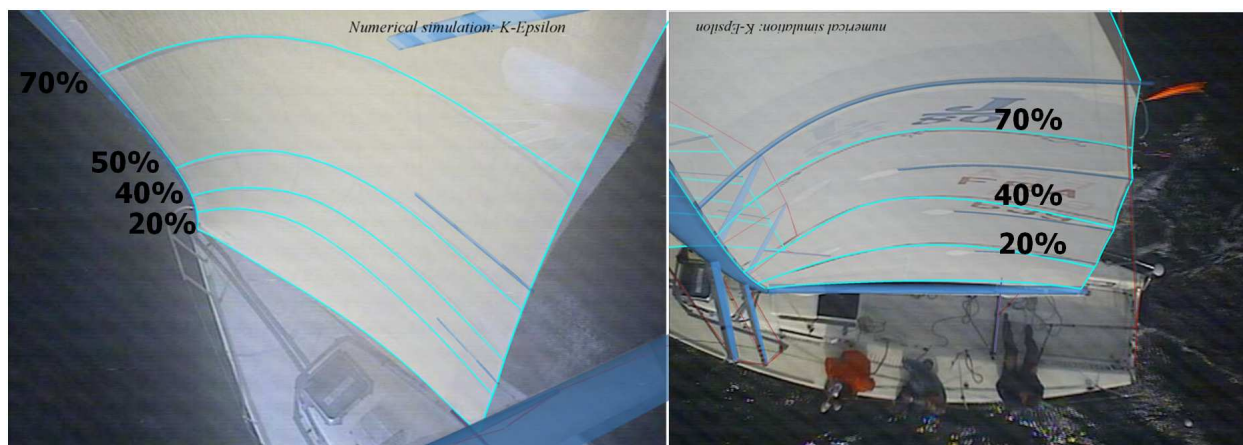


Figure 4.23 – Comparaison du *flying shape* expérimental et du résultat de la simulation pour 10s de près serré babord amure en stationnaire. Les photographies en fond sont enregistrées en mer. Les lignes de visualisations et les éléments du gréement correspondant apparaissent en noir. Le résultat de la simulation est représenté en bleu clair

La Figure 4.23 montre la superposition du *flying shape* calculé pour le cas stationnaire et la photographie du profil moyen des voiles pendant les 10 secondes d'enregistrement. La concordance est parfaite pour le mât, les barres de flèche, les haubans et la grand-voile. Les lignes de visualisation se superposent précisément et la répartition de volume et le creux sont très bien simulés.

De petits écarts peuvent être observés dans la superposition du génois. Ils peuvent être dus aux légères différences entre le moule de design (utilisé pour la simulation) et le génois réellement fabriqué. Ceci concerne particulièrement la latte du haut qui a dû être déplacée après la fabrication de la voile pour respecter les règles de jauge. Elle n'est donc pas placée au même endroit que sur la voile de design, comme l'illustre la Figure 4.23. De plus, le nombre de fibres de Kevlar dans la structure du génois n'est pas connu précisément. Cette imprécision peut conduire à des différences de comportement sous tension et donc du profil en navigation. Mises à part ces différences mineures, le *flying shape* calculé correspond très bien à la voile expérimentale. Les contours et les lignes de visualisation se superposent parfaitement. La valeur du creux et sa position sont bien simulées sur toute la hauteur de la voile. Le vrillage est également correctement calculé.

Le modèle IFS ARAVANTI permet d'aller au-delà de la simple analyse des profils des voiles dans un écoulement. La Figure 4.24 montre la contrainte dans la grand-voile calculée pour le cas

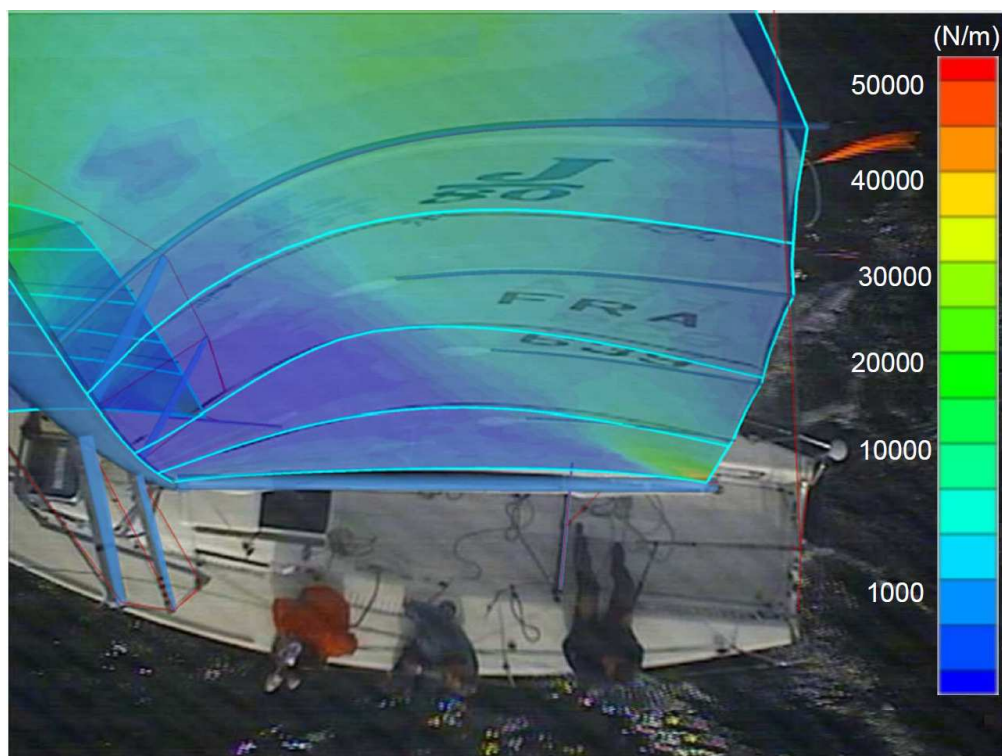


Figure 4.24 – Contrainte calculée dans la grand-voile et comparaison du *flying shape* expérimental et du résultat de la simulation pour un près serré babord amure en stationnaire. La photographie en fond est enregistrée en mer

stationnaire. On peut remarquer sur cette figure la concentration de contrainte sur le haut de voile et le point d'écoute et la bande de contrainte qui court de la tête au point d'écoute.

Ces observations sont cohérentes avec l'expérience des concepteurs de voiles qui les conduit le plus souvent à orienter la trame du tissu le long de la bande de contrainte observée entre la tête et le point d'écoute.

Ce calcul permet d'avoir des informations supplémentaires sur la répartition des efforts dans la voile. Le calcul de la contrainte prend en compte la nature du tissu, l'orientation et le nombre de panneaux. Il permet d'accéder à des efforts que l'instrumentation ne peut mesurer.

Nous pouvons donc conclure que le modèle IFS ARAVANTI atteint son deuxième objectif de simulation en prédisant la forme générale de la voile en navigation. Le résultat des simulations est représentatif du *flying shape* réel observé en mer. Les sorties graphiques du code peuvent donc être utilisées avec confiance pour l'analyse des profils. La répartition des contraintes dans la voile donne une information, difficile à obtenir par la mesure [bohé, 2005], essentielle dans le processus de conception de la voile (répartition des panneaux, orientation des fibres...).

4.3.3 Influence du pataras

Les comparaisons numérique/expérience dans le cas stationnaire ont montré la capacité du code ARAVANTI à simuler correctement les efforts dans le gréement et le *flying shape* des voiles. Une deuxième étude, toujours dans l'hypothèse stationnaire, est faite sur l'influence d'un réglage sur les profils des voiles. La comparaison numérique/expérience porte alors sur le cas stationnaire avant et après le relâchement de la tension de pataras. La tension de pataras a une influence sensible sur le cintre du mât (section 4.2.1), qui lui-même influe sur le profil de la voile. Le but de cette étude est de voir la capacité du code IFS à simuler les différences de profils dues à la variation de tension dans le pataras.

4.3.3.1 Processus expérimental

Le voilier navigue au près serré dans 14nds de vent réel, babord amure, réglé normalement, avec en particulier le pataras repris à 2100N. Pendant ce bord de près, le pataras est choqué rapidement. Le barreur et les équipiers gardent le bateau sur sa route, conservant la même allure, de manière à ne pas perturber la mesure par d'autres phénomènes. On étudie un enregistrement des efforts dans les haubans et les points de tire des voiles de 20 secondes contenant ce choqué de pataras (Figure 4.25). La tension de pataras chute de 2100N à 300N à $t=8.6s$. On remarque un saut de tension correspondant au choqué dans les trois graphiques, particulièrement dans l'étai ($\Delta tension=3200$ N).

De façon identique au calcul stationnaire décrit dans la section précédente, des calculs stationnaires sont faits avant et après le choqué de pataras. Les deux calculs stationnaires sont effectués avec le modèle IFS ARAVANTI sur la base des moyennes calculées de 0 à 8s puis de 12 à 20s.

4.3.3.2 Comparaison numérique/expérience

Les calculs stationnaires sont effectués sur tout le gréement, mais nous nous intéresserons plus particulièrement à la grand-voile, plus sensible à la variation de tension dans le pataras.

La Figure 4.26 présente la comparaison entre le profil de la grand-voile calculé et les photographies prises en mer. Elle présente le flying shape avant et après le choqué de pataras. La simulation est en rose pour le calcul avec tension dans le pataras et bleu pour le calcul avec le pataras relâché.

Un choqué de pataras entraîne une diminution du cintre du mât et un abaissement du *draft*. Les conséquences sur le profil de la grand-voile (grand-voile avec rond de guidant) sont une augmentation de volume, un creux plus prononcé et plus proche du bord d'attaque et une diminution du twist. Ces variations de géométrie apparaissent clairement sur la Figure 4.26. De plus, les profils des

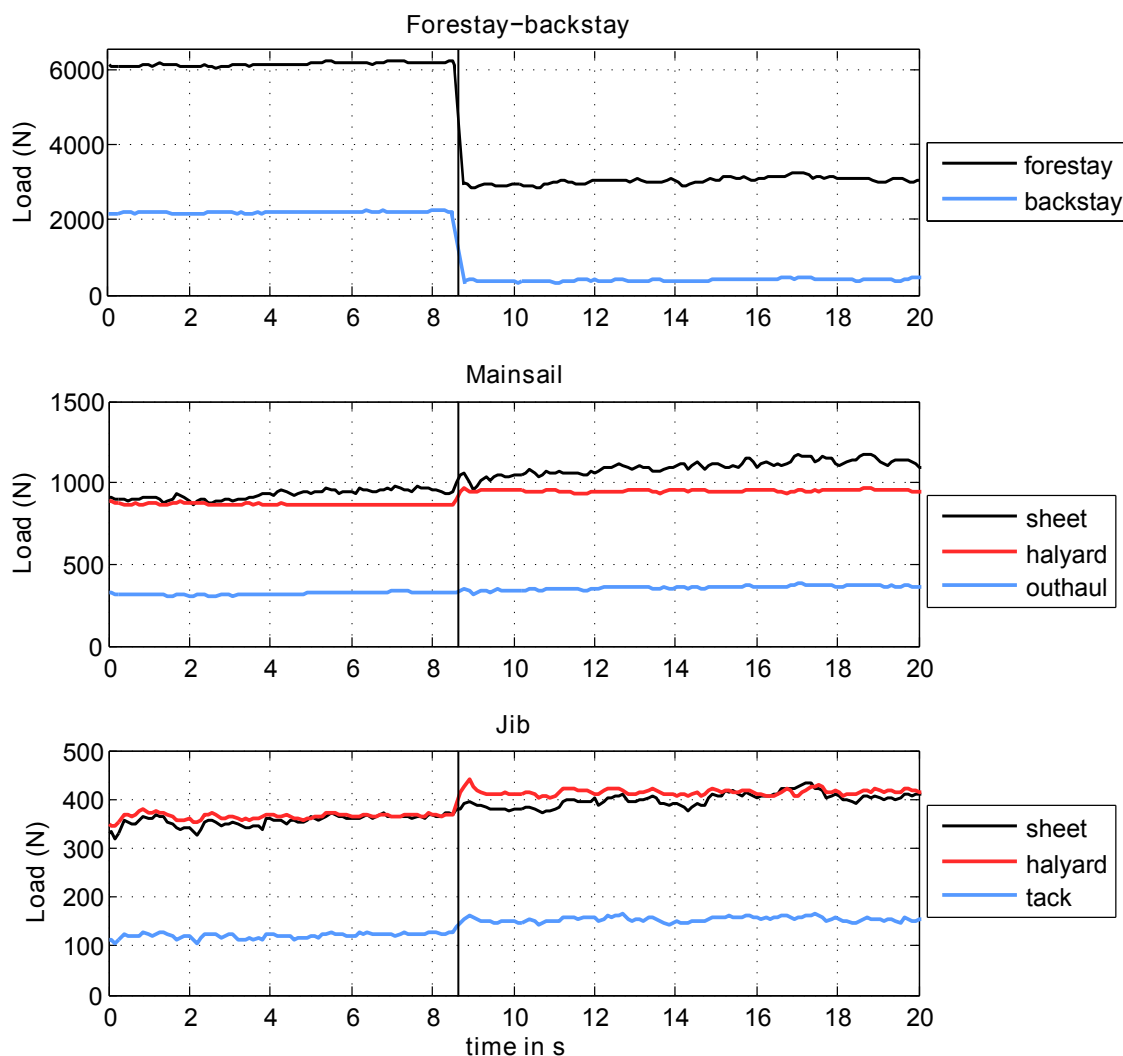


Figure 4.25 – Mesures d’effort dans les haubans et les voiles pendant un choqué de pataras. Le choqué de pataras est matérialisé par un trait vertical

voiles sont parfaitement simulés, les lignes de visualisation calculées se superposant précisément à la photographie. Les variations observées expérimentalement sont donc également visibles sur les résultats du calcul.

A l’aide du logiciel de post traitement ASA, les paramètres des lignes de visualisation sont extraits des photographies avant et après le réglage. Les profils expérimentaux sont comparés aux paramètres des lignes obtenus par le calcul (Tableau 4.10). La comparaison de ces paramètres permet une comparaison plus quantitative que la simple superposition graphique.

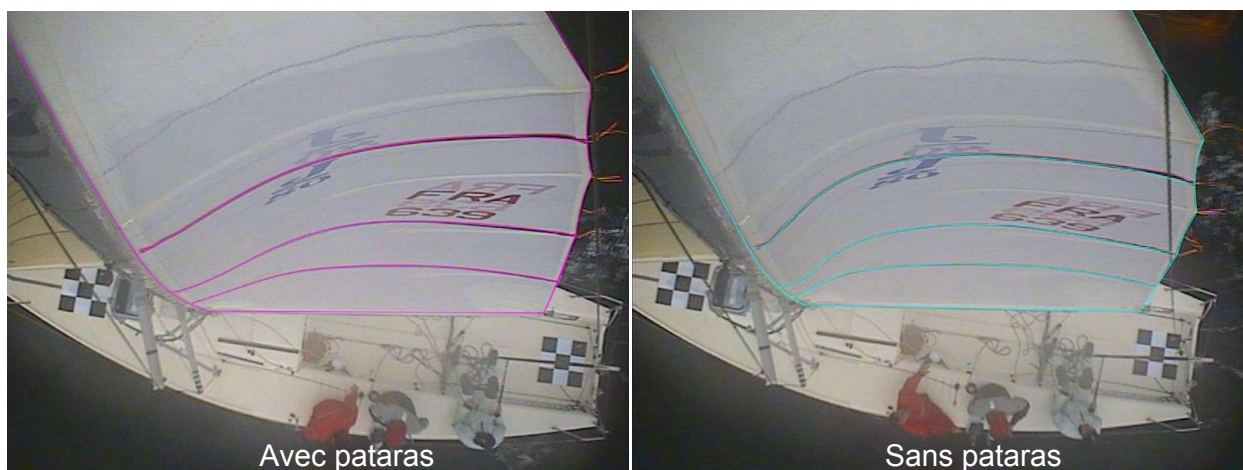


Figure 4.26 – Comparaison du *flying shape* expérimental et du résultat de la simulation stationnaire avant et après un choqué de pataras. Les photographies en fond sont enregistrées en mer. Le résultat des simulations est représenté en rose pour le calcul avec pataras et en bleu clair sans pataras

Avec tension dans le pataras —						
ligne	camber % ch.	camber % ch.	draft % ch.	draft % ch.	twist °	twist °
20%	7.6	7.4	44.2	45.1	11.8	11.0
40%	10.3	10.2	46.8	48.2	16.9	16.3
70%	9.7	10.4	48.0	49.3	22.5	21.7
Sans tension dans le pataras —						
ligne	camber % ch.	camber % ch.	draft % ch.	draft % ch.	twist °	twist °
20%	8.2	8.1	39.0	40.0	10.1	9.8
40%	12.0	12.2	36.8	38.0	13.0	12.8
70%	15.0	14.9	37.4	38.1	16.8	16.7

Tableau 4.10 – Paramètres expérimentaux et issus du calcul (en gris) des lignes de visualisation de la grand-voile avant et après le choqué de pataras

Effet de la tension de pataras

Au choqué de pataras, l'instrumentation mesure une augmentation de *camber* de respectivement 0.6, 1.7 et 5.3% pour les lignes de visualisation à 20, 40 et 70%. La diminution de *draft* après le choqué est comprise entre 5.2 et 10.6%. Enfin le *twist* diminue également le bas de la voile se refermant de 1.7° quand le haut se referme de 5.7°. On remarque ainsi l'effet important de la tension de pataras dans le haut de la voile. Le pataras vrille et modifie le profil du haut de la voile de façon beaucoup plus sensible que dans la partie basse.

Comparaison avec le calcul

Les valeurs dans le tableau vont dans le sens des modifications de profils attendues par le régleur expérimenté. Ils confirment ainsi les observations faites sur la comparaison graphique. Le code simule les profils et leurs variations avec une erreur relative moyenne autour de 2.5% avec un maximum à 6% pour le twist de la ligne à 70%. Les mesures provenant du post-traitement d'images ont une précision autour de 3%. On peut donc en déduire que les simulations prédisent très bien les observations expérimentales.

4.3.3.3 Conclusion sur les mesures de choqué de pataras

D'après l'étude de l'influence de la tension de pataras sur le profil du mât détaillée dans la section 4.2.1, un choqué de pataras diminue sensiblement le *camber* et le *draft* du mât. On s'attend donc à une variation du profil de la voile en conséquence, i.e. une augmentation du *camber* et une diminution du *draft* des lignes de visualisation, avec un effet plus fort dans le haut de la voile. Le post traitement illustre parfaitement ces phénomènes attendus et l'instrumentation démontre ainsi sa précision de mesure en étant capable d'observer de faibles variations de *camber* et de *twist*. Enfin, les écarts issus de la comparaison numérique/expérience étant du même ordre de grandeur que la précision de mesure, on peut conclure que le code ARAVANTI simule très bien l'influence d'un réglage sur le *flying shape* entre deux phases stationnaires.

4.4 Mesures instationnaires

Dans cette section, différents enregistrements du voilier naviguant au près serré et soumis à des sollicitations dynamiques sont présentés. Ils ont pour but d'illustrer les comportements instationnaires d'un voilier en mer. Le premier est un bord de 3min babord amure dans une houle de face d'environ 0.8m et dans un vent moyen de 12nds. Cet enregistrement illustre l'amplitude des efforts rencontrés en mer. Le deuxième est un bord de 35s babord amure dans une courte houle de face d'environ 0.3m. Cet enregistrement fait l'objet d'une analyse approfondie des mesures, ainsi que d'une comparaison numérique/expérience sur 20s. Pendant ces enregistrements, le bateau est barré pour avoir un β_{AW} (ou AWA) constant et l'équipage cherche à atteindre le meilleur VMG (Velocity Made Good : gain contre le vent). Aucun réglage n'est fait pendant les enregistrements à l'exception de la barre.

4.4.1 Présentation des mesures instationnaires

4.4.1.1 Premier enregistrement : amplitude et gamme des efforts

Les attitudes d'un voilier, les efforts dans le gréement et le *flying shape* sont instationnaires. Ce caractère instationnaire des sollicitations extérieures est bien connu des marins qui savent que le meilleur réglage de gréement et de voiles sur mer plate et vent établi n'est pas le même que le réglage optimal sur un plan d'eau agité et un vent instable.

L'enregistrement des tensions en dynamique donne une information essentielle sur la gamme réelle des efforts rencontrés par le bateau en navigation. Il permet d'aller plus loin que l'utilisation d'un coefficient de sécurité sur la base d'une approche stationnaire. De plus, l'approche instationnaire dans les mesures permet de mettre en avant des phénomènes propres aux effets dynamiques, invisibles donc dans une approche statique.

La Figure 4.27 montre la gamme des efforts rencontrés dans le gréement lors d'un bord de près de 3 minutes dans une houle de face. Ce graphique illustre l'importante amplitude des efforts subis par le voilier, même dans une mer modérée. Le bas-hauban au vent (*D1 windward*), l'étai et le hale-bas de bôme sont sujets au plus grandes amplitudes de variations (amplitude crête à creux), allant jusqu'à 3000N. Certains points de tire des voiles subissent quant à eux une variation de tension relative allant jusqu'à 80%.

La différence sensible entre les valeurs moyennes et l'amplitude des efforts soulève une difficulté importante de l'étude stationnaire : quelle tension choisir ? Dans un tel cas, la moyenne des efforts sous-estime les tensions rencontrées. Prendre les valeurs maximales ne reflète en rien la réalité des efforts dans le gréement puisque les maxima ne sont pas atteints au même instant. Par exemple,

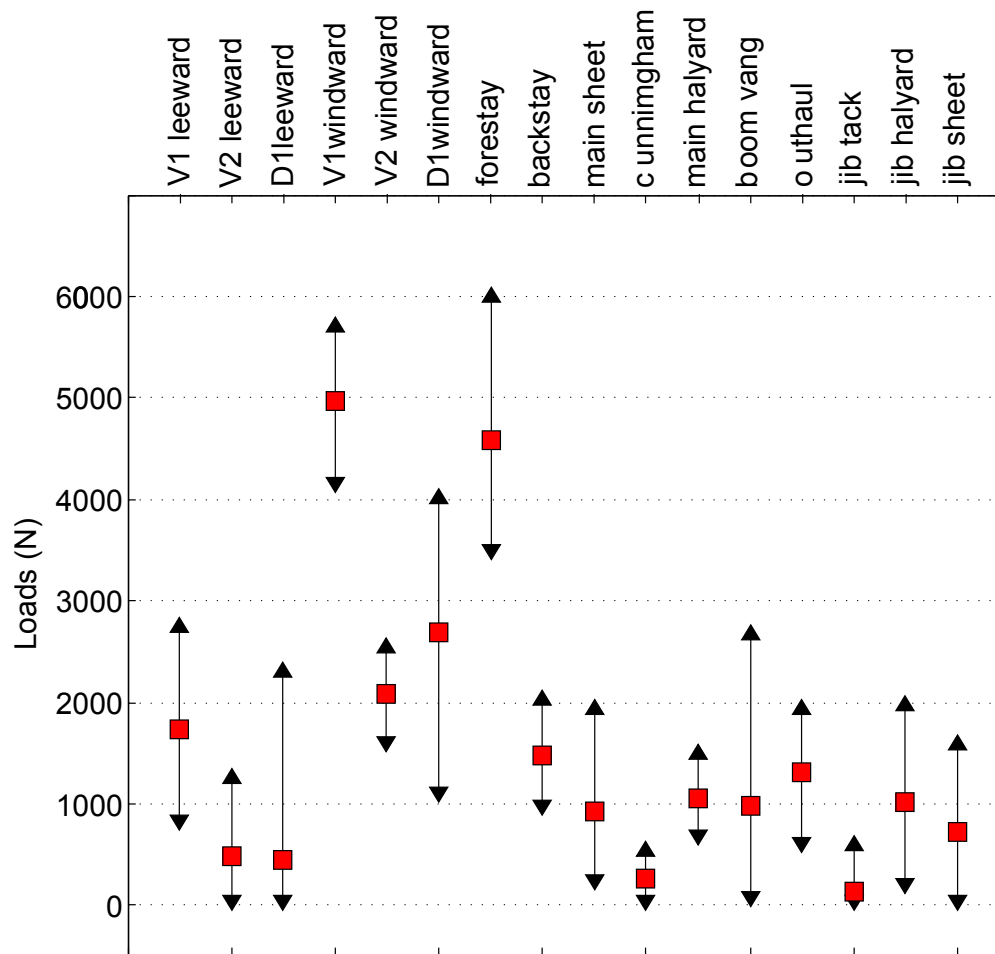


Figure 4.27 – Gamme d'efforts rencontrés dans le gréement lors d'un bord de près de 3min dans une houle de face de 0.8m. Les valeurs moyennes sont représentées par les carrés rouges, la gamme balayée au cours du temps est représentée par les doubles flèches.

dans le gréement, un pic d'effort dans l'étai correspond à un minimum de tension dans le pataras.

4.4.1.2 Deuxième enregistrement : évolution temporelle

Cette partie concerne l'analyse d'enregistrement de 35s de tangage dans une houle de face. 20s sont extraites dans cet enregistrement pour la comparaison numérique/expérience. Elles sont encadrées par des lignes verticales sur les graphiques annotés par *START* et *END*. La manille instrumentée de l'amure de génois a été cassée en début de campagne d'essai. Aucun effort sur l'amure de génois n'est donc disponible pour cet enregistrement.

La houle et l'état de mer ne sont pas directement enregistrés. Ils sont vus et mesurés à travers les mouvements du bateau. Le comportement hydrodynamique du voilier et sa stabilité en mer n'entre pas dans le cadre de l'étude. Le tangage, mesuré sur le bateau par la centrale d'attitude Xsens, est

donc considéré comme le forçage dynamique du système aéro-élastique composé par le gréement et les voiles. Conformément au repère adopté pour le voilier et présenté dans la section 1.1.5, l'étrave plonge pour les valeurs positives de l'assiette.

Lors de cet enregistrement, la houle est courte avec une période moyenne de 1.3s et une amplitude de 0.3m. Les variations d'attitudes (assiette, gîte, cap) et vitesse du bateau sont présentées dans la Figure 4.28. Le cap est enregistré par la centrale d'attitude Xsens et par le compas fluxgate. La vitesse du bateau est enregistrée par le loch.

Les Figures 4.29 et 4.30 présentent les effets du tangage sur les tensions dans le gréement et les voiles, ainsi que sur la vitesse et l'angle de vent apparent. On peut remarquer que les variations dans les grandeurs mesurées sont liées au variation d'assiette, en particulier pour les efforts. Les faibles amplitudes d'oscillation de l'assiette pour $t \in [10s; 14s]$, les fortes amplitudes pour $t \in [16s; 20s]$ et le pic à $t = 25s$ sont clairement visibles sur les graphiques des efforts.

Les efforts dans les haubans semblent sensibles à l'angle d'assiette et les oscillations de tangage sont contenues dans le signal et les variations de tensions.

Le bas-hauban sous le vent (*D1 windward*) subit la plus grande variation d'amplitude. Les bas-haubans contribuent à la quête du mât et les efforts qu'ils supportent ont une composante longitudinale importante. Le balancement du mât d'avant en arrière, dû à la houle de face, se répercute directement dans le bas-hauban au vent. S'ajoutent également les variations de vent apparent induites par le tangage.

Les efforts dans les voiles sont également sensibles au tangage. Les signaux ont des variations relatives importantes dues aux oscillations. Les signaux de bordure de grand-voile et de cunningham ne sont pas représentés sur la Figure 4.30 pour ne pas surcharger le graphique. Ils ont la même sensibilité aux oscillations. Les variations des signaux de vent apparent semblent liées aux variations de vitesse de tangage (dérivé de l'assiette). L'influence de la vitesse de tangage sur le vent apparent est décrite plus précisément dans le chapitre 5. L'étude théorique confirme le lien observé entre les signaux.

Densité Spectrale de Puissance

Comme l'illustrent les Figures 4.28-4.30, les oscillations du tangage apparaissent dans les signaux temporels des différents paramètres enregistrés. La Figure 4.31 montre la densité spectrale de puissance (en anglais PSD pour *Power Spectral Density*) calculée pour les signaux d'assiette, de V1 babord (hauban au vent) et la vitesse de vent apparent V_{AW} . La PSD est la transformée de

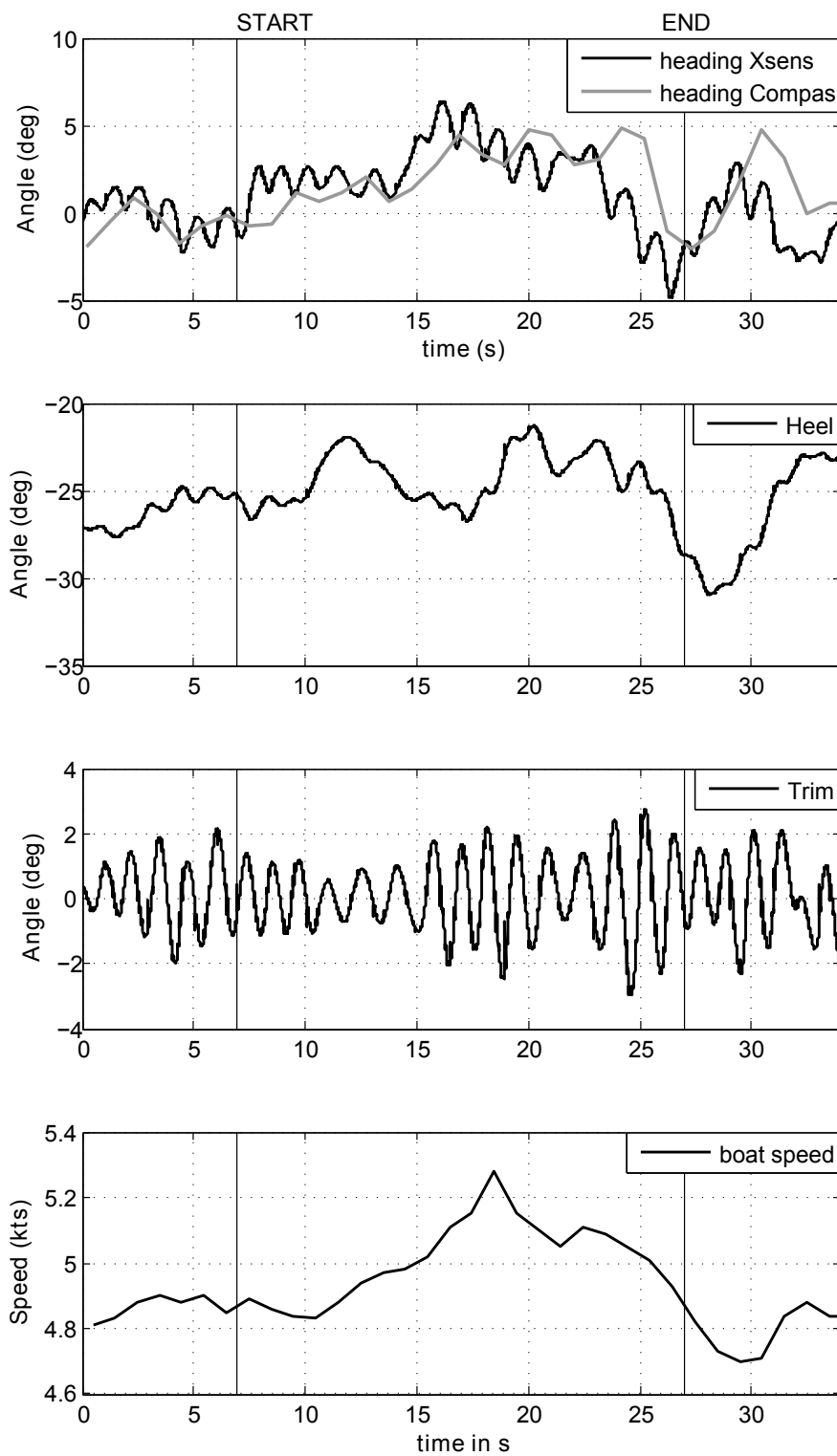


Figure 4.28 – Evolution du cap, de la gîte, de l’assiette et de la vitesse sur un bord de près dans une houle de face

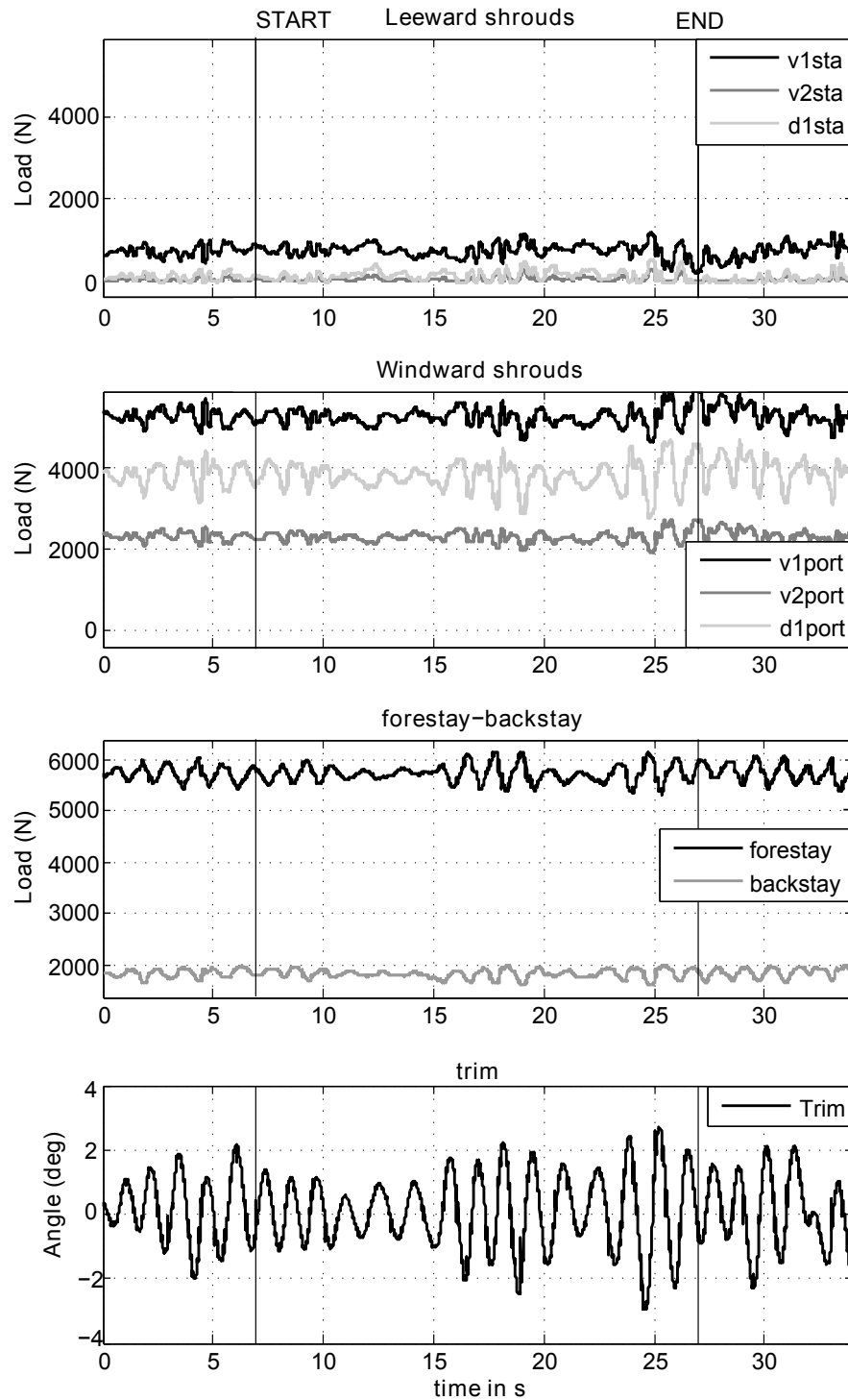


Figure 4.29 – Evolution des efforts dans le gréement et de l'assiette sur un bord de près dans une houle de face

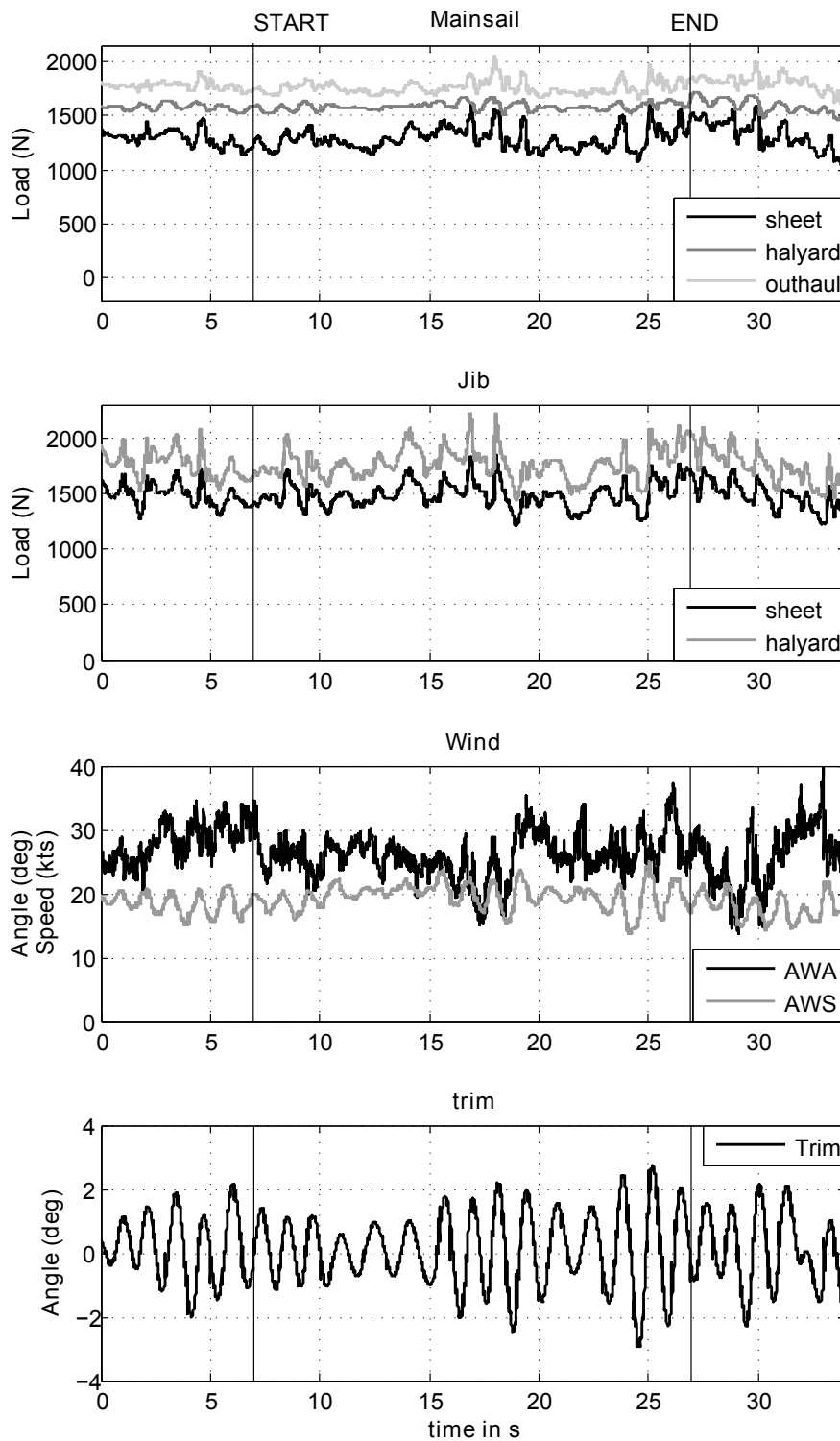


Figure 4.30 – Evolution des efforts dans les voiles, de l'angle et de la vitesse du vent apparent AWA et AWS et de l'assiette sur un bord de près dans une houle de face

Fourier de la fonction d'autocorrélation, $C_{uu}(\tau)$, du signal $u(t)$:

$$PSD(f) = \int_{-\infty}^{+\infty} |C_{uu}(\tau)e^{-2\pi if\tau}| d\tau \quad (4.1)$$

avec

$$C_{uu}(\tau) = \int_{-\infty}^{+\infty} \tilde{u}(t) \cdot \tilde{u}(t - \tau) dt \quad (4.2)$$

et

$$\tilde{u} = \frac{u - \bar{u}}{\sigma_u} \quad (4.3)$$

S avec \bar{u} la moyenne du signal $u(t)$ et σ_u son écart type.

Les graphiques sont représentés en échelle semi-logarithmique. La PSD de l'assiette montre que les oscillations du signal d'assiette ont des pics pour deux fréquences très proches : 0.69 Hz et 0.85 Hz. Ces deux fréquences peuvent être expliquées par deux houles de périodes légèrement différentes rencontrées pendant les 35 secondes d'enregistrement. Les PSD de V_{AW} et de V1 babord contiennent ces deux pics de fréquence. Des pics similaires peuvent être identifiés dans les PSD des autres signaux d'efforts et dans le signal d'angle de vent apparent β_{AW} . Cette représentation confirme ainsi que les oscillations de tangage sont reliées aux variations des signaux d'efforts et de vent.

Procédure de calcul des fluctuations dues au tangage

Afin d'isoler les comportements instationnaires, la valeur moyenne est soustraite du signal temporel. On définit ainsi $\Delta u(t)$ comme :

$$\Delta u(t) = u(t) - \bar{u}$$

avec $\bar{u} = \frac{1}{T} \int_0^T u(t) dt$ et avec $u(t)$ le signal temporel mesuré.

La grandeur $\Delta u(t)$ représente ainsi les fluctuations autour de la valeur moyenne dues aux sollicitations instationnaires. Cette représentation est utilisée dans la suite de ce chapitre.

Variations du *flying shape*

Les variations d'attitudes et d'efforts dans le gréement ont, au même titre que les réglages, des conséquences importantes sur le *flying shape*. Une partie de l'instrumentation à bord du voilier est dédiée à la mesure des variations du profil de la voile. Les observations provenant des caméras placées en tête de mât confirment le comportement instationnaire des lignes de visualisation. Les paragraphes suivants se concentrent sur l'influence d'une houle de face de 0.30m sur le *flying shape*

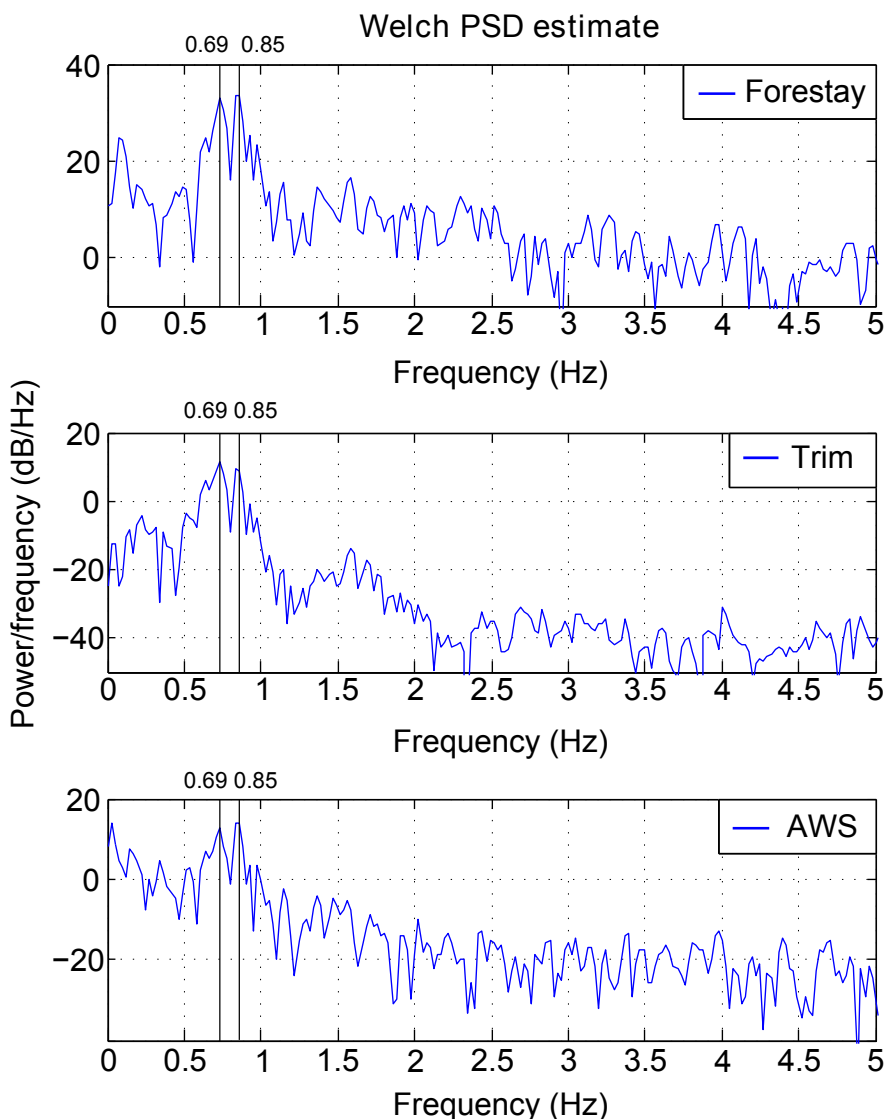


Figure 4.31 – Densité Spectrale de Puissance calculée pour les signaux d'étai, d'assiette et de vitesse de vent apparent. Les lignes verticales indiquent les deux fréquences enregistrées de la houle

du voilier instrumenté lors d'un bord de près babord amure.

Les fréquences des cartes d'acquisition sont différentes selon les caméras (cf section 3.3.2). Les vidéos du génois sont acquises à une fréquence moyenne de 6.5Hz et les vidéos de la grand-voile sont enregistrées autour de 3.4Hz. Les paramètres des lignes de visualisation sont extraits des images des voiles par post-traitement à l'aide du logiciel de traitement d'image ASA. L'étape de post-traitement est, à ce stade, manuelle et fastidieuse. Les lignes sont extraites une par une. De plus, l'analyse des images des voiles produisent une quantité considérable d'information. Ici, seules les variations des paramètres du génois pendant 4 secondes sont présentées. La ligne 70% (ligne de visualisation située à 70% de la hauteur de guindant) étant la plus haute, elle est la plus proche de

la caméra. C'est la ligne qui a la meilleure résolution sur l'image. L'étude se concentre sur cette ligne de visualisation.

La Figure 4.32 présente les variations, autour de la moyenne, des principaux paramètres géométriques de la ligne 70%. La définition des paramètres est rappelée Figure 4.33.

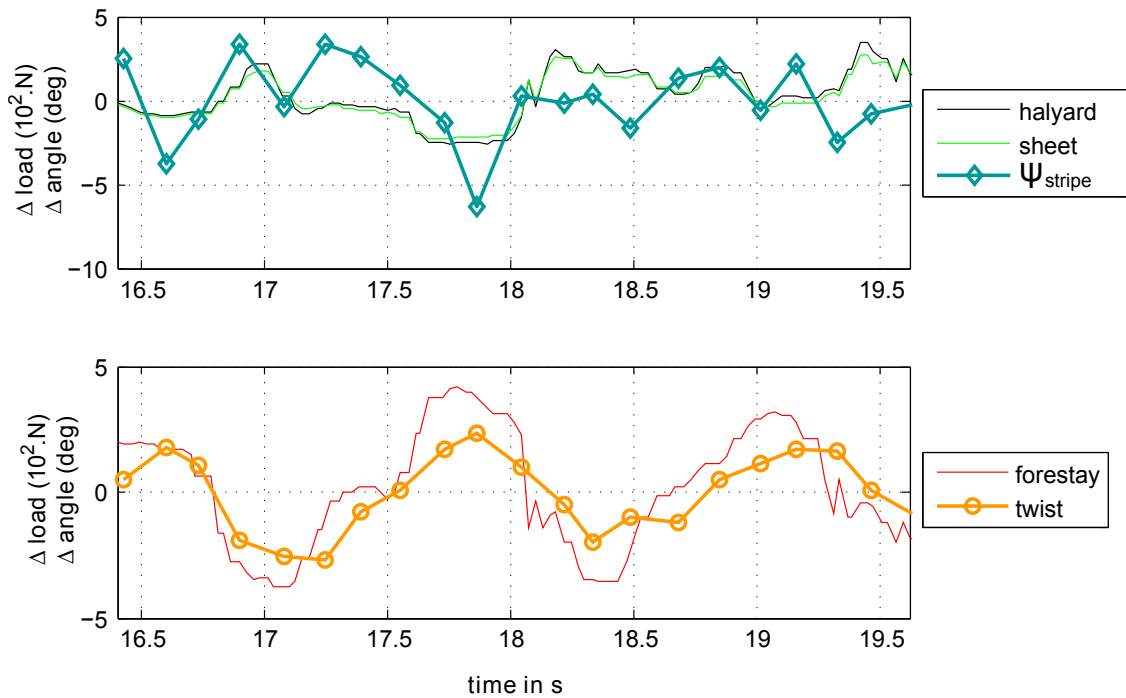


Figure 4.32 – Variations des paramètres de la ligne 70% du génois superposées aux signaux d'efforts pendant le tangage.

Les variations d'effort dans la drisse et dans l'écoute de génois semblent affecter la différence des angles d'entrée et sortie du profil, ψ_{stripe} . ψ_{stripe} est défini comme :

$$\psi_{stripe} = |\psi_{entree}| + |\psi_{sortie}|$$

Une augmentation de ψ_{stripe} correspond à une diminution du *draft* (déplacement du *draft* vers le bord d'attaque). En navigation, les régleurs utilisent la tension de drisse pour modifier le profil de la voile. La tension de drisse peut ainsi être reprise pour déplacer le *draft* vers l'arrière. De plus, quand la drisse est plus tendue, ψ_{stripe} a tendance à diminuer (le creux recule). Les modifications observées en navigation par les marins sont donc confirmées par les relations entre les paramètres des lignes et les efforts mesurés expérimentalement.

Les variations d'effort dans l'étai semblent affecter le vrillage de la voile. Du point de vue du régleur, la déflexion d'étai diminue quand la tension dans l'étai augmente. En pratique toujours, les conséquences observées de la diminution de la flèche d'étai sur le profil sont une diminution du creux

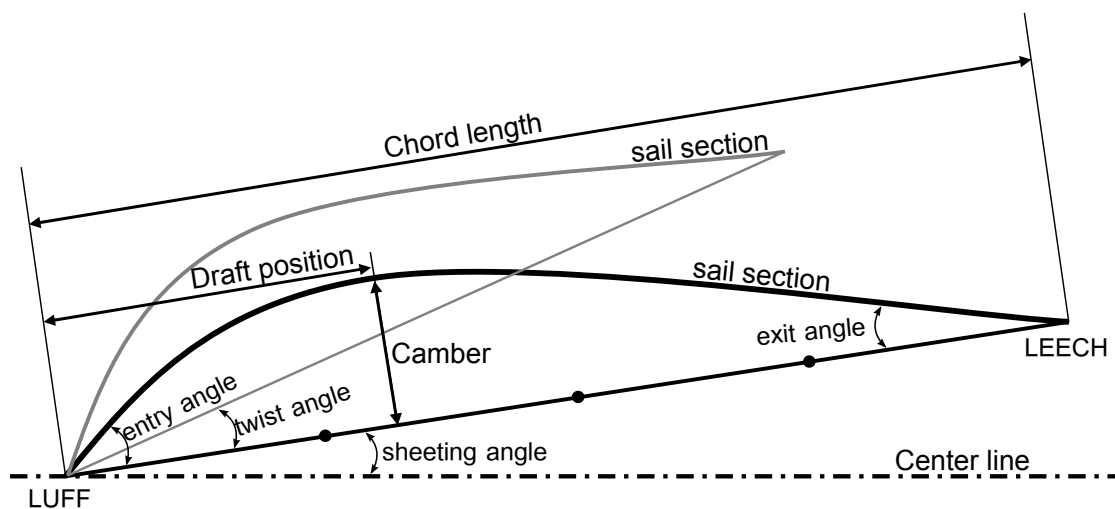


Figure 4.33 – Définition des paramètres des lignes de visualisation. Un profil supérieur est dessiné pour représenter l'angle de vrillage (*twist*)

et l'augmentation du *twist*. Les oscillations de tangage dans les efforts se retrouvent dans l'évolution temporelle du *twist*. Le signal du *twist* a la même période que le signal de tension d'étai, lui-même sujet au tangage à cause du balancement du mât d'avant en arrière avec la modification d'assiette. L'augmentation de la tension d'étai ouvre le haut de la voile, ce qui correspond à une augmentation du *twist*. Les mêmes conclusions peuvent être tirées de l'observation des variations des signaux Figure 4.32. Elles soulignent l'influence de l'attitude sur les réglages de la voile et son *flying shape*.

Conclusion sur les observations du *flying shape*

Le *flying shape* des voiles dépend en premier lieu du moule de design, mais également des réglages, du vent et des efforts dans les points de tension (détail dans la section 1.3.3). Les trois derniers paramètres ont des conséquences importantes et varient dans le temps comme l'illustrent les figures 4.27 à 4.33. Le *flying shape* évolue ainsi dans le temps au gré des sollicitations instationnaires. Les variations de profil de la voile en navigation ont une influence directe sur les forces aérodynamiques développées par le plan de voilure, mais également sur l'intensité et la direction des contraintes dans le tissu. Ces variations ont un impact sur les performances du voilier. Cela illustre l'importance de les modéliser comme instationnaire dans le processus de design.

4.4.2 Analyse et discussion

L'analyse et les discussions se concentrent sur le deuxième enregistrement en tangage dans une houle de face.

4.4.2.1 Inter-corrélation

Deux signaux sont dits corrélés s'ils sont en déphasage constant. L'inter-corrélation quantifie la corrélation des signaux. Elle peut être interprétée comme une relation de cause à effet. L'inter-corrélation mesure ainsi la capacité à prédire les valeurs d'un premier signal oscillant en connaissant les variations d'un second signal.

On définit τ comme un multiple du temps d'échantillonnage avec τ largement supérieur à la durée de la séquence et $x(t)$ et $y(t)$ deux signaux temporels. L'inter-corrélation des signaux $x(t)$ et $y(t)$ est définie comme :

$$C_{xy}(\tau) = \int_{-\infty}^{+\infty} \tilde{x}(t)\tilde{y}(t - \tau)dt \quad (4.4)$$

avec \tilde{x} et \tilde{y} définis dans l'équation .

Avec $C_{xx}(t)$ l'auto-corrélation du signal temporel $x(t)$ et $C_{xy}(t)$ l'inter-corrélation des signaux $x(t)$ et $y(t)$, la fonction d'inter-corrélation normalisée $G_{xy}(t)$ des signaux temporels $x(t)$ et $y(t)$ est définie comme :

$$G_{xy}(\tau) = \frac{C_{xy}(\tau)}{\sqrt{C_{xx}(0)C_{yy}(0)}} \quad (4.5)$$

La fonction d'inter-corrélation normalisée est calculée dans le domaine fréquentiel pour tous les signaux mesurés. La matrice d'inter-corrélation est calculée pour déterminer les corrélations de tous les signaux entre eux. La valeur maximale pour le calcul normalisé est 1. Le maximum de la valeur absolue de ce calcul est représenté sur la Figure 4.34. Ce graphique permet dans une première approche, de détecter les signaux corrélés. La diagonale blanche qui traverse le graphique représente la fonction d'auto-corrélation. Elle est l'axe de symétrie du graphique.

La corrélation est importante entre les signaux des tensions des haubans (≥ 0.85), particulièrement entre le V1 babord et l'étau. Les signaux de pataras et d'étau sont également bien corrélés. Les signaux de pataras et d'étau sont corrélés au signal de tangage. Le signal d'écoute de grand-voile est corrélé à celui de la bordure.

Le tracé de la fonction d'inter-corrélation normalisée dans le domaine temporel, comme sur la Figure 4.35 dans le cas de l'assiette et de la tension de pataras, donne des informations supplémentaires sur la nature de la corrélation. Le signe du maximum donne une information sur la phase ou l'opposition de phase des signaux. L'abscisse du maximum donne une information sur le déphasage. Le maximum est représenté par un carré noir sur le graphique. La fonction d'inter-corrélation a un maximum de +0.85 pour 0.23s. Les signaux sont donc bien corrélés, en phase et le

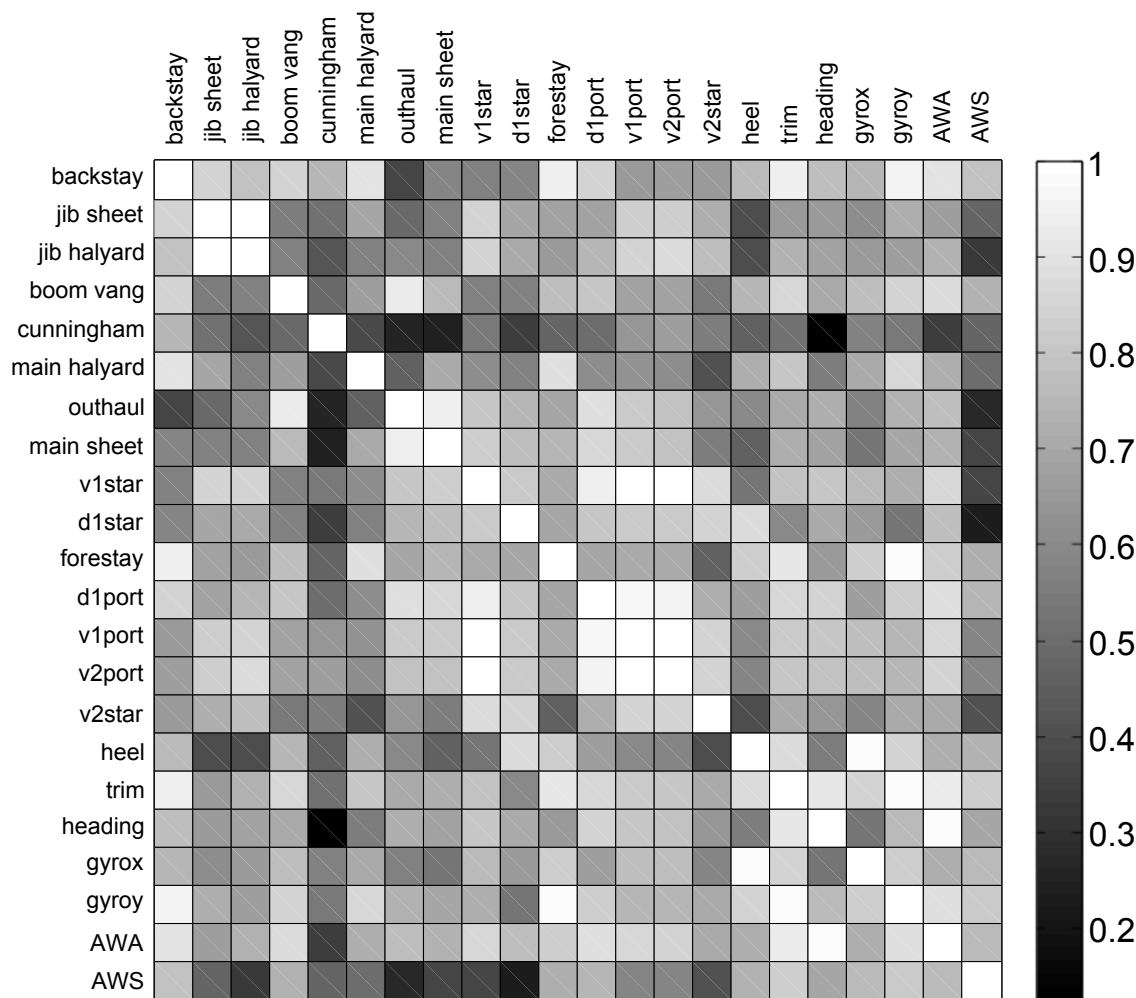


Figure 4.34 – Représentation graphique du maximum de l’inter-corrélation normalisée dans le domaine fréquentiel entre les signaux mesurés en navigation

signal de pataras a un retard de 0.23s sur l’assiette, ce qui représente 1/6 de la période T d’oscillation.

4.4.2.2 Groupe "Vent" et groupe "Structure"

Comme l’illustre le précédent paragraphe, les efforts et le vent apparent sont sensibles au tangage. La composante longitudinale des efforts est par exemple plus sensible aux oscillations de la structure elle-même. En considérant la réponse aéro-élastique du système soumis à un forçage instationnaire provenant de l’état de mer, deux types de comportements peuvent être distingués. Les effets de ces comportements peuvent être rangés dans deux groupes :

- le groupe "Structure" : le comportement est dominé par les mouvements du bateau et les inerties. Il comprend le pataras, le hale-bas, les V1, les V2 et les D1,

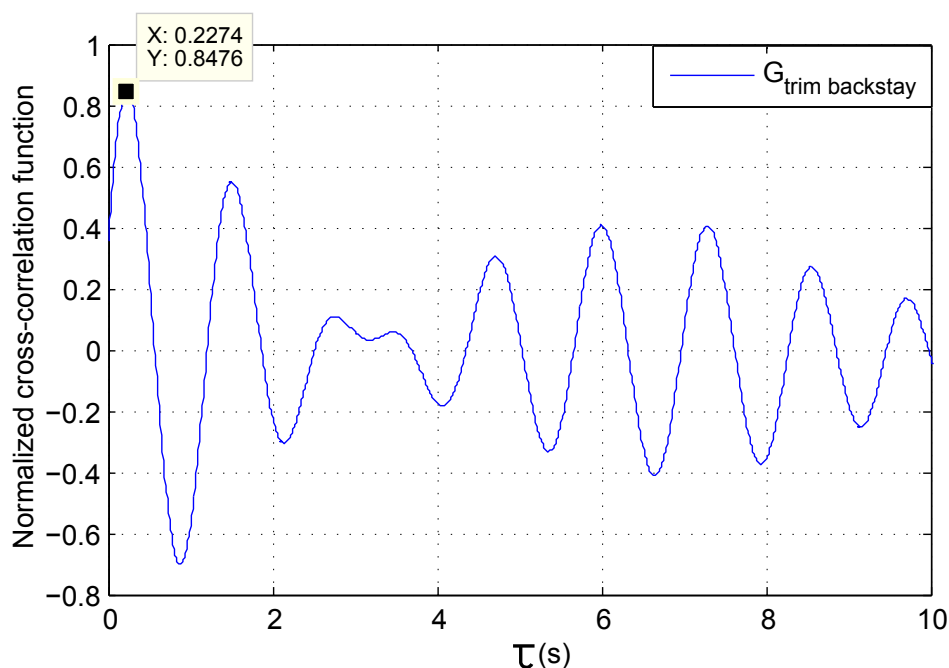


Figure 4.35 – Fonction d'inter-corrélation normalisée entre les signaux d'assiette et de pataras en fonction de τ . Le maximum est 0.85 pour une déphasage de 0.23s

- le groupe "Vent" : le comportement est dominé par les variations d'angle et de vitesse du vent apparent, dues au mouvement du bateau. La réponse est liée au comportement aéro-élastique. Il comprend les points de tire des voiles et l'étai.

Le groupe "Structure" est sensible directement aux variations d'assiette. Le groupe Vent est quant à lui sensible aux variations de vent apparent. La signature des oscillations de l'assiette se retrouve également dans les signaux du groupe "Vent" car les variations de vent apparent sont liées à la vitesse de tangage. Les oscillations des signaux du groupe "Vent" sont plus importantes (mesures plus bruitées) car le vent joue le rôle d'une fonction de transfert par rapport au tangage.

4.4.2.3 Effet de l'assiette sur le vent

L'étude de l'assiette est une manière d'observer les effets du tangage sur les paramètres de navigation et les effets dynamiques des efforts dans le gréement. De plus, la représentation temporelle, à la lumière des études fréquentielles et de corrélation, est un outil d'analyse adapté pour avoir une idée générale de l'évolution des paramètres.

La Figure 4.36 présente les variations de vent apparent autour de la valeur moyenne (19.5nds). Le vent apparent est sensible à la variation d'assiette et l'évolution de son signal temporel est marqué par la fréquence de tangage. Le maximum des variations dues au tangage, présentées sur la Figure 4.36, représente une survitesse de 34% pour V_{AW} . Un déphasage est présent entre les deux signaux

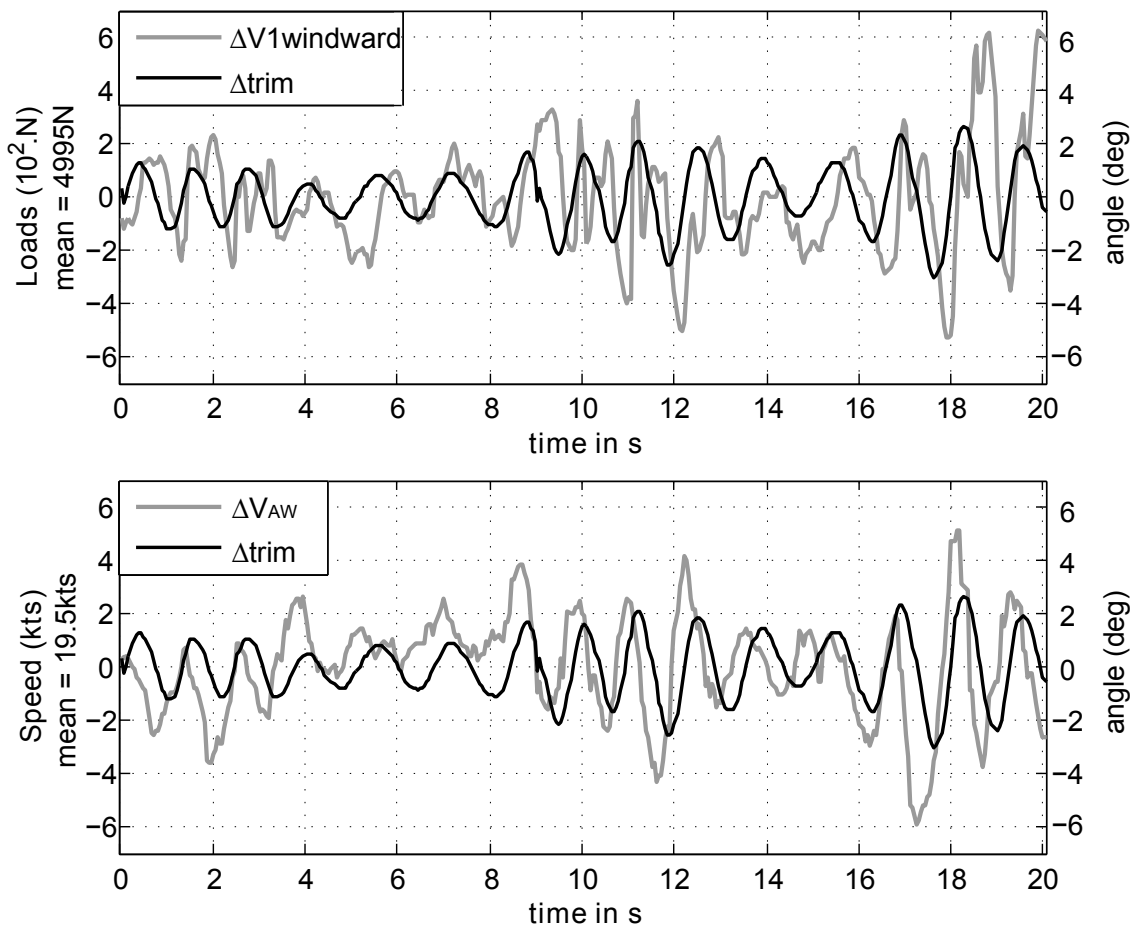


Figure 4.36 – Variation des Δ efforts dans le hauban V1 au vent et Δ vitesse du vent apparent en comparaison à l'assiette

de vent et d'assiette et semble constant au court de l'enregistrement. A la lumière de l'analyse faite sur l'influence du tangage sur le vent apparent décrite dans le chapitre 6, le signal de V_{AW} est corrélé avec la vitesse angulaire de tangage $\dot{\theta}(t)$ (*pitch*), la vitesse de tangage étant déphasée de π avec l'assiette. La coïncidence des pics de vent avec les 0 de l'assiette concorde avec ce déphasage théorique.

4.4.2.4 Effet de l'assiette sur les efforts

La réponse dynamique du bateau est sensible aux amplitudes d'assiette. En effet, la fréquence du tangage peut être observée dans les signaux temporels des haubans (Figure 4.29). Le maximum des variations dues au tangage, présentées sur la Figure 4.36, représente une surtension de 12.5% pour le V1 au vent (V1windward).

Les signaux d'assiette et d'effort dans le V1 windward sont déphasés, mais le déphasage est légèrement masqué par les perturbations de plus hautes fréquences sur les signaux. Le V1 est davantage sensible aux effets d'inertie de la structure dus aux oscillations de vitesse de tangage. On peut donc classer le

V1 dans le groupe "Structure".

4.4.2.5 Effet de la vitesse de tangage sur les efforts

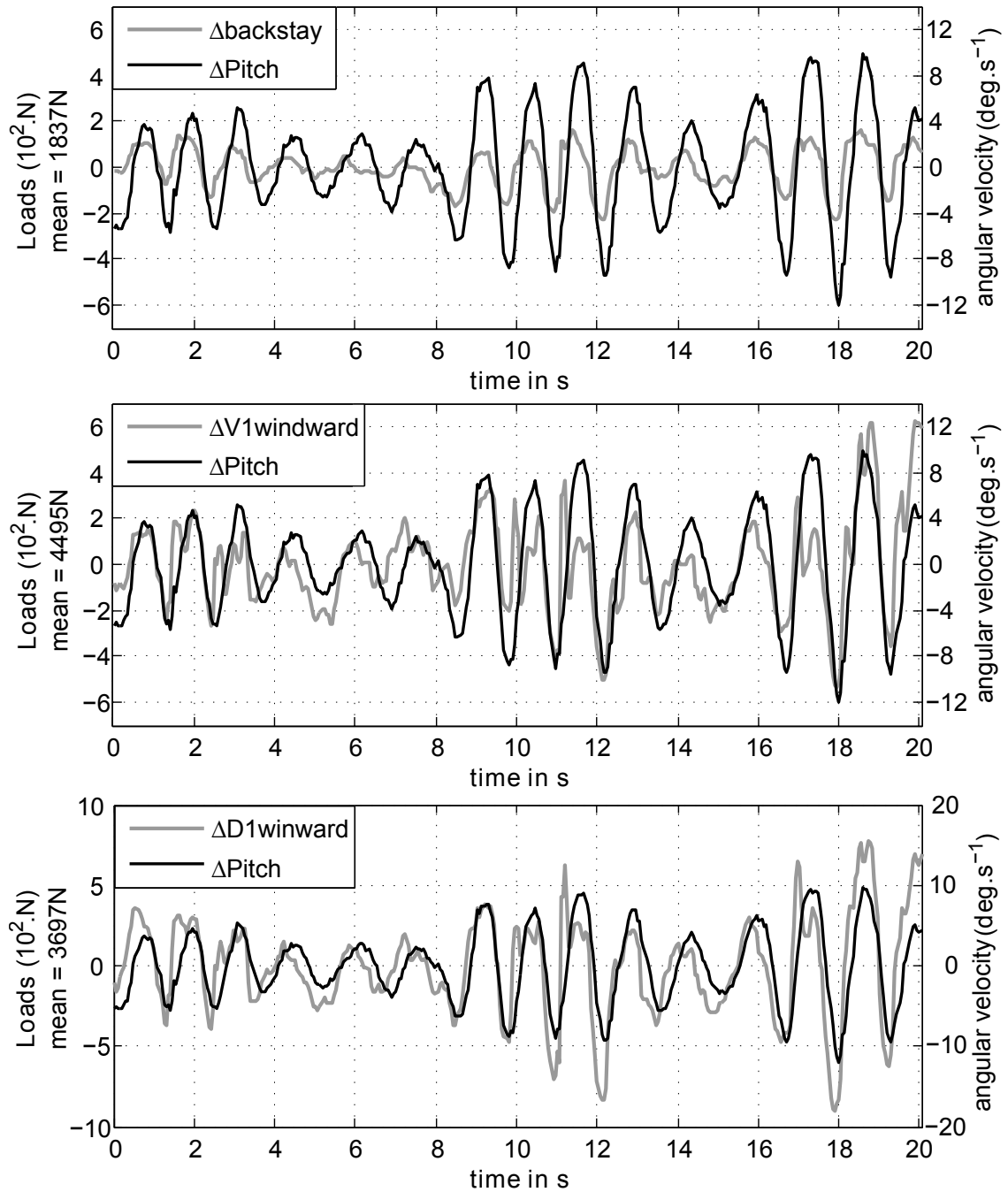


Figure 4.37 – Fluctuations des Δ efforts dans le pataras, le hauban V1 au vent (V1 windward) et le hauban D1 au vent (D1 windward) en comparaison à la vitesse de tangage (Pitch)

Les éléments du groupe structure sont, par définition, sensibles aux effets d'inertie dus à la

vitesse de tangage. Afin de vérifier la répartition des haubans et du pataras dans cette catégorie, les signaux temporels de ces derniers sont superposés aux oscillations de vitesse de tangage, représentés sur la Figure 4.37. Les fluctuations et la moyenne des efforts dans le pataras sont faibles, particulièrement dans les 9 premières secondes de l'enregistrement. Les fluctuations dans les haubans sont supérieures à 1000N dans la fin de l'enregistrement. Leurs valeurs moyennes sont également nettement supérieures. L'amplitude des fluctuations d'effort augmente sensiblement avec l'amplitude des variations de vitesse de tangage.

Pour les trois signaux d'effort, la Figure 4.37 illustre une très bonne concordance avec les variations du signal de vitesse angulaire, les pics étant bien superposés. Les mêmes tendances sont observées sur le signal des efforts dans le V2.

Ces observations confirment ainsi la grande sensibilité des haubans et du pataras à la vitesse de tangage. Elles donnent également du poids dans la répartition de ces éléments dans le groupe "Structure".

4.4.2.6 Effet du vent apparent sur les efforts

Les variations de V_{AW} dues au tangage ont une influence sur la force aérodynamique développée par la voile. La Figure 4.38 illustre l'évolution temporelle des efforts dans l'étai, les écoutes de grand-voile et de génois superposés aux variations de vent apparent V_{AW} .

Pour les écoutes, les variations et les pics d'efforts se superposent au signal de V_{AW} . Dans les dix dernières secondes de l'enregistrement, les efforts dans les points de tire de la voile semblent répondre immédiatement aux risées de vent apparent, indice d'une bonne corrélation entre les signaux. Les déventes semblent en revanche avoir moins d'influence sur les tensions. La tension d'écoute de grand-voile est totalement liée aux variations de V_{AW} et subit des augmentations de tension jusqu'à 25%. Les augmentations de tension dans le génois vont jusqu'à 24%.

Les pics principaux de vent sont suivis d'une augmentation de tension dans l'étai mais la forme générale du signal est différente. La période de tangage semble apparaître plus clairement sur le signal de l'étai lors des douze dernières secondes. Les pics d'effort représentent 7.5% de la tension moyenne.

Ces observations confirment ainsi la grande sensibilité des écoutes au vent apparent. Dans le cas de l'étai, l'effet du vent semble prédominant mais les fluctuations sont impactées par celles du pataras et des haubans (sensibles au effet d'inertie de la structure) intervenant également dans la tenue du mât (cf section 4.2.1). Elles donnent également du poids dans la répartition de ces éléments dans le groupe structure. L'étai est quant à lui à la frontière des deux groupes.

4.4.2.7 Conclusion sur les évolutions temporelles

L'influence des effets instationnaires et leurs conséquences sur les efforts dans les haubans et les points de tire des voiles semblent évidents dans cette représentation temporelle. La répartition en deux groupes distincts par la prédominance des effets d'inertie ou de vent et l'interaction

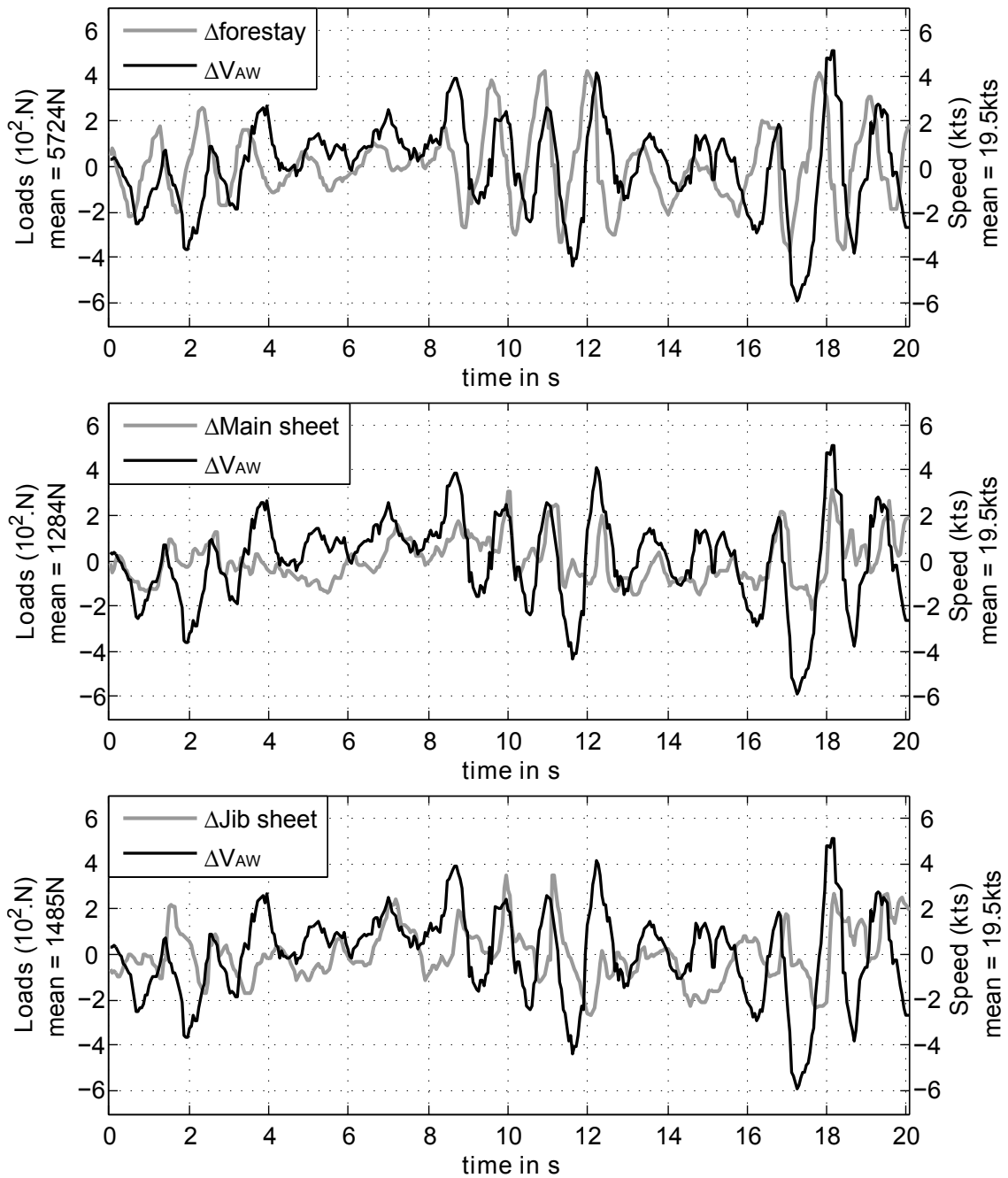


Figure 4.38 – Fluctuations des Δ efforts dans l'étai, l'écoute de grand-voile et l'écoute de génois en comparaison à la vitesse du vent apparent V_{AW}

entre ces deux groupes comme dans le cas de l'étai met en avant la difficulté d'une représentation simple des phénomènes d'interactions fluide structure sur un gréement de voilier. Ces phénomènes soulignent une nouvelle fois l'importance d'un modèle instationnaire pour simuler les écoulements et les contraintes dans l'ensemble du gréement.

4.4.2.8 Hystérésis

Comme le montrent les paragraphes précédents, les tensions dans le gréement sont sensibles au tangage. L'étude de l'influence du tangage sur les variations d'effort ne donne pas seulement des informations sur le comportement dynamique ou les pics de tension. Elle révèle également des phénomènes d'hystérésis.

La Figure 4.39 présente les variations de la tension d'étai, d'écoute de grand-voile et de pataras comme une fonction de l'angle d'assiette. Chacune des deux boucles correspond à deux périodes d'oscillation différentes et complètes. Les variations d'efforts dans l'étai et le pataras sont elliptiques. Le sens de lecture est indiqué par une flèche sur le graphique.

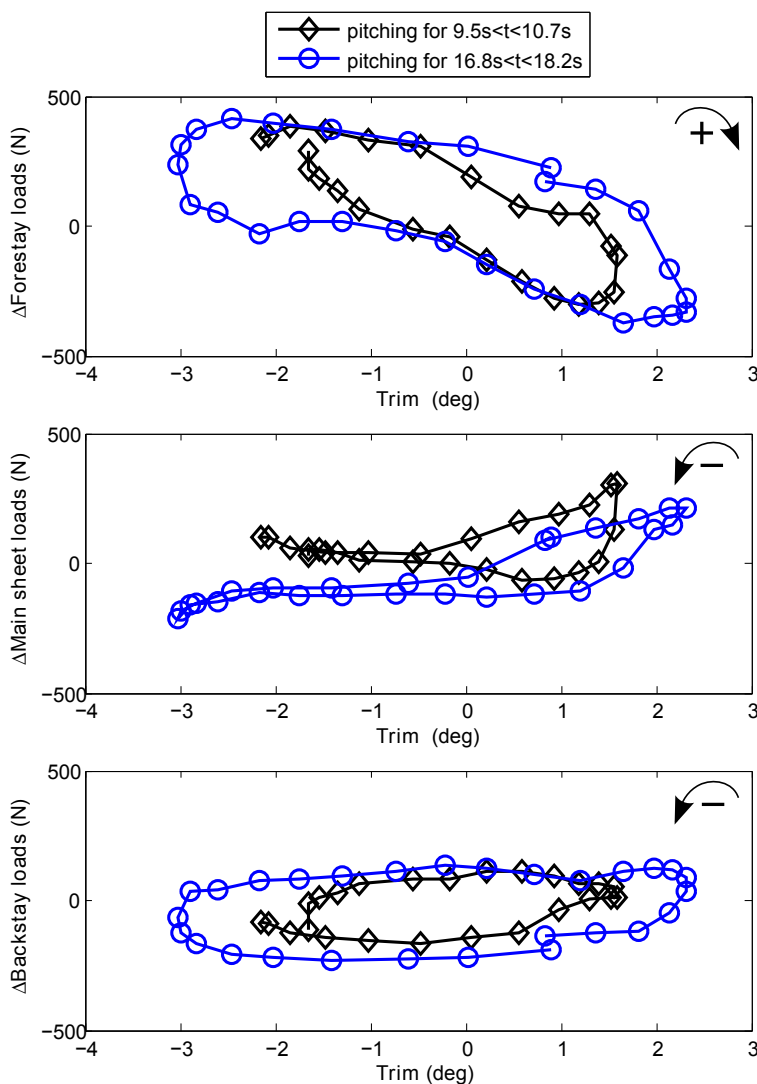


Figure 4.39 – Variation des efforts en fonction de l'assiette pour deux périodes complètes de tangage

La boucle d'hystérésis illustre la présence d'un déphasage entre les signaux d'efforts et d'assiette. Si les variations d'efforts étaient parfaitement en phase avec les oscillations d'assiette, la boucle d'hystérésis apparaîtrait comme une simple ligne. D'après les travaux de [Fossati et Muggiasca, 2011], une simple ligne est la représentation d'un comportement stationnaire. L'aire contenue dans la boucle d'hystérésis représente une quantité d'énergie qui, selon le signe du déphasage, peut être interprétée de deux manières : la quantité d'énergie perdue par le gréement de par la houle ou la quantité d'énergie apportée au gréement et aux voiles par la force aérodynamique. En effet, le tangage du bateau, et donc de son gréement, modifie l'angle et l'intensité du vent apparent et implique des phénomènes inertiels sur les masses du plan de voilure. Cette question est détaillée dans le chapitre 5.

D'après les derniers travaux de Fossati et al. sur les effets du tangage [Fossati et Muggiasca, 2012], le sens de rotation de la boucle d'hystérésis indique le signe du déphasage entre les signaux et donc le signe de l'énergie. Avec notre représentation, une évolution dans le sens des aiguilles d'une montre indique un gain d'énergie et le sens inverse indique une dissipation d'énergie. Les différences entre un modèle instationnaire et un modèle quasi-statique exposées par [Fossati et Muggiasca, 2011] sont confirmées par les mesures.

La pente négative des boucles d'hystérésis du signal d'étai indique que ce dernier est en opposition de phase avec le signal d'assiette. Les boucles d'hystérésis évoluent dans le sens des aiguilles d'une montre indiquant que l'aire contenue dans la boucle représente l'énergie apportée par la houle de face. Les boucles d'hystérésis du signal de pataras sont quasiment horizontales, indiquant un déphasage de $\pi/2$ avec le signal d'assiette.

Pour l'écoute de grand-voile, les phénomènes d'hystérésis sont concentrés entre 0 et $+2^\circ$ d'assiette. Il semble ainsi que l'écoute retient la bôme, et donc la voile, quand le bateau part sur l'avant ($\dot{\theta}(t) > 0$). La tendance de la pente est positive, ce qui indique que le signal d'écoute de grand-voile est en retard de phase sur le signal d'assiette. Le sens d'évolution des boucles d'hystérésis des signaux de pataras et d'écoute de grand-voile indique une dissipation d'énergie due au tangage.

Les gains et dissipations d'énergie dans le gréement dus à la houle sont à comparer avec le bilan d'énergie sur la force de propulsion ou le couple de gîte pour conclure sur les possibles avantages à tirer de l'énergie de tangage. Cette étude illustre néanmoins l'importance des phénomènes d'hystérésis dans l'évolution des efforts et cela même dans une houle modérée.

Conclusion sur les mesures instationnaires

Les mesures en mer illustrent la complexité des interactions au sein du gréement. L'équilibre du voilier et du gréement est sans cesse déplacé par les variations d'attitudes et de vent. Cette partie met en avant deux groupes pour lesquels les effets de structure ou les effets dus au vent sont prédominants dans leur évolution. Mais ce classement en deux catégories doit prendre en compte la nature hyperstatique du gréement dont les différents éléments interagissent entre eux. Il est ainsi impossible de séparer l'effet du vent sur les écoutes sans prendre en compte la réponse du mât au

chargement aérodynamique. Le code ARAVANTI montre ses capacités dans la modélisation de ce système complexe dans le cas stationnaire. Les simulations concordent en effet très bien avec les mesures en mer. La question est de savoir si le code est capable de modéliser les effets dynamiques du système aéro-élastique et de modéliser correctement les effets d'un chargement instationnaire dans tout le gréement.

4.4.3 Comparaison Numérique/Expérience en instationnaire

L'enregistrement du voilier naviguant au près babord amure a fait l'objet d'une analyse approfondie dans les précédents paragraphes. Il s'agit maintenant de simuler ces comportements dynamiques avec le code de calcul IFS ARAVANTI en instationnaire. Pour la simulation, on utilise la même procédure de calcul que pour le cas stationnaire, adaptée au cas dynamique comme décrit ci-dessous. La géométrie des voiles et du gréement, les matériaux et les matrices de comportement mécaniques sont identiques au précédent calcul statique.

4.4.3.1 Calcul instationnaire

Afin de débiter le calcul instationnaire dans un système convergé et avec un *flying shape* correspondant à un profil en navigation, un premier calcul stationnaire est lancé. Les données d'entrée de ce calcul statique correspondent aux valeurs moyennes observées pendant les 10 secondes précédant l'enregistrement instationnaire étudié. Il permet de lancer le calcul avec des écoulements, un état de contrainte, des efforts dans le gréement et des attitudes proches de la réalité.

Pendant la simulation instationnaire, le bateau navigue dans un vent réel constant de 14nds à un angle de vent réel β_{TW} de 40° , faisant cap au Nord (0°). Les variations de vent apparent enregistrées, V_{AW} et β_{AW} , sont supposées ne provenir que des mouvements du bateau. L'enregistrement des attitudes, provenant de la centrale d'attitude Xsens, est imposé au gréement dans le code. Elles sont considérées comme des données d'entrée du calcul. Les signaux sont ré-échantillonnés à 200Hz puis lissés pour obtenir une dérivée du second ordre continue. Le pas de temps du calcul est fixé à 0.05s. Une étude de convergence sur le pas de temps permet de déterminer cette valeur d'échantillonnage du calcul.

Aucun réglage n'est modifié pendant les calculs mais il est possible d'imposer différents réglages en plus des variations d'attitudes dans le fichier temporel.

Les résultats du calcul sont présentés sur la Figure 4.40. Ils montrent l'évolution du saut de pression sur les voiles calculé par le code ARAVANTI. Les images sont extraites du résultat du calcul instationnaire effectué sur le gréement et les voiles d'un J80 soumis à un forçage en tangage dans une houle de face sous la forme de mouvements réels mesurés. Les angles notés dans le coin

supérieur gauche de chaque image correspondent aux angles mesurés en navigation, données d'entrée du calcul. Le code modélise le comportement instationnaire des efforts et du *flying shape*.

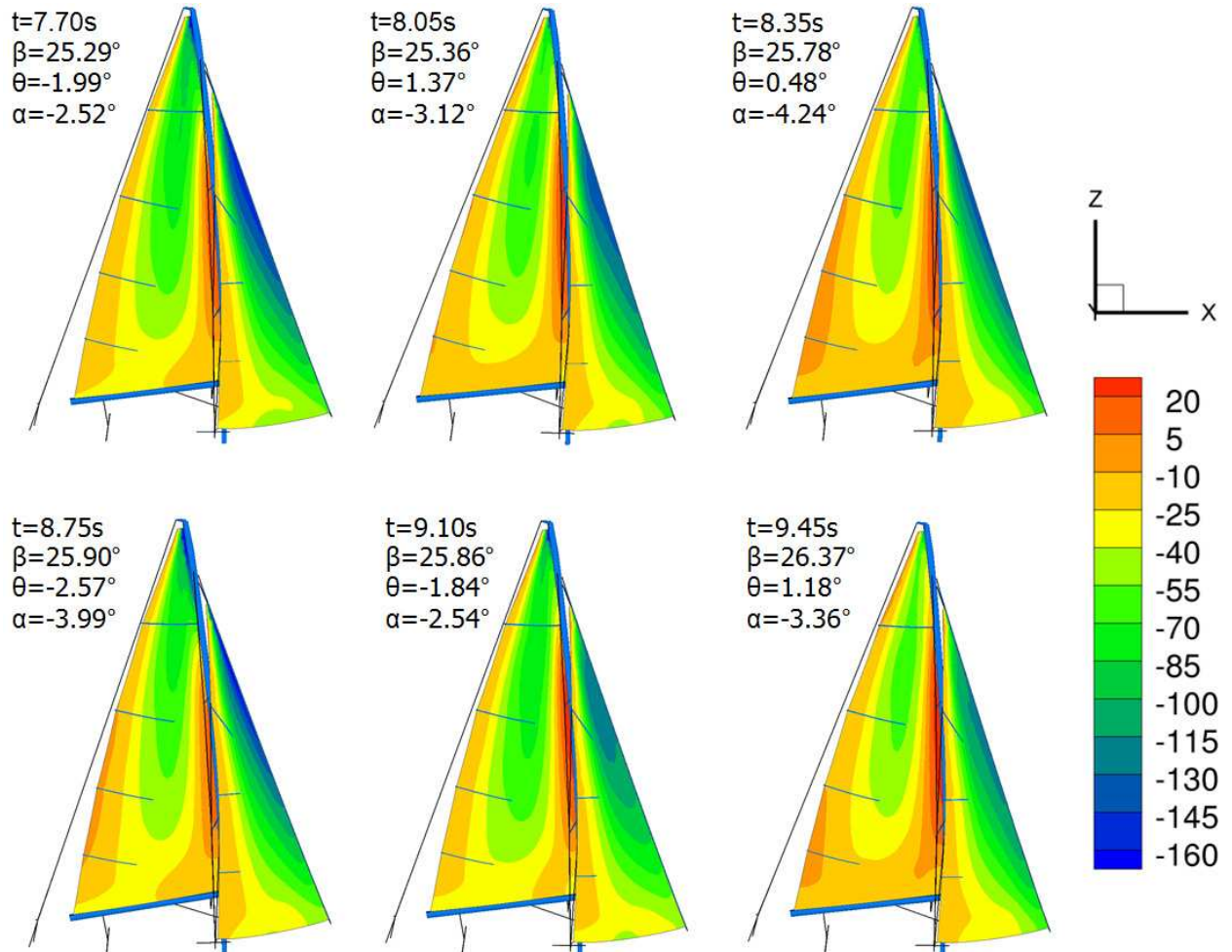


Figure 4.40 – Calcul instationnaire du saut de pression sur les voiles au près pour un tangage dans une houle de face. Les paramètres t , β , θ et α représentent respectivement le temps, la gîte, l'assiette et le cap

4.4.3.2 Analyse du calcul instationnaire

Signaux temporels

Pour une approche plus quantitative, les signaux temporels des efforts mesurés et calculés sont représentés pour les 20s de simulation sur la Figure 4.41. Les graphiques représentent sur la même figure les signaux des efforts mesurés et calculés dans l'étai, le pataras, la bordure et l'écoute de grand-voile. Le calcul de la contrainte dans l'étai donne une valeur inférieure à la mesure (-200N). La raison principale est l'imprécision dans la géométrie numérique sur les positions exactes des points de capelage et donc de la longueur d'étai. Concernant la période de tangage dans les données

calculées, on remarque que le code est capable de propager le forçage en oscillation. Le maximum des fonctions d'inter-corrélation normalisée, calculé entre les signaux expérimentaux et de la simulation est supérieur à 0.8. Les études de corrélation font ressortir un léger déphasage dans les calculs de l'ordre de 0.1s. Les valeurs moyennes des efforts et l'amplitude des variations sont également très bien prédites. La moyenne des efforts calculée dans l'étai est légèrement inférieure à la mesure. Cela peut provenir d'une incertitude de mesure quant à la longueur d'étai.

Les signaux mesurés des tensions dans la grand-voile, plus bruités, sont très bien suivis par le calcul. La corrélation des signaux est, de par les bruits, moins bonne que pour l'étai et le pataras, mais les fonctions d'inter corrélation des signaux expérimentaux et calculés confirment ces observations avec un maximum autour de 0.5 pour la bordure et l'écoute de grand-voile, sans déphasage. L'ordre de grandeur des efforts est également conservé. On peut remarquer que la tension dans la bordure est légèrement surestimée (+150N). Dans le code, le frottement entre la sangle qui retient la bordure sur l'extrémité de la bôme et la bôme n'est pas modélisé. En réalité, une partie des efforts dans la direction de la bôme est reprise par la sangle, ce qui soulage la tension dans le point de bordure. La comparaison sur la drisse de grand-voile ne donne pas un aussi bon résultat. En effet, le frottement entre la ralingue et la rainure du mât n'est pas modélisé.

Boucle d'hystérésis

La Figure 4.42 présente sur la même figure les boucles d'hystérésis de la Figure 4.39 avec les boucles calculées. Les tensions d'étai, de pataras et d'écoute de grand-voile sont une nouvelle fois tracées en fonction de l'angle d'assiette. Les points représentés correspondent à une période complète d'oscillation. Les signaux issus de la simulation sont tracés pour la même période d'oscillation que les données expérimentales, afin de comparer les résultats. Pour une meilleure visibilité, seule la première période d'oscillation est représentée.

Les boucles issues du calcul ont une allure générale similaire à celles issues des mesures. En particulier, dans le cas de l'effort dans l'étai, elles ont une pente identique, c'est-à-dire que l'effort calculé est en opposition de phase avec le signal d'assiette, tout comme le signal mesuré. Le déphasage, explication des phénomènes d'hystérésis, semble bien simulé. L'amplitude des efforts est correctement prédite.

La boucle d'effort calculée dans l'écoute de grand-voile a une forme très proche et les variations d'efforts ont le même ordre de grandeur que la boucle d'hystérésis expérimentale. Le modèle semble sous-estimer légèrement les variations d'efforts dues au tangage pour les valeurs positives d'assiette, i.e. quand l'étrave plonge.

La boucle d'effort calculée dans le pataras a le même ordre de grandeur et la même pente que le signal expérimental. Le code sous-estime légèrement la quantité d'énergie échangée, i.e. l'aire de la boucle simulée est plus petite.

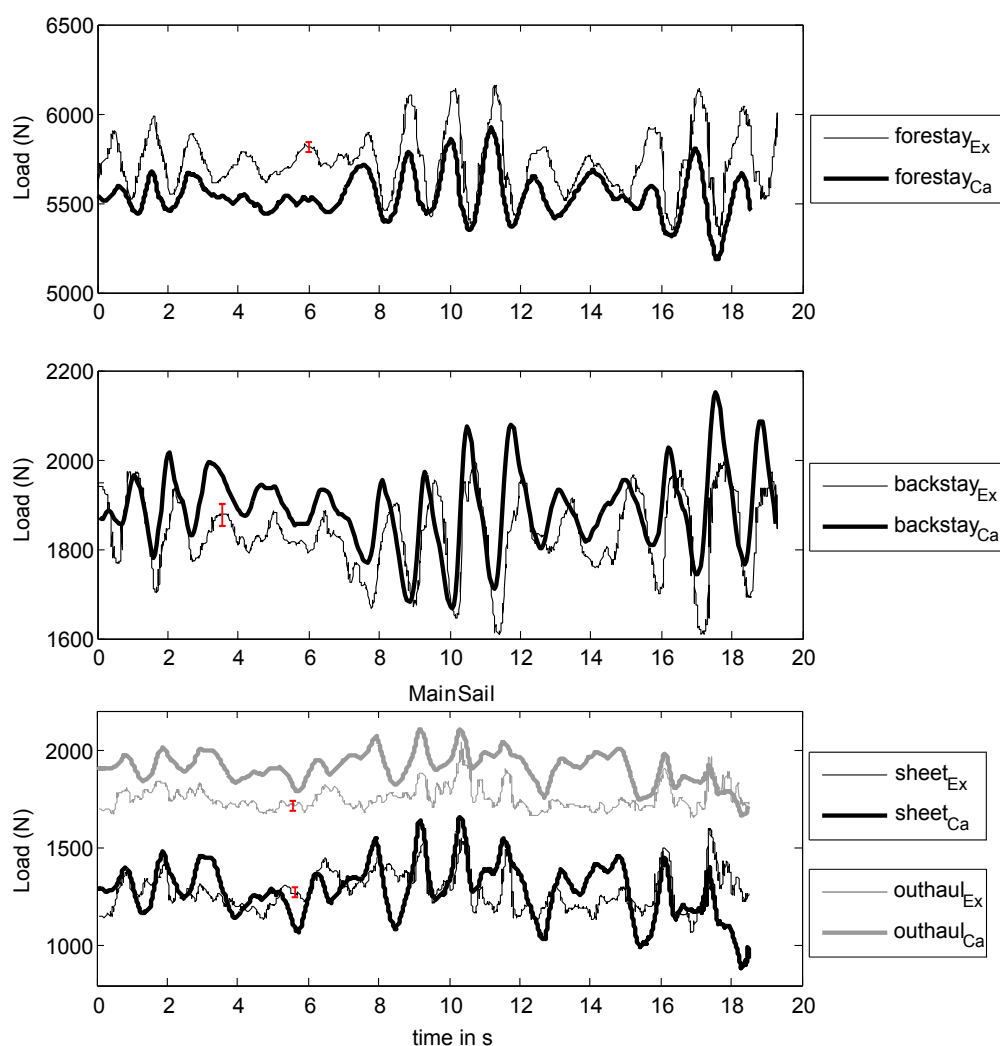


Figure 4.41 – Comparaison des variations des efforts dues au tangage entre les données mesurées (Expé-trait fin) et les données calculées (Calcul-trait épais)

4.4.3.3 Conclusion sur les comparaisons numérique/expérience

Ces simulations instationnaires donnent des résultats intéressants quant à la capacité du modèle IFS ARAVANTI à simuler la réponse du système à une sollicitation de tangage sur les efforts. Les tensions sont prédites correctement, simulées avec les bons ordres de grandeur. Certains décalages dans les mesures peuvent s'expliquer par des imprécisions dans les caractéristiques géométriques du gréement simulé (longueur d'étai par exemple...) ou par la difficulté à simuler les frottements (ralingue de grand-voile dans le rail de mâât, sangle de bordure de grand-voile sur la bôme). De plus, la résistance à la contrainte du tissu du génois peut être sous estimée à cause du manque d'information disponible sur la densité du réseau de fibre Kevlar.

Malgré ces erreurs, l'approche fluide parfait du code ARAVANTI montre des résultats très proches des mesures instationnaires dans les allures de près. L'hypothèse simplificatrice de fluide parfait, qui

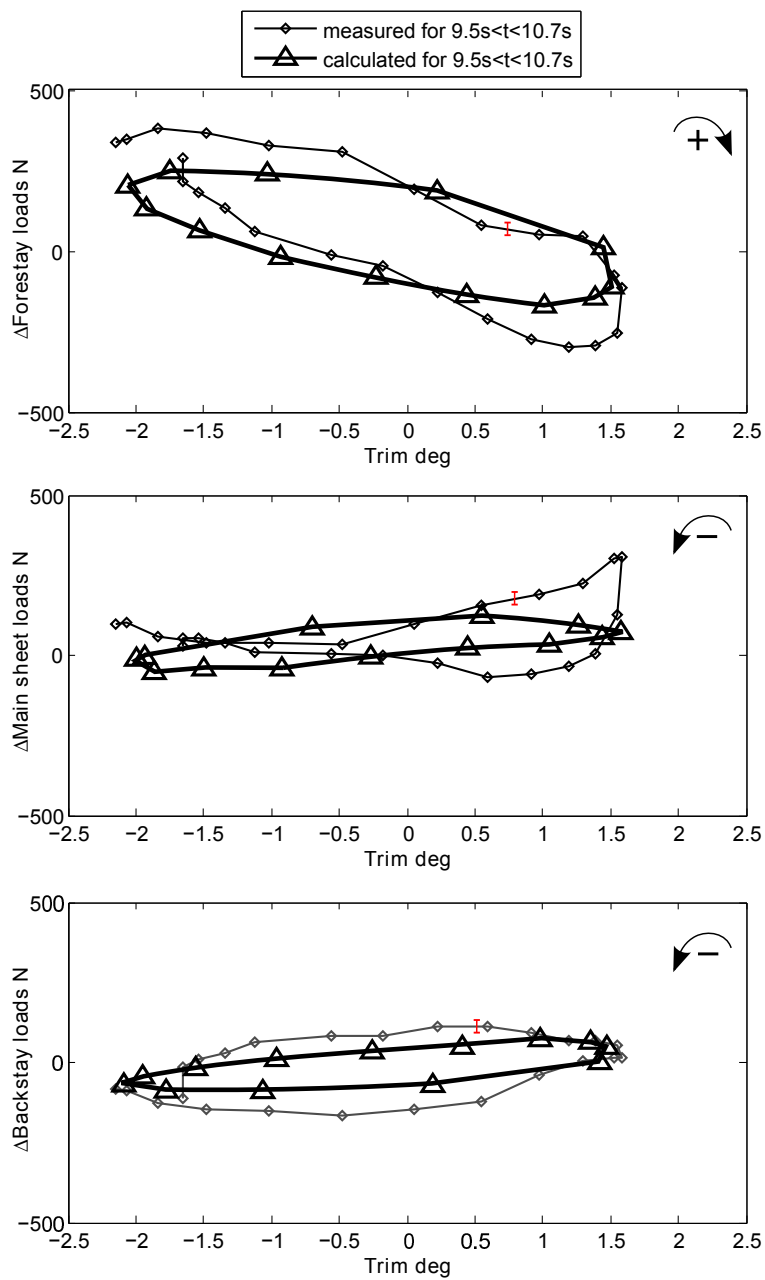


Figure 4.42 – Variation des efforts calculés et mesurés en fonction de l’assiette pour une période complète de tangage. L’incertitude sur les mesures expérimentales est indiquée par la barre d’erreur en rouge.

a un impact considérable sur le temps de calcul, est donc vérifiée dans ce cas.

4.5 Conclusion sur les mesures

La principale difficulté de la comparaison numérique/expérience dans le cas de mesures en taille réelle in situ est d'être capable de mesurer suffisamment d'information et de façon assez précise pour lancer une simulation au plus près des conditions rencontrées. Les incertitudes et imprécisions expérimentales sont une source d'erreur dans la comparaison numérique/expérience qu'il est nécessaire de quantifier et de réduire. En revanche, il est en pratique difficile de déterminer précisément les dimensions et caractéristiques mécaniques réelles de chacun des éléments qui composent le gréement. Le chapitre montre les efforts importants qui sont faits pour augmenter la précision des mesures de ces paramètres et géométries, qui sont les entrées du modèle.

Les premières comparaisons concernant les simulations du code structure sur le mât illustrent les capacités du code à simuler la complexité des interactions du gréement sans les voiles. Les simulations suivantes, qui traitent du gréement complet dans le cas statique, prédisent également très bien les efforts dans le gréement et la forme des voiles en navigation. Enfin, dans le cas instationnaire, le code ARAVANTI est capable de simuler l'influence d'une sollicitation en tangage. La prédiction des oscillations d'efforts dans le gréement correspond très bien aux mesures effectuées en mer, simulant la même période et les mêmes amplitudes de variations que les signaux expérimentaux.

Les mesures en mer des interactions fluide structure sur le gréement d'un voilier en instationnaire mettent en lumière deux groupes aux comportements distincts face aux sollicitations. Le groupe "Vent" comprend les éléments du gréement qui sont davantage sensible aux variations de vent apparent. Le groupe "Structure" comprend les éléments du gréement qui sont davantage sensibles aux effets d'inertie. Les frontières entre ces groupes ne sont pas rigides et peuvent varier en fonction de la sollicitation. Le but de ce classement en deux catégories est de chercher à séparer les effets aérodynamiques des effets d'inertie afin d'analyser les phénomènes IFS observés, comme par exemple les effets d'hystérésis.

Expérimentation Numérique

Sommaire

5.1	Introduction	183
5.2	Article : Numerical investigation of the unsteady fluid structure interaction of a yacht sail plan	185
5.3	Conclusion	196

5.1 Introduction

Les mesures instationnaires en mer dans une houle de face mettent en lumière des variations d'efforts et de *flying shape* qui peuvent être corrélées à la période de tangage. Le tracé des signaux temporels d'efforts en fonction des variations de l'angle d'assiette illustre la présence d'un déphasage entre les signaux, expliquant la présence d'un phénomène d'hystérésis. L'aire contenue dans les boucles d'hystérésis représente la quantité d'énergie qu'échange le système aéro-élastique avec la houle.

Les comparaisons numérique/expérience sur la base de ces mesures démontrent la capacité du code ARAVANTI à simuler les interactions dans le gréement soumis à un forçage en tangage. Les prédictions du code IFS correspondent à l'ordre de grandeur des efforts mesurés en mer, et respectent l'amplitude des variations et la période des oscillations rencontrées. De plus, le modèle retrouve les mêmes phénomènes d'hystérésis décrits dans les mesures.

Lors des expériences en mer sur le voilier instrumenté, la mesure du vent est bruitée par les mouvements du mât et les oscillations de tangage. Les outils de traitement de signal à notre disposition ne permettent pas de séparer clairement les effets du vent induits par la vitesse de tangage de ceux qui pourraient provenir de fluctuations du vent infini amont. De plus, les oscillations en tangage, mesurées par la centrale inertielle sont perturbées par les variations des autres attitudes qui peuvent être dues à l'état de mer ou des variations de vent. Dans ce contexte d'expérience en taille réelle, l'analyse des phénomènes instationnaires sur le gréement est sensible aux sollicitations extérieures, non contrôlées.

L'expérimentation numérique permet d'étudier des sollicitations simples, comme un tangage

harmonique pur sans variations des autres paramètres et permet d'accéder à de nombreuses informations qui ne sont pas disponibles expérimentalement.

Les effets du tangage sur le comportement du voilier sont une problématique qui intéresse les marins depuis longtemps [Garrett, 1996][Marchaj, 1996] tant la situation d'un voilier naviguant au près dans une houle de face est souvent rencontrée en navigation. Le tangage est connu pour modifier le vent apparent, faisant apparaître un vent induit par les oscillations, proportionnel à la hauteur par rapport au centre de rotation, et modifiant ainsi l'angle de vent apparent. Il y a une dizaine d'années, [Schoop et Bessert, 2001] étudient les phénomènes IFS sur le tangage à l'aide d'un code faisant l'hypothèse d'un fluide parfait. Malgré l'absence des inerties dans leur approche et donc de la masse ajoutée, ils mettent en avant l'importance d'une approche IFS pour l'étude des forces aérodynamiques développées en tangage. Plus récemment, [Gerhardt *et al.*, 2008] utilisent un modèle analytique instationnaire sur la base d'un fluide parfait pour prédire la distribution de pression sur un profil 2D. Les essais consistent en des mesures en soufflerie d'un profil 2D de grand-voile en oscillations harmoniques perpendiculaires et parallèles à la direction de l'écoulement. Ils concluent à l'importance d'une approche instationnaire pour prédire les performances aérodynamiques. Les travaux sont étendus à l'étude de l'interaction de deux profils cambrés 2D en oscillation [Gerhardt *et al.*, 2011]. Ils définissent le terme λ qui permet de caractériser l'amplitude des oscillations parallèles au vent en tangage par rapport à la vitesse du vent apparent :

$$\lambda = \frac{z_A \hat{\theta} \cos \beta_{AW}}{V_{AW} T}$$

avec z_A la hauteur du centre d'effort aérodynamique, $\hat{\theta}$ l'amplitude de tangage, β_{AW} l'angle de vent apparent, V_{AW} la vitesse du vent apparent et T la période. Les similitudes avec les mouvements rencontrés avec un voilier IACC conduisent Gerhart et al à n'imposer que de faibles amplitudes d'oscillation en tangage, $\lambda=0.068$. Ils concluent ainsi sur de faibles variations de coefficient de portance dues au tangage.

A partir de 2009, Fossati et al. [Fossati et Muggiasca, 2011][Fossati et Muggiasca, 2010] [Fossati et Muggiasca, 2009] étudient l'aérodynamique d'une maquette de voile rigide dans une soufflerie. Ils montrent que le mouvement de tangage a un effet non-trivial sur les forces aérodynamiques. Ils mettent en évidence que la relation entre les forces instantanées et le vent apparent dévie d'une approche quasi-statique par l'apparition d'un déphasage. Lors de la publication de notre article, [Fossati et Muggiasca, 2012] publient une étude qui traite, par la même approche expérimentale des effets IFS sur les coefficients aérodynamiques et des effets de masse ajoutée. Devant les différences mesurées sur les efforts aérodynamiques avec les expériences utilisant des voiles souples, ils concluent à l'importance d'une approche IFS pour la détermination des performances instationnaires. Ils considèrent en revanche que dans le cas du tangage, les effets de masse ajoutée peuvent être négligés.

Forte des bons résultats de comparaison du code ARAVANTI, une étude numérique instationnaire en IFS est menée sur le tangage. Il s'agit d'imposer une oscillation harmonique de

tangage sur un J80 dans un vent constant afin d'étudier l'influence des mouvements sur la force aérodynamique et les efforts dans le gréement. Le mouvement harmonique permet la modélisation analytique du vent apparent. Le système de notation et les gammes de fréquence d'oscillation sont identiques à ceux utilisés par Fossati et al. [Fossati et Muggiasca, 2011]. Les mouvements de tangage imposés correspondent aux sollicitations typiquement rencontrées en mer par un J80. L'étude consiste dans un premier temps à comparer l'évolution des coefficients aérodynamiques avec l'angle de vent apparent pour différentes périodes et amplitudes de tangage avec les valeurs obtenues pour un calcul stationnaire. L'importance d'une approche IFS lors des calculs est ensuite mise en avant à l'aide d'une comparaison avec un calcul pour une voile rigide. Enfin, l'évolution des efforts dans le gréement, au niveau de l'étai, du pataras et de l'écoute de grand-voile est étudiée en fonction de l'angle de vent apparent et de la vitesse de tangage. Les effets d'hystérésis mis en avant montrent des effets non-triviaux sur le comportement des tensions dans le gréement soumis aux oscillations de tangage.

Ces travaux sont présentés sous la forme d'un article publié dans les Proceedings de la conférence High Performance Yacht Design qui a eu lieu en mars 2012 à Auckland, Nouvelle-Zélande. Les résultats de cette étude et leur approfondissement par des calculs et des analyses supplémentaires font l'objet de la rédaction d'un article plus complet à soumettre dans une revue adéquate.

5.2 Article : Numerical investigation of the unsteady fluid structure interaction of a yacht sail plan

NUMERICAL INVESTIGATION OF THE UNSTEADY FLUID STRUCTURE INTERACTION OF A YACHT SAIL PLAN

Benoit Augier¹, benoit.augier@ecole-navale.fr
Frederic Hauville², frederic.hauville@ecole-navale.fr
Patrick Bot³, patrick.bot@ecole-navale.fr
Mathieu Durand⁴, mathieu@k-epsilon.com

Abstract. This work presents simulation results of the dynamic Fluid Structure Interaction (FSI) of a J80 sail plan submitted to harmonic pitching motion. A dynamic FSI model dedicated to simulate the aero-elastic problem of yacht sails and rig has been developed, through an implicit coupling of a Vortex Lattice Method model (AVANTI) for the aerodynamics to a Finite Element Method model (ARA) for the structure dynamics. In this paper, both particular issues of aerodynamics unsteadiness and structural deformation are addressed. Results show that the dynamic behaviour of a sail plan subject to yacht motion clearly deviates from the quasi-steady theory. Oscillations of the aerodynamic coefficients exhibit phase shifts and hysteresis, increasing with the motion reduced frequency and amplitude, which denotes that unsteady conditions lead to aerodynamic equivalent damping and stiffening effects. Comparison of rigid versus deformable structures show that FSI increases the energy exchanged by the system and that the oscillations of aerodynamic forces are underestimated when the structure deformation is not considered. Concerning the dynamic loads in the rigging wires –analysed here only on forestay and backstay–, the structural and inertial effects are shown to dominate the aerodynamic effects. For the sails ropes –only main sheet studied here–, both structural and aerodynamic behaviours may play a significant role.

NOMENCLATURE

V_{BS}	Boat Speed	$m.s^{-1}$
V_{TW}	True Wind Speed	$m.s^{-1}$
V_{AW}	Apparent Wind Speed	$m.s^{-1}$
V_r	Reduced Velocity	-
AW	Apparent Wind	-
β_{TW}	True wind angle	deg
β_{AW}	Apparent wind angle	deg
β_{eff}	Effective wind angle	deg
φ	Heel angle	deg
θ	Trim angle	deg
$\dot{\theta}$	Pitching angular velocity	$rad.s^{-1}$
z_a	Height of the centre of aerodynamic forces	m
A	Oscillation amplitude	deg
T	Oscillation period	s
S	Total sail surface (jib + main sail)	m^2
C	Total sail plan chord at z_a	m
C _x	Driving force coefficient	-
C _y	Heeling force coefficient	-

1. INTRODUCTION

When analysing the behaviour of yacht sails, an important difficulty comes from the Fluid Structure Interaction (FSI) of the air flow and the sails and rig. The FSI problem of yacht sails is complex because the structural and aerodynamic problems are highly and non-linearly coupled, and as the sails are soft structures, even small stresses may cause large displacements and shape changes leading to high variations in the aerodynamic forces. As a consequence, the actual sails shape while sailing -the so-called flying shape- is different from the design shape defined by the sail maker and is generally

not known. Recently, several authors have focused their interest on the Fluid Structure Interaction (FSI) problem to address the issue of the impact of the structural deformation on the flow and hence the aerodynamic forces generated [1][2].

Another challenging task in modelling racing yachts is to consider the yacht behaviour in a realistic environment. Traditional VPPs consider a static equilibrium between hydrodynamic and aerodynamic forces. Hence, the force models classically used are estimated on a steady-state. In real sailing conditions, the environment is most often largely unsteady because of wind variations, actions of the crew and more importantly because of yacht motion due to waves. To account for this dynamic behaviour, several Dynamic Velocity Prediction Programs (DVPPs) have been developed [3][4][5][6] which need models of dynamic aero and hydrodynamic forces. While the dynamic effects on hydrodynamic forces have been largely studied, the unsteady aerodynamic behaviour of the sails has received much less attention. Shoop et al. [7] first developed an unsteady aeroelastic model in potential flow dedicated to flexible membranes but neglected the inertia. In a quasi-static approach, a first step is to add the velocity induced by the yacht motion to the steady apparent wind to build an instantaneous apparent wind [5][6] and consider the aerodynamic forces corresponding to this instantaneous apparent wind using force models obtained in the steady state. In a recent study, Gerhardt et al. [8] developed an analytical model to predict the unsteady aerodynamics of interacting yacht sails in 2D potential flow and performed 2D wind tunnel oscillation tests with parameters typical of IACC. Recently, Fossati et al. [9][10][11] studied the aerodynamics of model rigid sails

1 PhD student, Research Institute of the Naval Academy, France

2 Associate Professor, Research Institute of the Naval Academy, France

3 Associate Professor, Research Institute of the Naval Academy, France

4 PhD student, Company K-Epsilon, France

in a wind tunnel, and showed that a yacht pitching motion has a strong and non-trivial effect on aerodynamic forces. They showed that the relationship between instantaneous forces and apparent wind deviates -phase shifts, hysteresis- from the equivalent relationship obtained in a steady state, for which one could have thought to apply in a quasi-static approach.

This paper addresses both issues of the effects of unsteadiness and structure deformation on a yacht sail plan with typical parameters of a 28' day cruiser-racer in moderate sea. An unsteady FSI model has been developed and validated with experiments in real sailing conditions [12][13][14]. The model is now used to investigate a rig's behaviour under a harmonic pitching forcing. Calculations are made on a J80 numerical model with her standard rigging and sails designed by the sail maker DeltaVoiles. The dynamic results are compared to the quasi-steady assumption and the dynamic force coefficients are also compared to the experimental results obtained by Fossati et al. [9] for a rigid sail plan of a 48' cruiser-racer model. The FSI model is briefly presented in section 2, and the methodology of the dynamic investigation is given in section 3. The core of the paper is made of a presentation and analysis of the simulation results on variation of force coefficients and loads in the rig due to pitching. In the last section, some conclusions of this preliminary study are given, with ideas for future work.

2. NUMERICAL MODEL

To numerically investigate aero-elastic problems which can be found with sails, the company K-Epsilon developed the unsteady fluid-structure code ARAVANTI made of a coupling of the inviscid flow solver AVANTI and the structural solver ARA. The ARAVANTI code is able to model a complete sailboat rig in order to predict forces, tensile and shape of sails according to the loading in dynamic conditions. The numerical models and coupling are briefly described below. For more details, the reader is referred to [15] for the fluid solver AVANTI and to [16][17] for the structural solver ARA and the FSI coupling method.

2.1 The inviscid fluid solver: AVANTI

Flow modelling is based on the vortex lattice method (VLM). This method is suitable for external flows where vorticity exists only in the boundary layers on the lifting surface and its wake. In the lifting surface model, the vorticity is represented by a non-planar dipole distribution along the lifting surface and the wake formed by the vortex shedding at the trailing edge is represented by a vortex sheet. This method is basically made of two parts: a lifting body problem and a wake problem. These two problems are coupled by means of a kind of Kutta condition that has been derived from the kinematic and dynamic conditions along the separation lines. Usually, these lines are reduced to the trailing edges although more complicated situations have been sometimes

considered. Except when writing this Kutta condition, the flow has been assumed to be inviscid. The lifting problem is solved by means of a boundary integral method: the surface of the body is represented using panels of rectangular shape which are used to satisfy the potential slip conditions. Specifically, a dipole strength was associated with each panel, and the strength of the dipole was adjusted by imposing that the normal velocity component at the surface of the body must vanish at control points. The wake has been modelled by means of the particles method itself developed by Rehbach [18] and then Huberson [19]. According to this method, the vorticity distribution within the wake is described by means of virtual particles carrying vortices. The motion of particles is computed in a Lagrangian framework. The vorticity on each particle has to satisfy the Helmholtz equation. Dissipation of the wake is modelled by damping (empirically adjusted [19]) of the particles intensity in time.

For the incoming flow, the true wind is defined with the velocity at 10m height and an atmospheric wind gradient is considered. Boat speed and motion are then considered to determine the apparent wind.

This fluid model has been largely used and validated [20]. As the fluid is supposed to be inviscid, the validity of the model is obviously limited to mostly attached flows, as it is the case for a sailing yacht on a close hauled course. The viscous drag is not considered in the simulations.

2.2 The structural software: ARA

The structure model is a finite element model composed of beams (spars and battens), cables (shrouds and running rigging) and membranes (sails). The sail model is based on CST (Constant Strain Triangles) membrane model elements extended in 3 dimensions. Despite its simplicity, this choice has proven to give a good ratio of accuracy to computing power. The assumptions imposed inside this element are constant stresses, constant strains and uniform stiffness of the material. Non-linearities coming from the geometry and compressions are taken into account. The nonlinear finite element formulation based on the virtual work equation links the variation of forces to the variation of displacement. The Newmark-Bossak Interaction scheme (temporal discretization) is based on a prediction-correction iterative method.

$$\left(F_{inertial} + F_{damping} + F_{stiffness}\right) + F_{external} = R \quad (1)$$

Deriving these as a function of position, speed and acceleration results in a Newton-type scheme:

$$[M]\ddot{u} + [C]\dot{u} + [K]u = R \quad (2)$$

The Newmark scheme puts position, speed and acceleration in the following relation:

$$[K^*]u = R \quad (3a)$$

$$[K^*] = [M] \frac{1}{\beta \Delta t^2} + [C] \frac{\gamma}{\beta \Delta t} + [K] \quad (3b)$$

Where $[M]$ is the inertia matrix (mass and added mass), $[C]$ is the damping matrix and $[K]$ is the stiffness matrix. In the stress-strain relationship of the sail fabric, an anisotropic composite material is considered and the properties of several layers may be superimposed in the matrix $[K]$ (films and strings for example).

The sails structure and panelling are imported from the sail designer software Sailpack which was used to make the sails and the structural mesh is built according to the sail design. Mechanical properties of every components of the structure have been experimentally measured.

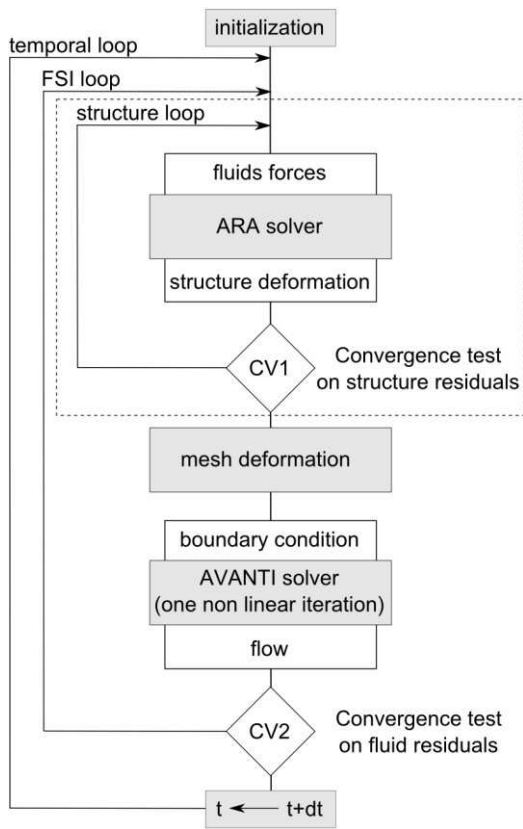


Figure 1. Implicit FSI coupling diagram

2.3 AVANTI/ARA coupling

The effects of the interaction are translated into a coupling of the kinematic equation (continuity of the normal component of the velocity at the interface between fluid and structure geometrical domains) and dynamic equations (continuity of the normal component of the external force, pressure forces, on the contact surface of the sail with the fluid). An implicit iterative algorithm (see Fig.1) is used to coordinate the data exchanges between the fluid and structure solvers and to obtain a stable coupling. Two different meshes are used to satisfy the quality criteria of fluid mesh on one side and structural mesh on the other side. The deformation

from the structural computation is introduced into the fluid mesh. Then new forces from the fluid computation are interpolated in the structural code by a consistent method.

In previous work, much attention has been devoted to validation of this FSI model with respect to full scale experiments [12]. The results showed a good agreement between the simulation and experiment, and the small observed discrepancies were mainly attributed to difficulties to determine precisely the environmental conditions and some inaccuracies in the mechanical properties of the structure elements.

3. SIMULATION PROCEDURE

The yacht motion in waves induces unsteady effects in the sail aerodynamics. In this paper we will study separately one degree of freedom, by applying a simple harmonic pitching. The reference frame and the coordinate system attached to the yacht are illustrated in Figure 2.

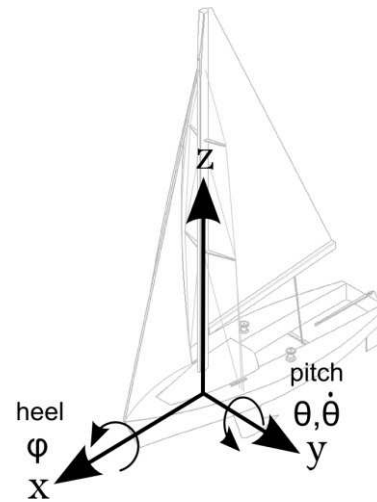


Figure 2. Coordinates, angle and motion references for the yacht

3.1 Reference steady case

At first, the reference steady case is computed with the following parameters: true wind speed at a 10m height (a logarithmic vertical wind profile is considered) $V_{TW}=13$ knots, true wind angle $\beta_{TW}=40^\circ$, boat speed $V_{BS}=5$ knots, heel angle $\varphi=20^\circ$ and trim angle $\theta=0^\circ$. This first computation yields the converged steady flow, the rig and sails flying shape, and enables to determine the steady state aerodynamic forces and centre of effort. This converged steady state is used as the initial condition for the computations with pitching forcing. The altitude of the centre of aerodynamic forces is used to define the flow characteristic quantities: apparent wind speed V_{AW} , apparent wind angle β_{AW} and sail plan chord C .

Corrections of the apparent wind angle β_{AW} due to constant heel φ (first introduced by Marchaj [21]) and trim θ are considered through the use of the effective apparent wind angle β_{eff} (see Jackson [20] for heel effect, and Fossati et al. [9] for pitch effect):

$$\beta_{eff} = \tan^{-1} \left(\frac{\tan \beta_{AW} \cos \varphi}{\cos \theta} \right) \quad (4)$$

3.2 Harmonic Pitching

The unsteady computations consist in a 20s run with a harmonic pitching forcing imposed to the rig characterized by the oscillation amplitude A and period T , other parameters being constant and equal to the reference state.

$$\theta = A \cos \left(\frac{2\pi}{T} t \right) \quad (5)$$

To avoid discontinuities in the accelerations, the beginning of motion is gradually imposed by applying a ramp which smoothly increases from 0 to 1 during the first 3s of imposed motion (see first period in Fig. 4).

The investigation has been made in the range $A=3$ to 6° and $T=1.5$ to 6 s corresponding to the typical environmental conditions encountered, as shown in the experiment of [12]. The unsteady character of a flow is usually characterized by the reduced velocity V_r (or the inverse: reduced frequency f_r) defined by:

$$V_r = \frac{V_{AW} T}{C} = f_r^{-1} \quad (6)$$

The pitching period values investigated correspond to a reduced velocity V_r from 2 to 8.5 (reduced frequency f_r from 0.12 to 0.47), which positions this numerical study in a similar dynamic range than the experiments of Fossati et al [9] where V_r was from 2.3 to 56 (reduced frequency f_r from 0.02 to 0.43) corresponding to typical conditions encountered by a 48' yacht. The computed cases are summarized in Table 1.

Table 1. Summary of the pitching cases computed and corresponding reduced velocity and frequency

Pitch parameters			
A(deg)	T(s)	V_r	f_r
5	1.5	2.13	0.47
5	3	4.27	0.23
5	5	7.11	0.14
3	5	7.11	0.14
6	5	7.11	0.14
5	6	8.53	0.12

When the yacht is subject to a pitching motion, the apparent wind is periodically modified as the rotation adds a new component of apparent wind which varies with height. Following the analysis of Fossati et al [9], the apparent wind and pitch-induced velocity are considered at the centre of aerodynamic forces height z_a . This centre of effort is actually moving due to pitch oscillation, but variations are small enough not to be considered, and the reference height computed in the steady state is used. This yields time dependent apparent wind speed and angle, given by:

$$V_{AW}(t) = \sqrt{(V_{TW} \sin \beta_{TW})^2 + (V_{TW} \cos \beta_{TW} + V_{BS} + z_a \dot{\theta}(t))^2}$$

$$\beta_{AW}(t) = \sin^{-1} \left(\frac{V_{TW} \sin \beta_{TW}}{V_{AW}(t)} \right) \quad (7a,7b)$$

And hence the time dependent effective wind angle:

$$\beta_{eff}(t) = \tan^{-1} \left(\frac{\tan \beta_{AW}(t) \cos \varphi}{\cos \theta(t)} \right) \quad (8)$$

Figure 3 illustrates the dynamic vector composition for pitch velocity $\dot{\theta} = \dot{\theta}_{max}$, 0 and $\dot{\theta}_{min}$, and Figure 4 shows the resulting dynamic apparent wind velocity and angle computed with equations (7) and (8). As shown on Fig. 4, the apparent wind angle variations are in phase opposition with the apparent wind speed.

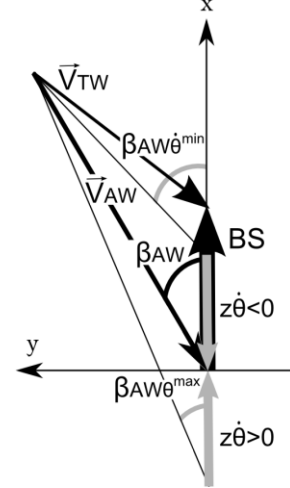


Figure 3. Dynamic effect of pitching on the wind triangle

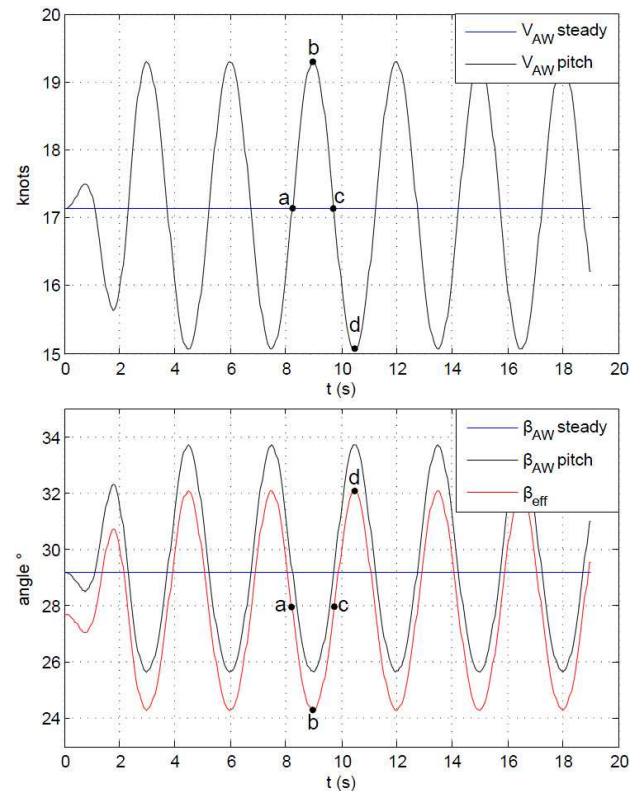


Figure 4. Time dependent apparent wind speed and angles resulting from pitching oscillation with period $T=3$ s and amplitude $A=5^\circ$. Letters refer to the snapshots of figure 5.

3.3 Heeling and driving force coefficients

Aerodynamic forces are calculated by the code at the sail plan centre of effort. Forces are written in the inertial reference frame, in order to get F_x and F_y , the driving and the heeling forces. Driving and heeling force coefficients can be obtained by the normalization with the squared instantaneous apparent wind speed $V_{AW}^2(t)$, the total sail area S and the fluid density ρ :

$$C_x(t) = \frac{F_x}{0.5\rho S V_{AW}^2(t)} \quad (9)$$

$$C_y(t) = \frac{F_y}{0.5\rho S V_{AW}^2(t)}$$

4. RESULTS

Figure 5 shows an example of computed results, with snapshots of the pressure distribution and the particles modelling the wake for a pitching oscillation amplitude $A=5^\circ$ and a period $T=3s$. The unsteady behaviour is illustrated by the evolution of the pressure distribution on sails and the emitted particles streamlines. The pressure field is represented Fig. 5.b and 5.d for the extreme values of apparent wind angle $\beta_{eff}(t)$, i.e. at trim angle $\theta=0$, increasing and decreasing. Notice also Fig.5.a and 5.c the different pressure distributions observed for the same value of apparent wind angle $\beta_{eff}(t)$ but opposite trim angles.

4.1 Simulation with different reduced velocity V_r

Calculations are made with a fixed pitching amplitude $A=5^\circ$ and different periods, and with different amplitudes for a given period as illustrated in Table 1. Figure 6 shows the evolution of aerodynamic coefficients $C_x(t)$ and $C_y(t)$ with the instantaneous apparent wind angle $\beta_{eff}(t)$ for different values of the reduced velocity. From the initial condition corresponding to the reference steady state at $\beta_{eff}(0)=27.8^\circ$, the system oscillates under the pitching forcing in a periodic behaviour as shown by the quasi-elliptic limit cycle drawn on the figure. The initial peak at the beginning of the run is due to imperfection of the restart by the dynamic computation from the reference steady state. It is noticeable that the periodic behaviour is reached after a short transient time of the order of the smoothing ramp applied on the motion initiation. The evolution of C_x and C_y with β_{eff} in a steady case, obtained from steady computations for different β_{eff} is also shown for comparison. The hysteresis loop denotes the existence of a phase shift between aerodynamic forces and $\beta_{eff}(t)$. Without this phase shift, the hysteresis loop would collapse in a single line, merged with the steady trend. The enclosed area represents the amount of energy that can be dissipated or gained from the pitching motion. As the reduced velocity decreases (shorter period), the area of the hysteresis loop highly increases as the range of wind angle swept under pitching ($\Delta\beta_{eff}$) gets wider, and the slope of the hysteresis loop decreases.

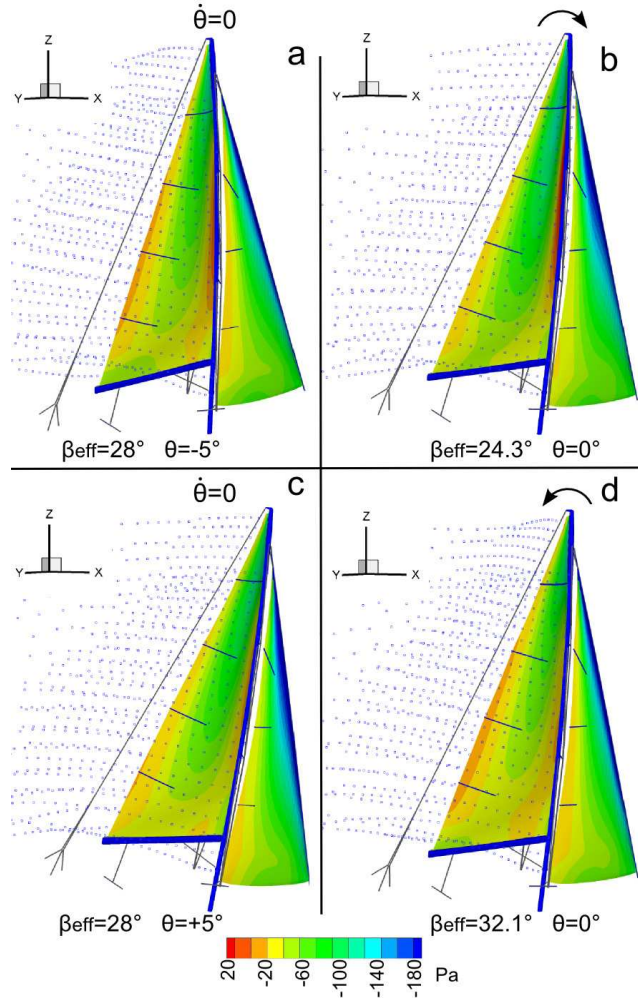


Figure 5. Pressure jump distribution and wake due to a pitching oscillation with 5° amplitude and 3s period. The time of each snapshot is indicated on Figure 4. Arrows represent the pitching direction.

These results are very similar to the experimental results obtained by Fossati et al. [9]. Limit cycles show the same trends, centered on the steady state trend, with an increasing driving force and a decreasing heeling force ($C_y > 0$) when $\beta_{eff}(t)$ is increasing.

Figure 7 shows the evolution of aerodynamic coefficients $C_x(t)$ and $C_y(t)$ with the instantaneous effective wind angle $\beta_{eff}(t)$ for different values of the pitching amplitude. The area of the hysteresis loop is noticeably increased by the higher pitching amplitude. Although the reduced velocity is not changed, the amplitude has a strong effect on the unsteady character of the system as the rotation velocity is directly linked to the oscillation amplitude.

Tables 2 and 3 show the mean value and variation range for each variable during one period of pitching. It may be noticed that the average effective wind angle varies with the pitching amplitude and period, even if the yacht is pitching around the same mean trim $\theta=0^\circ$, because of the non linearity of equations (7) and (8). The pitching period has also an influence on the hysteresis loop thickness and center, as illustrated in Table 2.

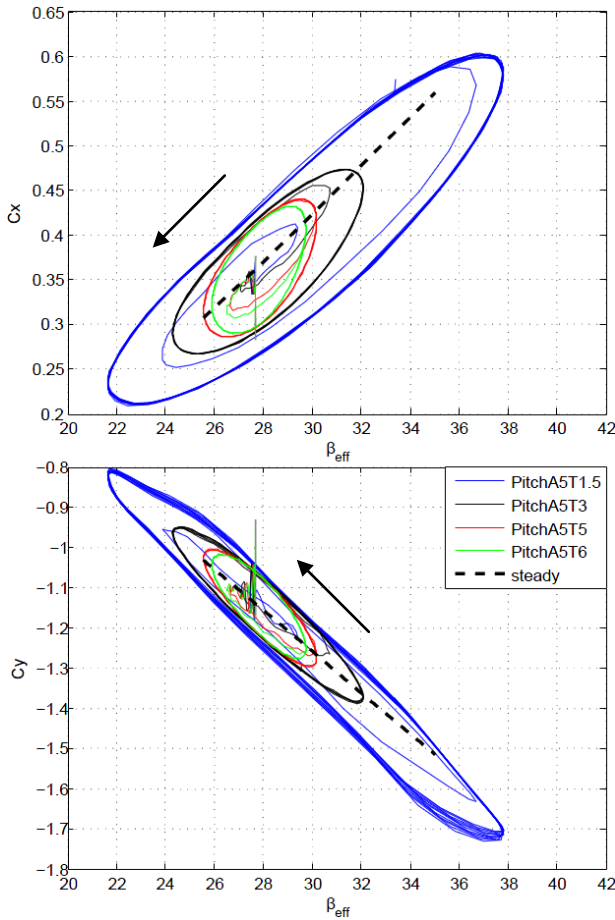


Figure 6. Driving and heeling force coefficients vs $\beta_{eff}(t)$ at different pitching periods $T=1.5, 3, 5$ and $6s$ with a 5° amplitude. The rotation direction is shown by the arrows. The steady state variation with β_{eff} is also shown.

Table 2. Mean value and variation range of force coefficients and $\beta_{eff}(t)$ for a pitching period variation

	A5T1.5	A5T3	A5T5	A5T6
\bar{C}_x	0.38	0.36	0.36	0.36
ΔC_x	0.39	0.21	0.16	0.15
\bar{C}_y	-1.21	-1.16	-1.14	-1.14
ΔC_y	0.93	0.46	0.37	0.35
$\bar{\beta}_{eff}$	28.84	28.03	27.81	27.79
$\Delta\beta_{eff}$	16.22	7.77	4.62	3.84

Increasing the pitch period moves the ellipse centre towards lower values of $\beta_{eff}(t)$ and force coefficient. The pitch amplitude also has a great influence on the hysteresis loop enclosed area. When the pitching amplitude is increased, the variation range of aero forces, variation range of $\beta_{eff}(t)$ and the mean of $\beta_{eff}(t)$ increase, as illustrated in Table 3.

4.2 Effect of the structure deformation

To assess the contribution of the structural behaviour on the system's response, results computed with the Fluid Structure Interaction (FSI) simulations presented above have been compared to fluid only simulations considering a rigid structure.

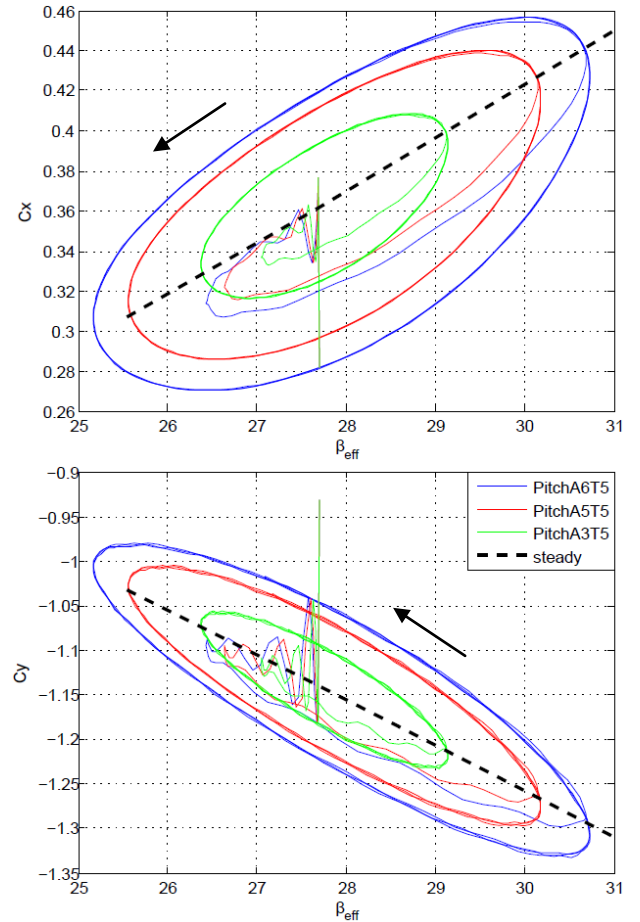


Figure 7. Driving and heeling force coefficients vs $\beta_{eff}(t)$ at different pitching amplitudes $A=3, 5$ and 6° with a $5s$ period T . The rotation direction is shown by the arrows. The steady state variation with β_{eff} is also shown.

Table 3. Mean value and variation range of force coefficients and $\beta_{eff}(t)$ for a pitching amplitude variation

	A3T5	A5T5	A6T5
\bar{C}_x	0.36	0.36	0.36
ΔC_x	0.13	0.16	0.19
\bar{C}_y	-1.14	-1.14	-1.14
ΔC_y	0.30	0.37	0.40
$\bar{\beta}_{eff}$	27.72	27.81	27.85
$\Delta\beta_{eff}$	2.76	4.62	5.56

The rigid structure (sails and rig) is the converged flying shape calculated from the FSI steady simulation (section 3.1), frozen to a fixed geometry for the unsteady fluid only simulation with pitching forcing. Figure 8 shows the evolution of the calculated driving force coefficient $C_x(t)$ for both FSI and fluid only simulations. The enclosed area is smaller and the loop axis slope is slightly lower in the rigid structure case. Fluid only calculation underestimates the damping effect and the stress variation. The same behaviour is observed for the side force coefficient $C_y(t)$ (not shown here). Table 4 summarises the mean values and the range of force coefficients and effective wind angle for different pitch

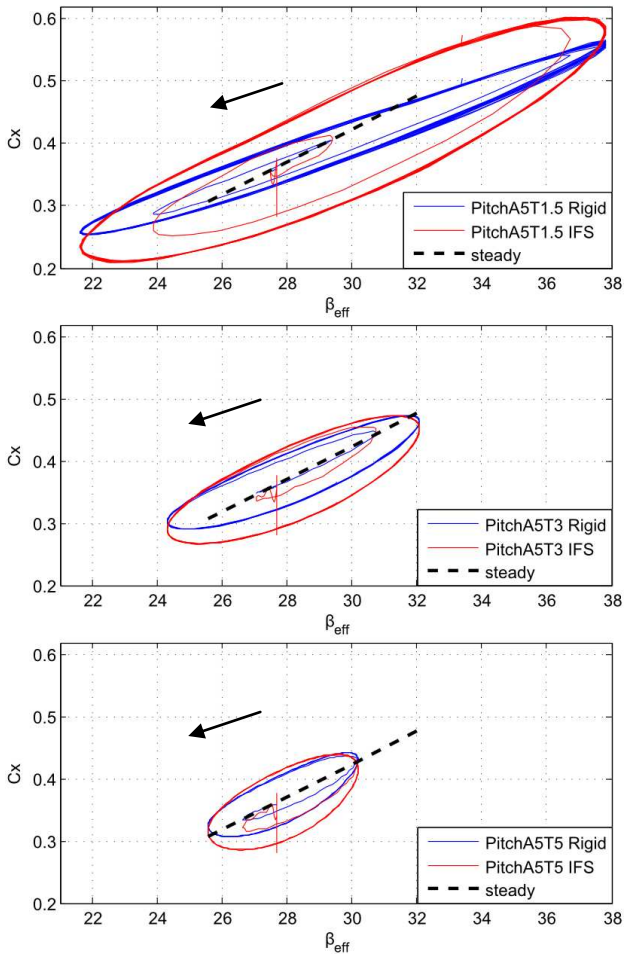


Figure 8 . Comparison of rigid and flexible structures: Driving force coefficient vs $\beta_{eff}(t)$ at different pitching periods $T=1.5, 3$ and $5s$ at 5° amplitude. The steady state variation with β_{eff} is also shown.

Table 4. Comparison between mean value and range of force coefficients and $\beta_{eff}(t)$ from Fluid only (rigid structure) and IFS (flexible structure) calculations

	A5T1.5 F	A5T1.5 IFS	A5T5 F	A5T5 IFS
C_x	0.38	0.38	0.37	0.36
ΔC_x	0.31	0.39	0.13	0.16
C_y	-1.22	-1.21	-1.16	-1.14
ΔC_y	0.76	0.93	0.32	0.37
$\bar{\beta}_{eff}$	28.84	28.84	27.81	27.81
$\Delta\beta_{eff}$	16.22	16.22	4.62	4.62

periods. The variation range of the aerodynamic coefficients is underestimated by the fluid only calculation, highlighting the importance of FSI simulation in the case of a yacht sail plan.

4.3 Loads in the rig

The ARAVANTI code simulates the full rigging and gives access to the load experienced by the shrouds and sails ropes. Figure 9 shows the variations of loads in the

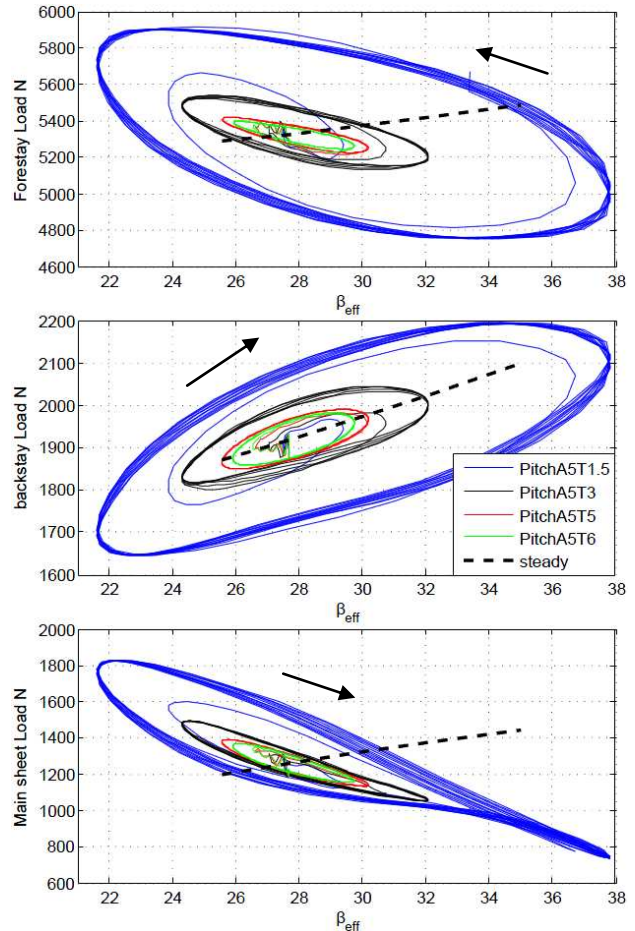


Figure 9 . Loads in rigging vs $\beta_{eff}(t)$ at different pitching periods $T = 1.5, 3, 5$ and $6s$ with a 5° amplitude A . The steady state variation with β_{eff} is also shown.

forestay, backstay and main sheet due to the pitching oscillation for different reduced velocities, tuned by the pitching period, as a function of wind angle $\beta_{eff}(t)$. A hysteresis loop is observed, as for the aerodynamic coefficients. The steady state trend is also shown for comparison, computed from steady simulations with different values of β_{eff} . The steady state trend is easily explained by the augmentation of loading in the rig with the increase of the static angle of attack. In a first approach the same trend could be expected for the dynamic loads with $\beta_{eff}(t)$. However, the general trend shown by the main axis of the hysteresis loop is opposite for the forestay and the main sheet: the load decreases for increasing $\beta_{eff}(t)$ which is the sign of a phase opposition.

Actually, one has to consider that $\beta_{eff}(t)$ is itself in phase opposition to the pitching velocity $\dot{\theta}(t)$ (see Fig. 4) meaning that the pitching velocity is maximum when $\beta_{eff}(t)$ is minimum. Hence, the general trend of load in forestay is an increase with increasing $\dot{\theta}(t)$ as shown on Fig. 10. This observation suggests that the variations of the forestay load are governed by a structural behavior by means of inertia of the rigging, more than by an aerodynamic behavior. Indeed, the motion is imposed on the hull by the effect of waves and when the yacht bow is diving ($\dot{\theta}(t) > 0$), the forestay is pulling the mast forward

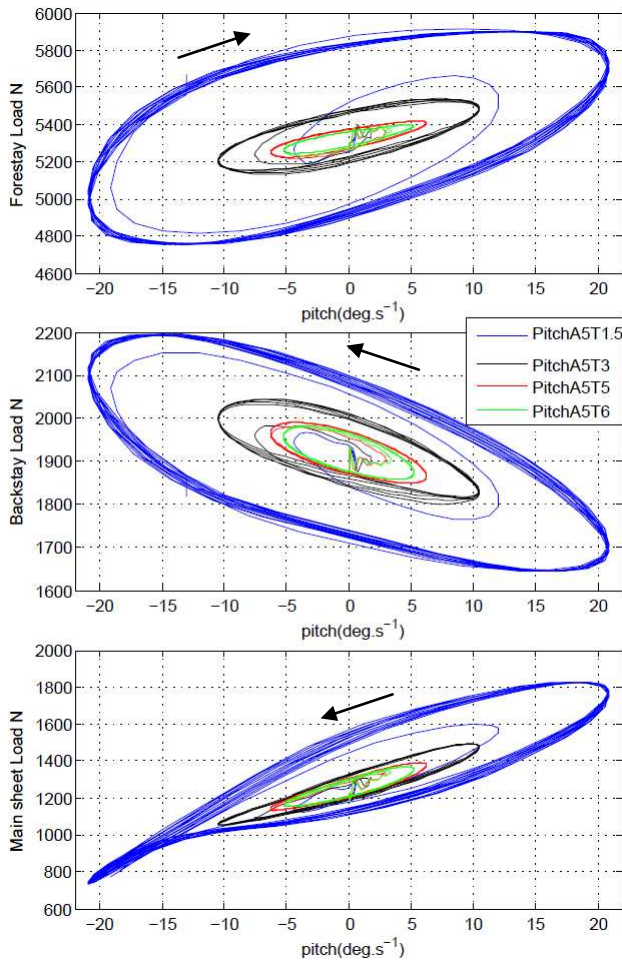


Figure 10. Loads in the rigging vs pitching velocity at different pitching periods $T=1.5, 3, 5$ and $6s$ with a 5° amplitude A

and the load increases. The opposite holds for the backstay, which explains the general trend observed on Fig.10: the backstay load increases with the opposite of pitching velocity ($-\dot{\theta}(t)$: stern diving). It may be concluded that the structural effect on the forestay and backstay loads is predominant in pitching motion. The influence of pitching velocity dominates the influence of the angle of attack.

The main sheet loop axis slope has the same trend than the forestay, whereas the main sheet pulls the mast backwards as the backstay does. The load does not increase with $\beta_{eff}(t)$, but increases with pitching velocity $\dot{\theta}(t)$. A possible explanation may be that load variations in the main sheet are governed by the apparent wind speed $V_{AW}(t)$. Variations of the apparent wind speed are due to pitching, so are in phase opposition with $\beta_{eff}(t)$. A maximum $\dot{\theta}(t)>0$ –respectively minimum $\dot{\theta}(t)<0$ – corresponds to a maximum –respectively minimum– of $V_{AW}(t)$. Therefore, the effect of apparent wind speed $V_{AW}(t)$ could be predominant on the sheet load, explaining that the main sheet loop axis slope is opposed to the steady state trend as shown on Fig. 9. This tentative explanation would need more investigation.

4.4 Loads in the rig measured in full scale experiments

Experimental results of loads measured on an instrumented yacht sailing in a head sea have been presented in a previous paper [12], with a comparison to simulation results computed by the ARAVANTI model. The code has shown its ability to simulate the rig's response to a yacht motion forcing, and to correctly estimate the loads. The results have highlighted the influence of pitching on the loads in the rig and sails ropes. Figure 11 presents the experimental loads variations versus the pitch velocity $\dot{\theta}(t)$ recorded at sea with the instrumented boat. The pitch period is 1.3s and the amplitude is around 2° . Blue markers represent the experimental data for one full pitch period. Even if the pitch is perturbed by the general boat motion at full scale (more complex than only a pure harmonic pitching), a hysteresis loop can be drawn through the points. The loop axis slope for the forestay, backstay and main sheet confirms the trend observed in the simulation results, which supports the credibility of the analysis proposed in the previous section. The enclosed area is smaller in the experimental set because the pitching amplitude is smaller than in the simulation.

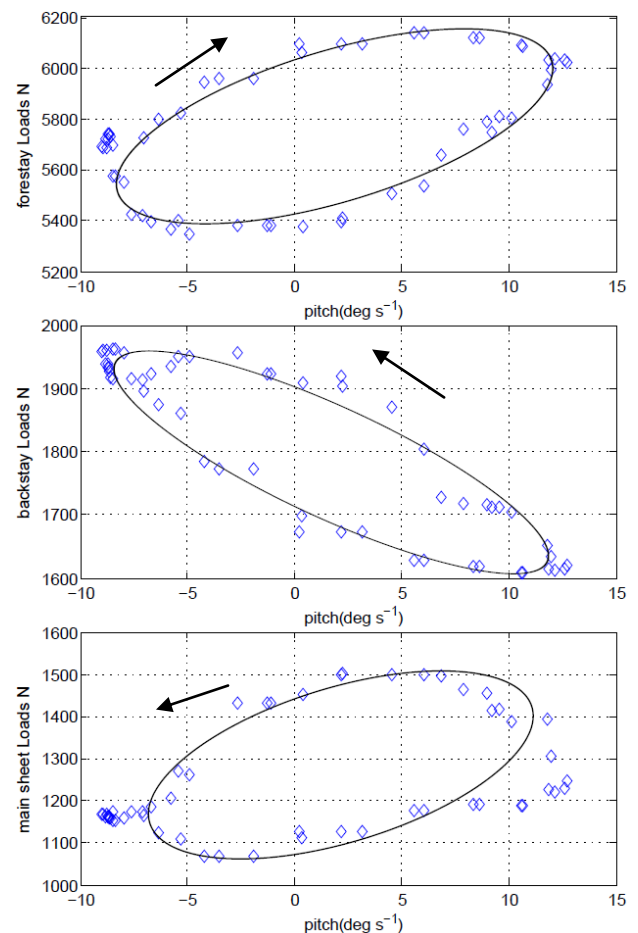


Figure 11. Experimental loads vs $\beta_{eff}(t)$ for a 1.3s period head swell. Blue markers represent the load measured on the instrumented boat for a single period. The ellipse is drawn as a guide for the eye.

5. CONCLUSION

The unsteady fluid structure interaction of a J80 yacht sails and rig under harmonic pitching has been investigated in order to highlight both contributions of dynamic behaviour and fluid structure interaction on a sail plan in realistic conditions. The ARAVANTI model is based on an implicit unsteady coupling between a vortex lattice fluid model and a finite element structure model, and has been previously validated with full scale experiments in upwind real conditions [12]. The contribution of pitching on the apparent wind has been analyzed and the time dependent apparent wind was derived, in the framework of the effective wind angle [20] and the sail plan centre of effort velocity induced by pitching [9]. Similarly to the experimental results of [9] obtained on a 48' yacht rigid model sail plan in a wind tunnel, the aerodynamic coefficients plotted against the instantaneous apparent wind angle exhibit an hysteresis loop, which denotes that unsteady conditions lead to aerodynamic equivalent damping and stiffening effects. These results confirm that the dynamic behaviour of a sail plan subject to yacht motion deviates from the quasi-steady theory. Oscillations of the aerodynamic forces exhibit phase shifts and hysteresis which increase with the motion reduced frequency and amplitude.

These conclusions differ from the results of Gerhardt et al. [8] who concluded to small unsteady lift amplitudes for the sails of an IACC yacht. Besides differences in the models, the higher variations shown here in the case of a 28' cruiser-racer in a moderate sea are mainly due to a higher oscillatory forcing. The pitch motion induces an apparent wind velocity relative amplitude up to 30% - <7% in [8]- and a wind-normal motion of the sails at the centre of effort height up to 10% of the total chord length at the same height -<1% in [8].

Thanks to simulations with both rigid and flexible structures, the particular effect of the fluid structure interaction has been highlighted. Interestingly, the aerodynamic forces amplitudes are greater in the case of the flexible structure considered here than for a rigid structure. For further work, it would be interesting to address this issue for different structure suppleness characteristics. Indeed, the dynamic FSI model may be used to study the effect of different tensions in the rig for different dynamic sailing conditions, which may prove very useful for rig design purposes and to make racing tuning guides.

The oscillations of loads in the rig under pitching forcing have been analyzed. A similar hysteresis loop is found but the general trend for the forestay and backstay is better related to the pitching velocity than to the dynamic apparent wind. This suggests that, concerning the dynamic tensions in the rig, the effects of structure dynamics and rig inertia dominate the aerodynamic effects. Understanding the behavior of the load in main sheet is less intuitive and would require more investigation. Both structural and aerodynamic behaviors would maybe play a significant role.

This study opens a large area for further work to better understand the FSI dynamics of sail plans. In particular, more simulations and experimental work would be needed to investigate in more details the relative contributions of aerodynamics and structural dynamics. Furthermore, it would be interesting to explore a wider range of forcing in terms of oscillation period and amplitude, as well as other excitations such as roll and yaw motion.

Acknowledgements

The authors wish to thank Prof. Fossati of Politecnico di Milano for valuable discussions. His pioneering work on the subject strongly inspired the present study and analysis. The authors are grateful to the K-Epsilon company for continuous collaboration. This work was supported by the French Naval Academy.

References

1. Chappin, V., Heppel, P., "Performance optimization of interacting sails through fluid structure coupling". *International Conference on Innovation in High Performance Sailing Yachts, Lorient, France, 2010.*
2. Renzsh, H., Graf, K., (2010) "Fluid structure interaction simulation of spinnakers getting closer to reality". *International Conference on Innovation in High Performance Sailing Yachts, Lorient, France, 2010*
3. Masuyama, Y., Tahara, Y., Fukasawa, T., (1993) "Dynamic performance of sailing cruiser by full scale sea test". *the 11th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, Maryland, USA, 1993.*
4. Masuyama, Y., (1997) "Full scale measurement of sail forces and the validation of the numerical calculation methods". *the 13th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, Maryland, USA, 1997.*
5. Richardt, T., Harries, S., Hochkirch, K., (2005) "Maneuvering simulations for shops and sailing yachts using Friendship equilibrium as an open modular workbench.". *International EuroConference on Computer Application and Information Technology in the Maritime Industries, Hamburg, Germany, 2005*
6. Keuning, J.A., Vermeulen, K.J., de Ridder, E.J., (2007) "A generic mathematical model for the manoeuvring and tacking of sailing yacht". *The 19th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, Maryland, USA, 2007.*
7. Schoop, H., Bessert, N. (2001) "Instationary aeroelastic computation of yacht sails. *Int. J. Numer. Meth. Engng.* **52**, 787-803.

8. Gerhardt, F. C.; Flay, R. G. J.; Richards, P. (2011): "Unsteady aerodynamics of two interacting yacht sails in two-dimensional potential flow". *J. Fluid Mech.*, **668**, 551-581.
9. Fossati, F., Muggiasca, S., (2011), "Experimental investigation of sail aerodynamic behaviour in dynamic conditions", *Journal of Sailboat Technology*, 2011, **2011(03)**
10. Fossati, F., Muggiasca, S., (2010), "Numerical modelling of sail aerodynamic behavior in dynamic conditions". *International Conference on Innovation in High Performance Sailing Yachts, Lorient, France*, 2010
11. Fossati, F., Muggiasca, S., (2009), Sails aerodynamic behavior in dynamic condition". *The 19th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, Maryland, USA, 2009*
12. Augier, B., Bot, P., Hauville, F., Durand, M., (2012) "Experimental validation of unsteady models for fluid structure interaction: Application to yacht sails and rig". *J. Wind Engng and Ind. Aero.* 2012, **101**, 53-66
13. Augier, B., Bot, P., Hauville, F., (2011), "Experimental full scale study on yacht sails and rig under unsteady sailing conditions and comparison to fluid structure interaction unsteady models". *The 20th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, MD, March 2011*, pp 19-31
14. Augier, B., Bot, P., Hauville, F., Durand, M., (2010) "Experimental validation of unsteady models for Wind / Sails / Rigging Fluid structure interaction". *International Conference on Innovation in High Performance Sailing Yachts, Lorient, France, 2010*
15. Roux, Y., Huberson, M., Hauville, F., Boin, J.P., Guilbaud, M., Ba, M. (2002) "Yacht performance prediction: Toward a numerical VPP". *High Performance Yacht Design Conference, Auckland, December 2002*, pp 11-20
16. Hauville, F., Durand, M., and Roux, Y., (2008), "Aero elastic model applied to the deformation of a rig", *European Journal of Environmental and Civil Engineering* 2008, **12(5)**, 549-560
17. Roux, Y., Durand, M., A. Leroyer, M., Queutey, P., Hauville, F., (2008) "Strongly coupled VPP and CFD RANSE code for sailing yacht performance prediction". *High Performance Yacht Design Conference, Auckland, December 2008*, pp 215-225
18. Rebhach, C., (1978) "Numerical calculation of three dimensional unsteady flows with vortex sheets". *AIAA, 16th Huntsville 1978*, paper 1978-111.
19. Huberson, S., "Modélisation asymptotique et simulation numérique d'écoulements tourbillonnaire". *PhD thesis, Université Pierre et Marie Curie (ParisVI)-LIMSI-CNRS.*
20. Charvet, T., Hauville, F., Huberson, S., "Numerical simulation of the flow over sails in real sailing conditions". *Journal of Wind engineering and Industrial Aerodynamics October 1996*, **63(1-3)**, pp 111-129
21. Marchaj, C.A. (1996), *Sail performance : techniques to maximize sail power*, International Marine/Mc Graw-Hill, USA.
22. Jackson, P., (2002) "An Improved Upwind Sail Model for VPPs". *High Performance Yacht Design Conference, Auckland, December 2002*, pp 11-20

5.3 Conclusion

Les résultats de cette étude numérique confirment que le comportement dynamique d'un plan de voilure en tangage diffère de l'approche quasi-statique. Les variations des forces aérodynamiques soulignent la présence d'un déphasage avec l'angle de vent apparent et un phénomène d'hystérésis. L'énergie échangée par le système aéro-élastique avec la houle, proportionnelle à l'aire dans la boucle d'hystérésis, augmente avec la fréquence réduite et l'amplitude du mouvement.

Les résultats sur les performances dynamiques d'un plan de voilure en tangage amènent à des conclusions différentes de l'étude proposée par Gerhardt et al. [Gerhardt *et al.*, 2011]. Ces derniers concluent que les effets instationnaire sur la portance sont faibles et peuvent être négligés, contrairement aux résultats présentés ici. Plusieurs paramètres peuvent expliquer ces différences.

Dans un premier temps, les modèles utilisés pour les deux études sont différents. Gerhardt et al. utilisent un modèle fluide parfait 2D, adapté à leur expérience en soufflerie sur des profils 2D, et considèrent la vorticité contenue dans une nappe plane. Les effets 3D du tangage sur le sillage ne sont ainsi pas mod el es. De plus, dans leur approche, ils décomposent les oscillations de tangage en des oscillations parallèles et perpendiculaires au vent. Le traitement analytique du problème du tangage est une raison pour la simplicité de leur modèle. Avec le modèle ARAvanti, les coefficients aérodynamiques sont issus d'un calcul IFS instationnaire en 3D, ramen e au centre d'effort du plan de voilure. La vorticité du fluide est calculée sur toute la surface de la voile, donc en 3D, et le sillage est mod el e par un lâcher particulaire. Cette dernière approche permet ainsi de modéliser la déformation des voiles, donc la variation de *flying shape* due au tangage, et son impact sur le sillage.

Mais la principale différence entre les études concerne l'amplitude des mouvements. Les domaines d'application des deux études impliquent des gammes d'amplitude des oscillations de tangage différentes. Les études de Gerhardt et al. concernent le tangage d'un voilier monocoque de la coupe de l'America d'avant 2011 (classe IACC) dans une mer calme ($\lambda=0.068$) alors que l'étude numérique sur ARAVANTI se concentre sur les mouvements caractéristiques d'un J80 dans une mer formée ($\lambda=0.3$). Dans le cas du J80, le caractère instationnaire des oscillations est, proportionnellement à la vitesse du vent apparent V_{AW} , beaucoup plus important que dans le cas des monocoques de la Coupe de l'América. La quantité d'énergie échangée par le système avec la houle et donc les variations de la force propulsive sont naturellement supérieures dans notre étude. Dans le cas des DoG (multicoques de la coupe de l'America de 2011) qui correspond à un $\lambda=0.2$, Gerhardt et al. considèrent que les effets instationnaires doivent être pris en compte.

Les effets dynamiques sur les performances d'un plan de voilure en tangage deviennent importants dans les conditions critiques de mer formée et de faible vent. Les performances d'un bateau rapide dans une houle de face sont ainsi moins sensibles au tangage qu'un bateau à faible vitesse, si on ne considère pas les effets d'enfournement ou de choc susceptibles d'intervenir à grande

vitesse.

Les résultats de Fossati et al. [Fossati et Muggiasca, 2012] illustrent l'influence de l'approche IFS dans le calcul des coefficients de performance du plan de voilure. Le déphasage et les effets d'hystérésis obtenus pour l'expérience avec une voile souple sont du même ordre de grandeur que dans le cas de la voile rigide, mais la moyenne des efforts est sensiblement plus faible dans le cas des voiles en tissu. Ces expériences confortent ainsi les conclusions de notre étude qui insiste sur l'importance d'une approche IFS pour la détermination des performances d'un plan de voilure en instationnaire. En revanche, les écarts des forces obtenues entre la voile rigide et la voile souple sont différents de nos résultats. Dans leurs expériences sur les voiles souples, Fossati et al. utilisent un tissu polyester (Dacron) dédié à la confection des voiles. La maquette souffre donc d'un défaut de rigidité d'échelle, le modèle de voile n'ayant pas le même comportement que la voile réelle. Les effets instationnaires et IFS sont sous-estimés par le manque de souplesse du tissu. De plus, lors de la confection de la maquette, la réduction d'échelle implique une augmentation d'erreur sur les pinces entre les laizes (0.3mm) et donc une erreur sur le moule de la voile. Ainsi, les différences entre les forces aérodynamiques développées dans le tunnel peuvent être en partie dues aux différences de *flying shape* entre la voile souple et la voile rigide. Dans le calcul ARAvanti, la géométrie de la voile rigide est obtenue après un calcul IFS stationnaire pour les mêmes conditions de vent que les calculs en tangage. La voile rigide est donc le *flying shape* convergé du calcul stationnaire, *flying shape* figé pour les calculs rigides. L'égalité des moyennes des efforts pour le calcul rigide et le calcul IFS confirme la similitude entre les géométries des voiles. La matrice de comportement du tissu est renseignée, garantissant des déformations et des déplacements réalistes dans les calculs IFS.

En revanche, l'étude de Fossati et al. met en évidence une zone de décollement près du bord d'attaque des voiles souples lors des oscillations en tangage. Ce décollement implique une chute de la portance, qui peut expliquer l'écart sur la comparaison des C_x et C_y pour les mesures sur voiles rigides et voiles souples. Les effets du décollement sont surestimés par les effets d'échelle. La diminution des efforts aérodynamiques seraient plus faibles à échelle réelle. L'approche fluide parfait du modèle ARAvanti ne permet pas de simuler ces décollements. Le fluide est donc, dans le calcul, attaché sur toute la voile, ce qui a pour conséquence de surestimer les forces aérodynamiques développées en IFS, mais qui explique que les valeurs moyennes calculées en IFS et rigide soient identiques.

Une approche fluide visqueux semble donc nécessaire pour évaluer les forces d'un plan de voilure en dynamique, afin de quantifier les effets du décollement sur les performances d'un gréement en IFS. Pour répondre à cette question, le couplage entre le code structure ARA et un code de calcul instationnaire et fluide visqueux ISIS est développé. Une campagne d'essai est ainsi mise en place pour la comparaison numérique/expérience des phénomènes visqueux sur une surface souple. La manipulation consiste en une voile oscillante qui fait l'objet du prochain chapitre.

6 Voile oscillante

Sommaire

6.1	Introduction	199
6.2	Matériel et méthode	200
6.2.1	Description de la manipulation	200
6.2.2	Contrôle	202
6.2.3	Caractéristiques mécaniques	203
6.3	Système de mesures	205
6.3.1	La projection d'un plan lumineux	207
6.3.2	Diodes électroluminescentes en bout de latte	209
6.4	Résultats	209
6.4.1	Extraction des résultats	209
6.4.2	Analyse des résultats	211
6.5	Comparaison Numérique/Expérience	216
6.5.1	Modélisation numérique	216
6.5.2	Forme de la voile	216
6.5.3	Comparaison sur les lignes	219
6.5.4	Comparaison sur la flèches des lattes	219
6.5.5	Effort et flèches	222
6.6	Conclusion	224

6.1 Introduction

Les mesures sur voilier instrumenté en navigation présentent des difficultés. Les conditions expérimentales ne sont pas contrôlées, la mise en œuvre des moyens de mesures en mer est difficile et le système d'étude est complexe. Pour étudier l'IFS sur surfaces souples et légères dans des conditions plus simples, un cas-test contrôlé en laboratoire est réalisé à l'IRENav, cas complémentaire des expériences *in situ*. Ce cas-test met en jeu de fortes interactions mais sans rigidité de flexion de la toile. Il est composé d'une pièce de tissu maintenue par deux lattes, mis en oscillations forcées dans de l'air initialement au repos. Cette expérience est intéressante par le contrôle des paramètres et donc la facilité de reproduire les conditions numériquement. Elle est

également intéressante pour le développement de techniques de mesure sur surface souple difficile en mer. Cette expérience se révèle pertinente pour l'observation de grands déplacements, de la flexion des lattes et de l'importance de la masse ajoutée.

Sur cette configuration, le couplage ARAVANTI (section 2.3) ne fonctionne pas à cause de l'absence d'advection des particules dans le sillage. Les travaux de validation se font ainsi en lien avec la thèse de Mathieu Durand [Durand, 2012], qui travaille sur le couplage entre ARA et ISIS dans le but de simuler les interactions fluide structure dans le cas d'un écoulement détaché et sur surface légère. Les procédures de validation sont également l'occasion de développer des méthodes d'adaptation de maillage.

Une partie du travail présenté dans ce chapitre a été réalisée lors du stage de fin d'études d'ingénieur de Yenzo Legrand encadré par l'auteur et supervisé par Patrick Bot. En particulier, Y. Legrand a poursuivi le développement des outils de traitement d'image appliqués à la détection des lignes et des DELs (section 6.4.1).

Il s'agit ici de présenter un travail exploratoire sur une expérience de voile oscillante. Ce chapitre illustre ainsi l'identification des problèmes et propose les perfectionnements à apporter. Dans une première partie, les moyens expérimentaux sont décrits. Une deuxième partie détaille les mesures effectuées sur la voile oscillante. Enfin, ce chapitre se termine par l'analyse des résultats et les comparaisons de numérique/expérience.

6.2 Matériel et méthode

6.2.1 Description de la manipulation

La manipulation consiste en une voile oscillante d'environ 1m^2 . La voile est constituée, comme l'illustre la Figure 6.1, d'un échantillon (1086 x 845 mm) de toile Nylon (tissu à spinnaker) maintenue par deux lattes en carbone dans des ourlets sur les côtés. Les lattes sont elles-mêmes encastrées dans un tube en aluminium, axe de rotation du mouvement d'oscillation. Une des extrémités du tube d'aluminium est encastrée sur un motoréducteur. L'autre extrémité repose sur une contre-pointe (Figure 6.5). Le motoréducteur de type CC FHA-25B (brushless) imprime un mouvement d'oscillation d'amplitude et de période contrôlées par un contrôleur (Baldor).

Les mouvements d'air subis par la toile sont uniquement ceux générés par son oscillation. Le développement de cette manipulation a conduit vers une position de *repos* à la verticale.

Pour se rapprocher au maximum d'une voile oscillante dans un espace infini, la manipulation est réalisée dans une grande salle de 10m de haut sur 20m de large pour 50m de long. L'ensemble (axe+moteur) est fixé à un pont roulant afin de pouvoir déplacer le système loin des bords du hall et de limiter tout effet de confinement (Figure 6.2). Un balcon permet l'accès au montage de la manipulation. Le balcon accueille également les appareils de commande et d'acquisition.

Le mouvement décrit une oscillation autour de la position verticale de référence, dite position *repos*, avec une amplitude d'angle $\pm 20^\circ$. La période du mouvement est comprise entre 3 et 8 secondes, ce qui donne des vitesses relativement faibles. Les mesures portent sur la déformation des lattes et la forme de la toile au cours du mouvement.

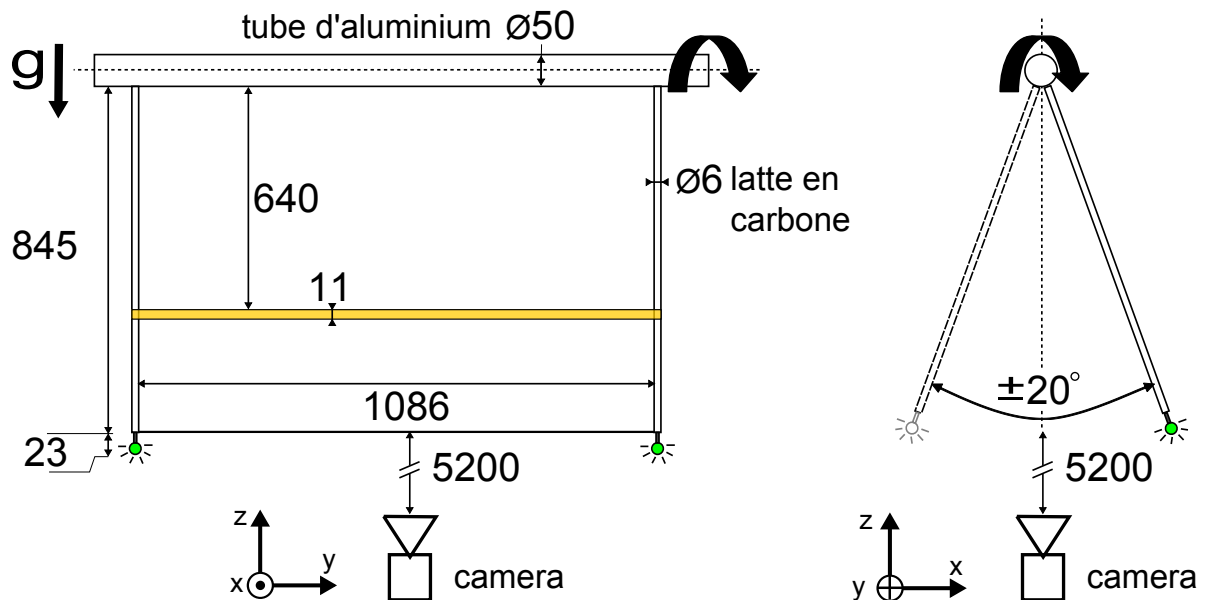


Figure 6.1 – Paramètres et dimensions de la voile oscillante. Les paramètres du plan lumineux et des DELs sont précisés.

6.2.2 Contrôle

Afin de faire le lien entre le mouvement, la position et les images, une interface de contrôle à été mise en place via Labview. Cette interface permet de contrôler les paramètres du motoréducteur, mais également d'émettre un signal de type *trigger* qui assure la synchronisation des caméras rapides entre elles et lance l'acquisition lors du passage de la voile par 0 (position *repos*) pendant l'oscillation.

Cette interface de contrôle passe par un contrôleur de type BALDOR.

Les paramètres du mouvement sont enregistrés en temps réel par un logiciel propriétaire dédié au motoréducteur. Le logiciel donne accès à la tension et l'intensité d'alimentation, ainsi qu'à la position et la vitesse angulaire. La relecture de la position et de la vitesse donne une information essentielle sur la nature du mouvement et la répétabilité de l'expérience. Ces mesures sont également les mouvements d'entrée dans le code IFS.

Pour limiter le nombre de paramètres qui définissent le mouvement et se rapprocher d'une oscillation sinusoïdale, nous avons choisi de n'utiliser que des signaux de vitesse triangulaires (Figure 6.3), et donc de fixer la durée de la rampe d'accélération à :



Figure 6.2 – Organisation générale du hall de mesure de l'expérience de la voile oscillante. Le palan mobile permet de déplacer la manipulation du balcon de montage vers le centre du hall. Les caméras sont représentées dans la disposition de la mesure en stéréovision

Amplitude deg	Vitesse N tr.min ⁻¹	Vitesse W rad.s ⁻¹
20	5	0.52
20	10	1.05
20	12	1.26
20	15	1.57

Tableau 6.1 – Paramètres des mouvements de la voile oscillante utilisés pour les essais.

$$\tau_{acc} = \frac{A}{W}$$

Le mouvement est ainsi défini par deux paramètres réglés par l'interface de contrôle :

- l'amplitude de l'oscillation exprimée en degré ex : A20,
- la vitesse de rotation exprimée en tr/min ex : N10.

Ces deux paramètres définissent le mouvement d'oscillation. Dans la suite du chapitre, les mouvements sont définis successivement par l'amplitude angulaire et la vitesse maximale (exemple : A20N10). Dans les résultats présentés ici, l'amplitude de l'oscillation est fixée à 20°. La Figure 6.3 présente un exemple d'enregistrement de la vitesse et de la position du moteur.

Le tableau 6.1 résume les différents paramètres utilisés pour les essais.

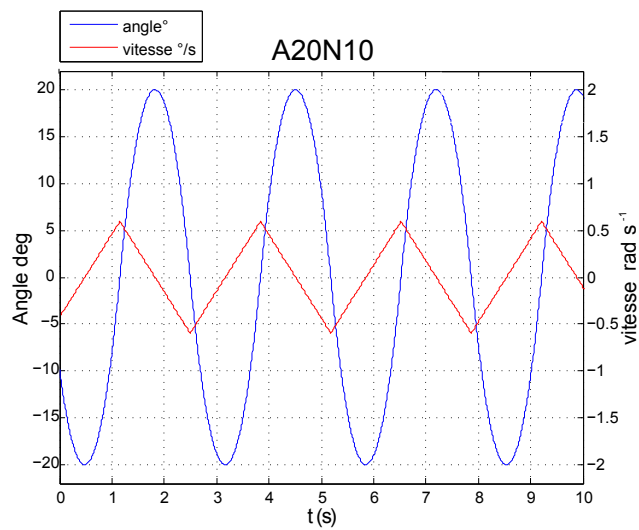


Figure 6.3 – Enregistrement de la vitesse et la position angulaire du moto réducteur lors d'un essai d'oscillation de la toile d'amplitude $A=20^\circ$, de vitesse $N=10\text{tr}\cdot\text{min}^{-1}$.

6.2.3 Caractéristiques mécaniques

Chacun des éléments de la manipulation est étudié afin de renseigner les caractéristiques mécaniques dans le calcul. Certains éléments ont également été modifiés pour rendre la simulation possible.

6.2.3.1 Les lattes

Les caractéristiques mécaniques des lattes de carbone sont mesurées à l'aide de la théorie des poutres selon la méthode décrite dans la section 4.1. Elles sont résumées dans le tableau 6.2.

	variable	unité	valeur
Diamètre externe	D	$[m]$	$6 \cdot 10^{-3}$
Masse linéique	m_l	$[kg/m]$	$2.323 \cdot 10^{-2}$
Rigidité flexion 1	EI_y	$[N \cdot m^2]$	5.67
Rigidité flexion 2	EI_z	$[N \cdot m^2]$	5.67
Longueur totale	L_{latte}	$[m]$	0.861

Tableau 6.2 – Caractéristiques mécaniques des lattes utilisées

6.2.3.2 Le tube

Le tube (Figure 6.4) subit de nombreuses contraintes de conception. Il doit assurer l'encastrement des lattes, doit transmettre le couple du moto réducteur et enfin supporter la contre pointe. Pour assurer l'encastrement des lattes, une rainure est pratiquée sur la quasi totalité du tube. Un élément cylindrique du diamètre intérieur du tube sert de support pour les lattes (Figure 6.5). Cet élément cylindrique peut être translaté le long du tube et bloqué par deux vis de serrage. L'entraxe entre les lattes est ainsi réglable. La latte est encastrée dans ce cylindre et bloquée par une vis de pression.

La rainure (Figure 6.4) modifie sensiblement le comportement du tube à la torsion. Un test de torsion est donc effectué. Le tube est encasté à une extrémité et une masse est suspendue à une latte d'acier horizontale considérée comme infiniment rigide. Le poids est supérieur à l'effort aérodynamique maximum calculé subi par la toile en oscillation (section 6.5.5). Un appareil photographique permet de comparer la position angulaire d'un rayon témoin avec et sans le poids. La déformation maximale en torsion obtenue est inférieure à 1° . On fait donc l'hypothèse que le tube ne se déforme pas sous l'effet de la torsion. Le tube est considéré comme infiniment rigide dans les simulations.

6.2.3.3 Liaisons mécaniques

Des fourreaux, présentés sous la forme d'ourlet (Figure 6.4) sont cousus aux extrémités de la toiles pour accueillir les lattes. Afin d'éviter toute pré-tension dans le tissu, on s'assure lors du montage que la voile glisse le long des lattes. Un cordage (Figure 6.4) permet de retenir la toile pour éviter qu'elle ne tombe au repos.

Pour soutenir son extrémité libre, le tube est équipé d'un système pointe-contrepointe (Figure 6.5). La contrepointe est intégrée dans un support qui se fixe sur le pont roulant.

6.2.3.4 Caractérisation du tissu

Le comportement mécanique des tissus a une influence sensible sur les déformations mais également les déplacements d'une surface souple. La caractérisation des tissus qui constituent les voiles utilisées pendant les essais est ainsi un point important. Les caractéristiques mécaniques fournies par le constructeur sont généralement incomplètes et vagues. Le tissu est fréquemment défini par sa seule masse surfacique, sa charge à la rupture dans la direction de la chaîne et de la trame. Ces valeurs peuvent varier entre différents lots d'un même tissu et peuvent être affectées par les colorants appliqués. Afin de caractériser de façon précise la matrice de comportement des tissus utilisés, des essais de traction sur des bandes de tissus sont effectuées avec Guilhem Bles au LBMS-MMA¹ de l'ENSTA Bretagne. Il met en avant un comportement visco-élasto-plastique du

1. Laboratoire Brestois de Mécanique et des Systèmes (LBMS) équipe Mécanique des Matériaux et des Assemblages (MMA)

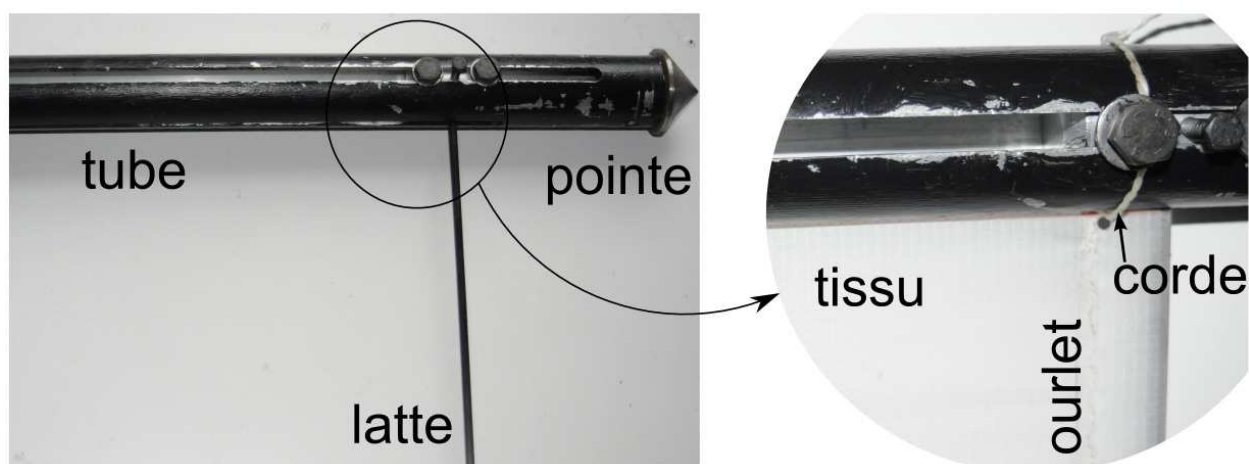


Figure 6.4 – Tube aluminium, la pointe, un support de latte et une latte carbone. Le détail illustre le cordage qui retient la toile. On observe l’ourlet qui accueille les lattes.

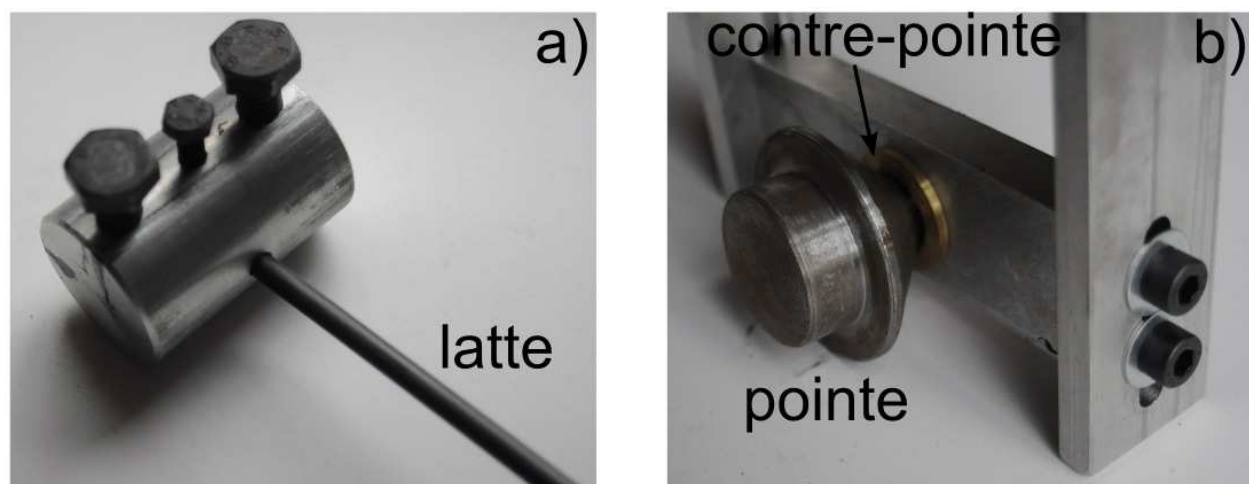


Figure 6.5 – a) Support de latte avec les deux vis de serrage et la vis de pression qui maintient la latte. b) Pointe, contre pointe et son support fixé sur le pont roulant.

tissu Nylon. Pour le détail des essais et l’obtention des paramètres de comportement dynamiques, le lecteur se référera à l’annexe G.

6.3 Système de mesures

De nombreux tests de mesure sont effectués sur la voile oscillante, en terme de commande de vitesse ou position, en terme d’essai de lecture et compréhension des écoulements : image stéréo avec quadrillage (6.6), utilisation de penons en laine, traceur de fumée en extrémités etc. L’observation des écoulements via les penons de laine ou la fumée n’est pas concluante et demande

un développement dans les dispositifs d'enfumage et de mesure.

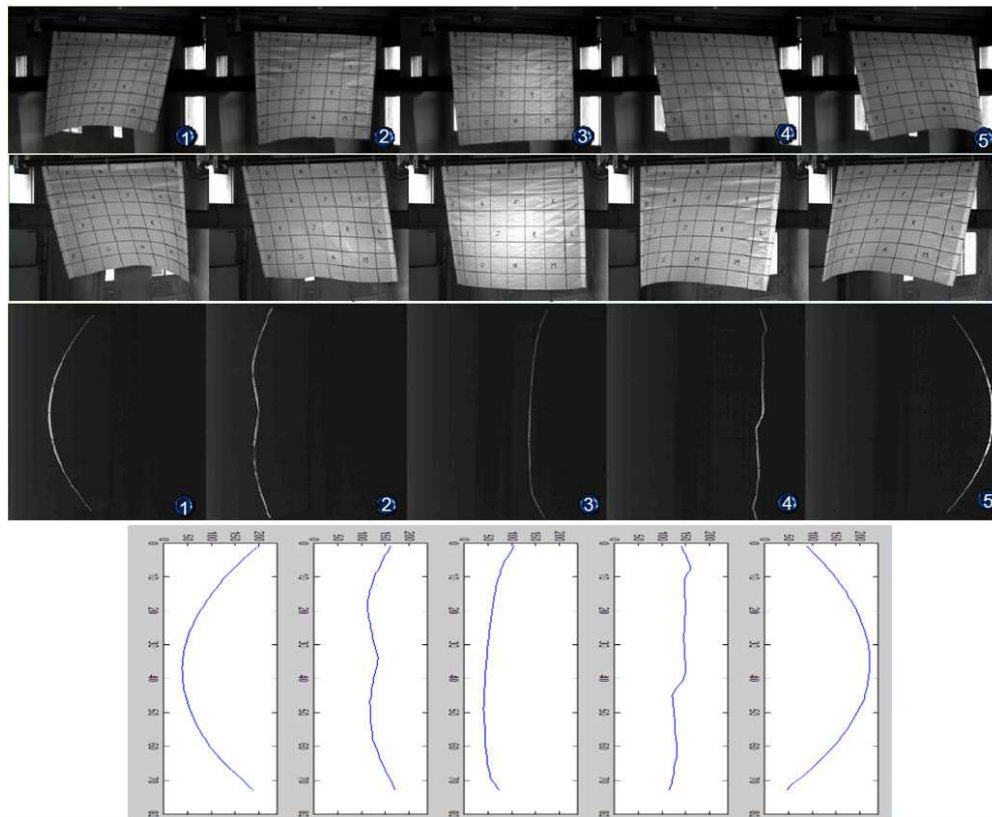


Figure 6.6 – Images stéréo en éclairage totale issues des 2 caméras : a) vue de gauche b) vue de droite

Des travaux similaires utilisant la projection de points et la photogrammétrie sur les ailes d'un satellite ont été effectués par la NASA [Pappa *et al.*, 2003] mais limitent leur étude à de petits déplacements et à la mesure de plis. Différentes techniques de récupération des coordonnées de géométries élastiques ont fait l'objet d'études comme la stéréophotogrammétrie appliquée à la déformation d'une aile d'avion en incidence dans une soufflerie [Black *et al.*, 2010]. La photogrammétrie est également utilisée pour déterminer les coordonnées d'une surface souple dans l'espace [Stokes et Greenapple, 1985][Michalski *et al.*, 2011] ou de la surface libre d'une rivière en petite échelle [Chandler *et al.*, 2008]. Des techniques de mesure par profilométrie à l'aide de projection de frange sont également développées pour la mesure des déformations de surface libre [Cobelli *et al.*, 2009] par le laboratoire PMMH de l'ESPCI² ou par des méthodes fondés sur la réfraction d'un mouchetis à travers l'interface (méthode *free-surface synthetic Schlieren*)[Moisy *et al.*, 2009] par le laboratoire FAST de l'université Paris-Sud. La corrélation d'images vidéo donne également des résultats intéressants dans la détermination de la géométrie 3D d'une surface souple, par exemple dans son application sur une aile battante élastique [Stewart, 2007]. Des développements récents tentent de coupler les techniques de photogrammétrie avec un maillage

déformant adapté aux dimensions de l'objet des mesures [Salzmann *et al.*, 2007][Pilet *et al.*, 2008]. L'étude des écoulements autour de surfaces souples demande la mise en œuvre d'outils de mesure tels que la PIV adaptée aux mesures de membrane [Spedding et Hedenström, 2009] comme dans des études de biomimétisme sur le vol des chauves-souris [Rojratsirikul *et al.*, 2009].

La mesure de la géométrie complète de la voile en oscillation forcée demande ainsi le développement de techniques de mesures sophistiquées comme la stéréo-corrélation d'image ou la stéréovision. La faible expérience de l'IRENav dans ces techniques de mesure conduit naturellement à envisager de réaliser ces études en collaboration avec des laboratoires extérieurs, capables de nous apporter leur expertise. Les difficultés de mise en œuvre de ces moyens, aussi bien du point de vue technique que collaboratif, nous conduisent à développer en parallèle des techniques simples de mesures en se limitant à des points ou des lignes. Cette section présente les mesures réalisées sur la projection de plan lumineux et du suivi des lattes à l'aide de DELs. La description des méthodes stéréo et leurs résultats préliminaires sont décrits dans l'annexe H.

6.3.1 La projection d'un plan lumineux

Devant les difficultés de la récupération de coordonnées 3D, une manipulation permettant de réduire l'information géométrique est mise en place. Un plan de lumière est projeté normal à la voile dans sa position de repos. Le plan lumineux est généré à partir de la projection d'une image noire avec une ligne blanche horizontale via un vidéoprojecteur. Un soin tout particulier est apporté au réglage de la perpendicularité entre le plan lumineux et le plan contenant la voile en position *repos*. La hauteur de la ligne par rapport à la voile est réglée avec un système de cale sous le vidéoprojecteur. Les manipulations ont lieu la nuit pour augmenter le contraste.

6.3.1.1 Dispositif expérimental pour le plan lumineux

Le système expérimental dédié à la projection du plan lumineux est illustré sur la Figure 6.7. Le plan lumineux est projeté via un vidéoprojecteur à une hauteur fixe. La ligne est fixe pendant tout le temps de la manipulation. La largeur de la ligne est définie pour satisfaire le compromis entre précision et visibilité pendant tout le mouvement d'oscillation.

La caméra rapide est située à la verticale de la voile oscillante en position *repos* (Figure 6.1). Elle est contrôlée par un PC dédié.

Le film de la caméra rapide est déclenché par une impulsion TTL générée par le contrôleur Baldor (sortie trigger). Le déclenchement est programmé soit après plusieurs oscillations quand la voile repasse par la position repos pour étudier le régime établi, soit au lancement du mouvement pour étudier le régime transitoire de démarrage.

Les paramètres géométriques de la manipulation sont illustrés sur la Figure 6.1. La position de la ligne correspond à la deuxième configuration, l'étude de la phase de départ. Dans le cas de la

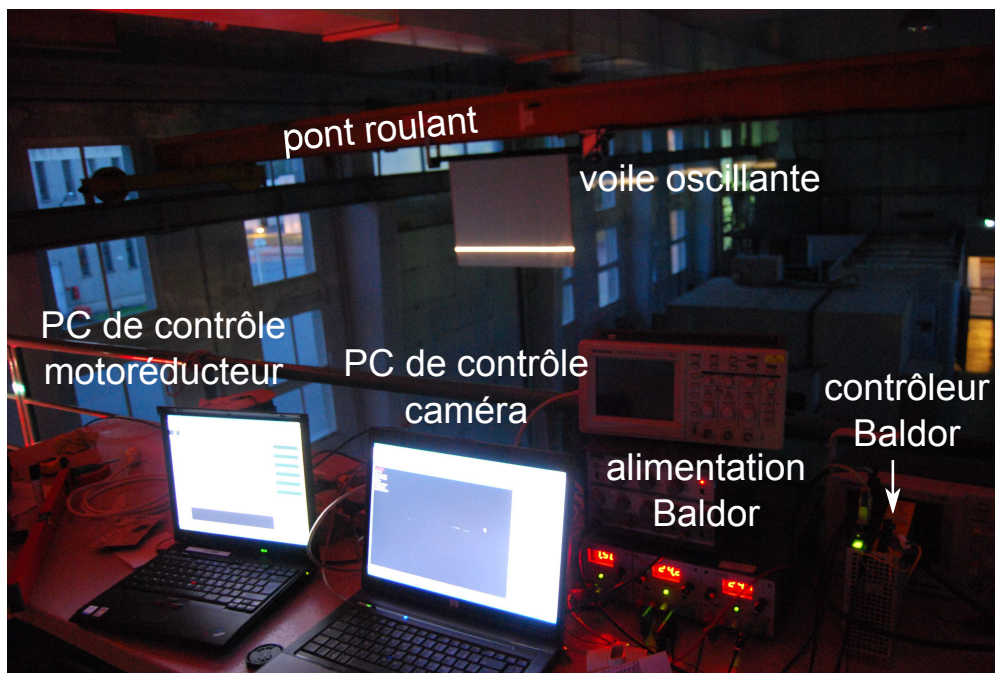


Figure 6.7 – Système expérimental pour l’enregistrement de la déformée de la voile oscillante dans le cas de la projection d’un plan lumineux

première configuration, les plans lumineux sont projetés à différentes hauteurs, afin de balayer de manière discrète la surface de la toile.

Un exemple des lignes observées sur les films est illustré Figure 6.8. Le résultat de l’expérience révèle le comportement de la voile à une hauteur donnée. Le plan lumineux fixe permet de s’affranchir des effets de perspective mais ne permet pas de suivre une position fixe sur la voile. Malgré le fait que la manipulation soit filmée dans le noir, on remarque que l’intensité lumineuse est fonction de la position angulaire de la voile. Sur certaines images la partie inférieure de la voile recouvre le plan lumineux, ce qui cache la ligne éclairée, particulièrement quand la voile s’approche de la verticale. Plus l’angle est important plus la courbe visualisée est complète.

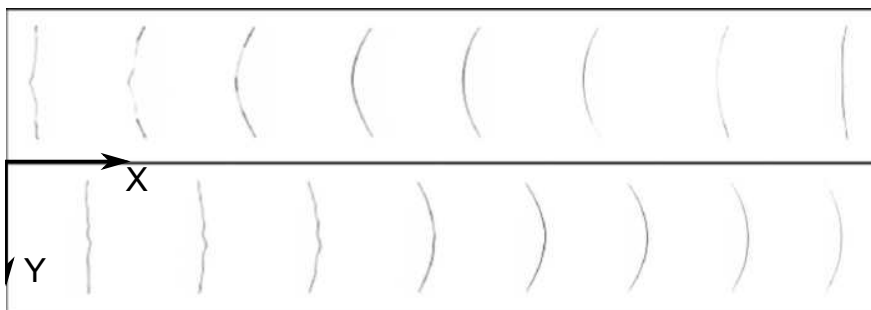


Figure 6.8 – Images de l’intersection du plan lumineux et de la voile oscillante pour différents angles lors du mouvement vu d’en dessous (couleurs inversées)

6.3.2 Diodes électroluminescentes en bout de latte

Les diodes électroluminescentes (DELs) fixées au bout des lattes permettent de suivre le mouvement de leur extrémité. Le choix de les fixer sur les lattes n'est pas anodin. En effet, pour ne pas fausser la manipulation, les caractéristiques de la voile et son comportement ne doivent pas être modifiés en rajoutant des masses supplémentaires. Le choix du positionnement des diodes sur les lattes s'est donc imposé naturellement considérant la faible masse des DELs par rapport à la masse des lattes (masse DELs + pile = 3g). D'autre part, elle permet une observation plus fiable des lattes qu'avec les courbes issues du plan lumineux (disparitions notables Figure 6.8).

Les réglages de la caméra sont identiques à la manipulation avec le plan lumineux. Le résultat de l'expérience permet de mettre en évidence la déformation des lattes, conséquence de l'écoulement sur la voile.

Les séquences d'images enregistrées permettent de constater la variation des positions des diodes au cours du temps. Ainsi les diodes sont au plus proche lorsque la voile est verticale et le plus éloignées lorsque le sens de rotation change. Les lattes se déforment à la fois vers l'intérieur en y et dans le sens du mouvement en x . Ces déformations sont la conséquence de l'écoulement et des efforts aérodynamiques sur la voile. L'intensité des déformations dépend de l'accélération (la section 6.5.5 détaille les effets de la masse ajoutée).

6.4 Résultats

La projection d'un plan lumineux et l'utilisation de diodes en bout de latte sont les manipulations qui donnent les résultats les plus satisfaisants. Ces deux manipulations font l'objet d'une extraction des données via un traitement d'image, d'une analyse des résultats et des comportements physiques ainsi qu'une comparaison numérique/expérience avec le code de calcul ARA-ISIS. Enfin, l'éclairage complet de la voile est présenté pour les comparaisons qualitatives sur le profil de la voile en mouvement.

6.4.1 Extraction des résultats

La plupart des manipulations réalisées ci-dessus font appel à du traitement d'images. Des méthodes de détection et de suivi d'objets sont développées spécialement pour ces manipulations. Une fois automatisé, le traitement d'images permet une étude rapide et efficace d'une séquence filmée. La souplesse de Matlab permet d'adapter le corps d'un programme à différentes manipulations. Le principe d'extraction est présenté. Pour plus de détails sur le traitement d'image, le lecteur se référera à [Legrand *et al.*, 2011].

Une image est considérée comme un ensemble de pixels, associé au quadrillage rectangulaire de l'image d'origine. La représentation d'une image se fait donc par l'intermédiaire d'une matrice

d'entiers, codés entre 0 et 255 (0 signifiant noir et 255 blanc). Les images en niveaux de gris sont des matrices 2D. On accède à un pixel grâce à son indice de ligne et son indice de colonne (i,j). Le premier pixel d'une image est le pixel en haut à gauche (cette représentation est appelée représentation spatiale de l'image).

6.4.1.1 Applications au plan lumineux

La particularité de filmer dans le noir avec une caméra en niveaux de gris facilite le traitement d'images. Malgré ce contraste marqué, le recouvrement de la partie basse de la voile masque la ligne à l'approche de la position verticale. Une approche spatiale et temporelle permet alors de reconstruire la courbe en fonction des points précédents et suivants. Le reste de la courbe est détecté en fonction de son intensité lumineuse. Les lignes ainsi observées sont extraites puis mises à l'échelle par une routine Matlab. Cette reconstitution est également utile pour les études des bords de la voile en fonction du temps. Le traitement d'images associé aux manipulations du plan lumineux fait appel à des algorithmes de filtrage de l'image et de lissage des courbes. Ce dernier aspect est utilisé pour l'interpolation des courbes dans l'espace et dans le temps. La fonction " *smooth* " développée dans Matlab permet d'approcher une suite de données expérimentales par un modèle mathématique en minimisant les erreurs de mesure (méthode des moindres carrés).

6.4.1.2 Applications au DELs

Une première approche similaire à celle choisie pour les courbes a montré que malgré la fiabilité des DELs à être toujours détectables dans l'image, leur contour se réduit à quelques pixels. Leur position souffre alors de la résolution de l'image. La position des diodes est déterminée par le barycentre des pixels éclairés pondérés par l'intensité lumineuse avec une interpolation sub-pixel. Cela permet une meilleure précision (erreur de traitement d'image réduite de 2mm à 0.3mm).

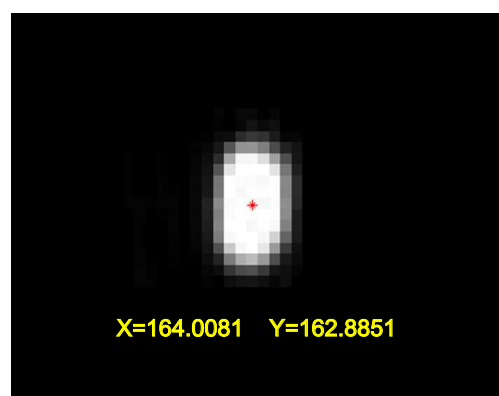


Figure 6.9 – Interpolation sub-pixel du centre de masse de la zone éclairée par la DEL

L'interpolation sub-pixel permet de localiser une diode par un point défini comme étant le centre d'équilibre des intensités lumineuses (Figure 6.9).

6.4.2 Analyse des résultats

L'extraction des coordonnées de l'extrémité des lignes ou des positions des diodes extraites avec la traitement d'image permet l'analyse des phénomènes aérodynamiques subis par la voile.

6.4.2.1 Intersection entre les lattes et le plan lumineux

L'extrémité de la ligne lumineuse donne une indication sur la position de la latte, à une altitude fixe. On rappelle que le plan étant fixe, le plan lumineux se déplace le long de la latte pendant le mouvement. L'intersection des lattes et du plan lumineux pour différentes vitesses de rotation est représentée Figure 6.10.

L'amplitude des cycles augmentent en fonction de la vitesse. Les trajectoires se superposant et chaque cycle étant périodique, l'hypothèse d'un mouvement convergent vers une forme stable est vérifiée. Les lattes se rapprochent lors du passage à l'origine, ce qui correspond au cas où la voile est la plus "gonflée". Le cycle décrit un "8" symétrique et identique pour les deux lattes. Cette représentation permet d'appréhender la déformation des lattes, dans le sens du mouvement.

A partir de l'évolution de la position des lattes au cours du temps il est possible de déterminer la déformation des lattes. En comparant la position de la latte, sur une image, avec la position théorique pour une latte infiniment rigide, on détermine la flèche suivant le sens du mouvement en x et la déformation intérieure en y de la latte de carbone. Par la suite on distinguera respectivement la flèche x et la flèche intérieure y . L'évolution de la flèche intérieure y de l'intersection entre le plan lumineux et les lattes est présentée Figure 6.11 pour différentes vitesses de rotation.

Pour chaque essai, l'évolution de la déformation reste dans une gamme constante, avec une augmentation croissante de l'amplitude en fonction de la vitesse. Le phénomène de déformation est supposé périodique et convergé, i.e. la déformation maximale est considérée constante. Les effets de fatigue sont négligés. Lors de l'inversion du mouvement d'oscillation, la voile se détend puis se déforme dans le sens opposé. Les effets inertiels liés au système en déplacement induisent des efforts additionnels dans le sens du mouvement. La force fluide appliquée à la structure due à l'inertie du fluide entraîné par la structure en mouvement agit avec le même signe, la même fréquence et la même phase que l'inertie de la masse de la structure : c'est l'inertie de masse ajoutée. D'autre part les efforts aérodynamiques augmentent avec la vitesse de rotation.

Considérant les quatre essais réalisés, la déformation intérieure (moyenne des déformations maximums) évolue de manière pratiquement linéaire avec l'accélération (Figure 6.12). Dans le cas de la déformation intérieure, seules contribuent les charges externes (charges de la voile/support). En revanche, dans le cas de la déformation dans la direction du mouvement, les tiges en carbone sont soumises à leur poids, à l'inertie, et une force fluide appliquée à la structure, due à l'inertie du fluide entraîné par la structure en mouvement.

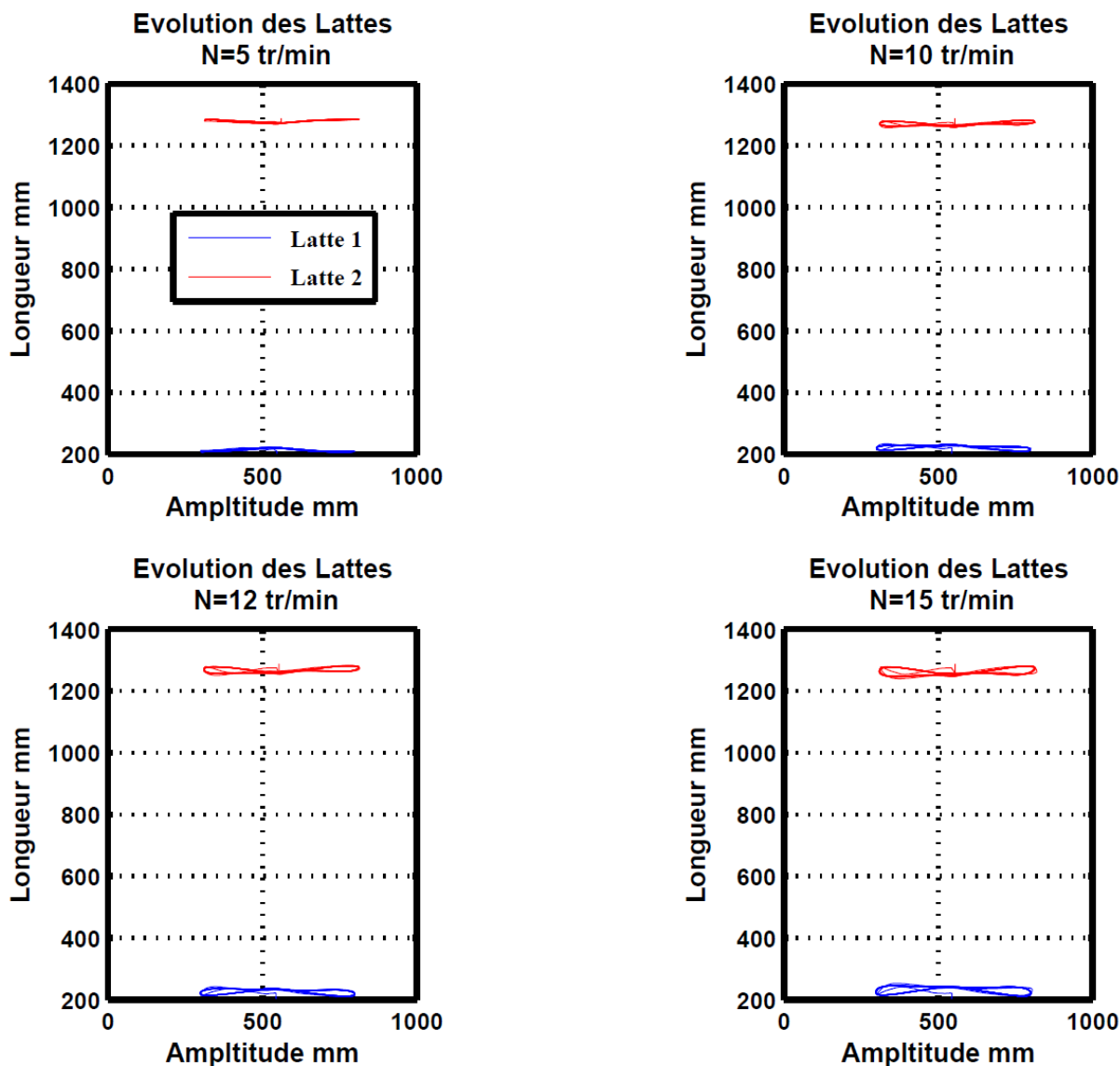


Figure 6.10 – Evolution au cours du temps de l’intersection entre les lattes et le plan lumineux pour $N=5-10-12-15$ tr \cdot min $^{-1}$

6.4.2.2 DELs

Les diodes représentent des points fixes par rapport à la voile. Le plan lumineux et les diodes sont donc difficilement comparables. Néanmoins certaines tendances se dégagent.

Les déformations vers l’intérieur mesurées par les DELS sont du même ordre de grandeur que celles observées avec le plan lumineux (Figure 6.13). L’augmentation linéaire de la déformation avec l’accélération est également observée. Les déformations mesurées semblent cohérentes, de l’ordre de 40mm. La déformation en y au niveau des diodes semble supérieure au cas du plan lumineux uniquement pour $N=15$ tr/min, alors que les déformations sont de même amplitude pour

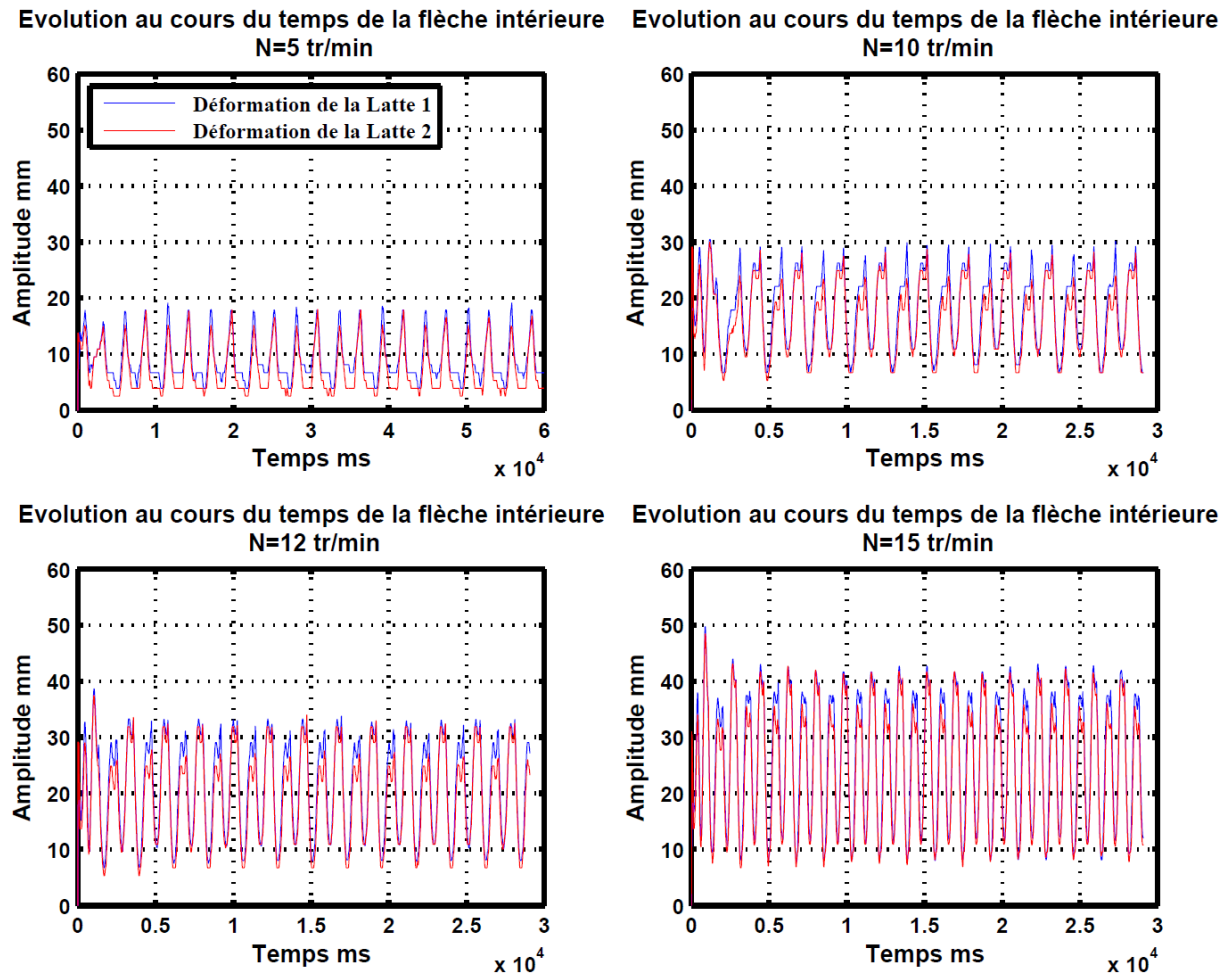


Figure 6.11 – Evolution au cours du temps de la flèche intérieure y de l'intersection entre les lattes et le plan lumineux pour $N=5-10-12-15 \text{ tr} \cdot \text{min}^{-1}$

$N=12 \text{ tr/min}$. Ce peut être dû à une répartition non uniforme de la charge sur la voile, charge dépendant de la vitesse. La même évolution est constatée sur la flèche suivant la direction du mouvement x.

Le mouvement est enregistré depuis la position repos. Il faut 2 périodes complètes pour que le mouvement soit stationnaire cycliquement. Ainsi, pour la visualisation le mouvement est découpé. On représente séparément la première oscillation, la seconde et les suivantes. Sur la Figure 6.13, la troisième période n'est pas encore confondue avec les suivantes et il faut entre 2 et 3 périodes d'oscillation pour atteindre le cycle limite. Cela peut correspondre au temps qu'il faut pour que la circulation de l'air s'installe.

Ces figures montrent une différence entre la diode droite et la diode gauche de l'ordre de 2 à 3mm, pour un mouvement intérieur de 30mm maximum et de l'ordre de 15mm pour un déplacement

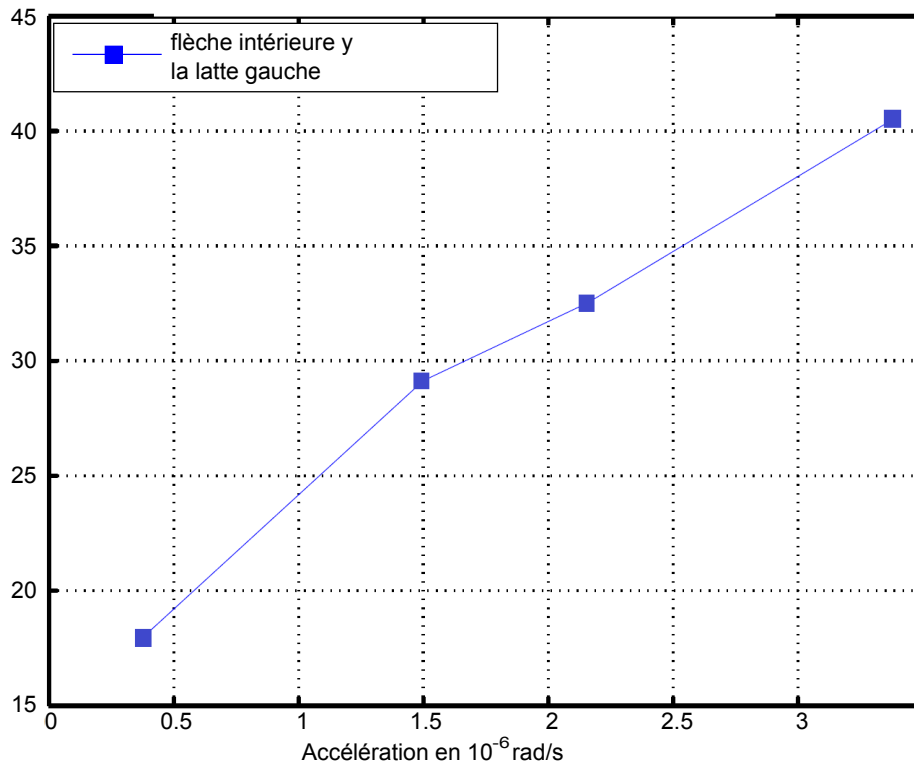
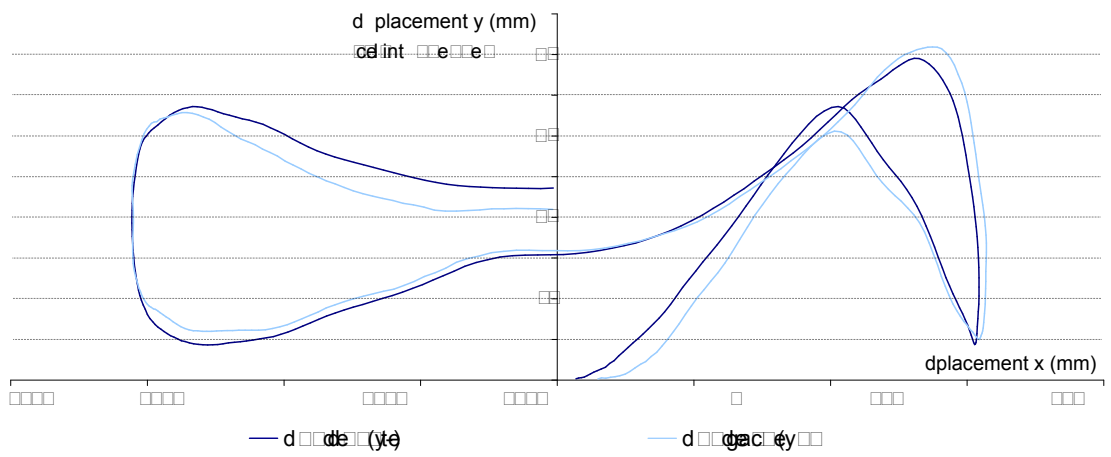
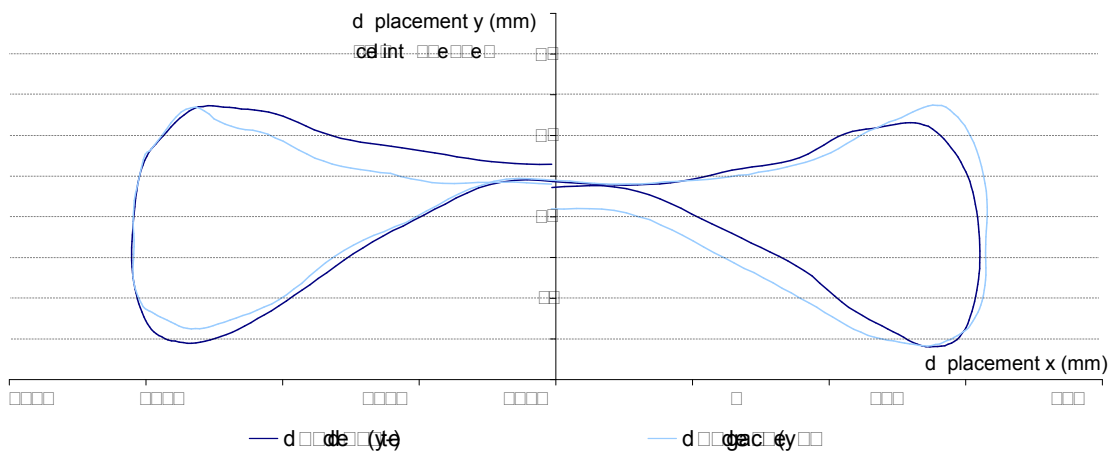


Figure 6.12 – Evolution de la déformation intérieure y en fonction de l'accélération

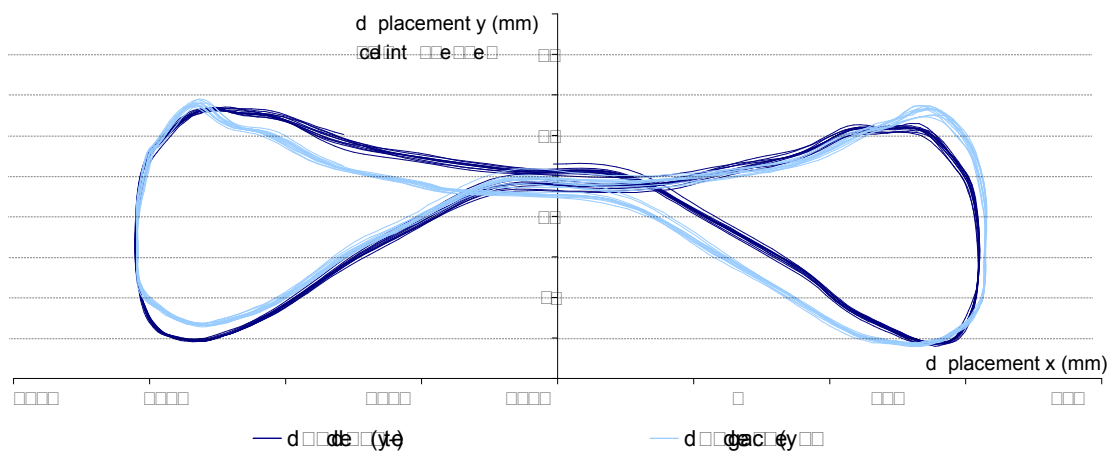
d'environ 300mm, soit un écart supérieur à 5% dans les deux directions. Cette différence provient d'un léger désalignement entre les deux lattes, visible sur les mesures brutes. Dans la suite du chapitre, ce décalage est pris en compte et corrigé.



(a) démarrage : première période



(b) transition : deuxième période



(c) mouvement cyclique : de la 3^{ème} à la 13^{ème} période

Figure 6.13 – Mesures de la position des DELs de bouts de lattes pour le mouvement A20N12

6.5 Comparaison Numérique/Expérience

6.5.1 Modélisation numérique

La voile est modélisée à l'aide du couplage ARA-ISIS. La voile oscille dans un domaine considéré infini, sans écoulement initial. L'axe en aluminium est considéré infiniment rigide. On modélise avec le code structure les lattes, le tissu et la liaison latte/tissu. Les caractéristiques mécaniques mesurées du tissu (annexe G) et des lattes (tableau 6.2) sont renseignées dans le code. Le maillage structure est composé de 16×16 mailles et le calcul est effectué avec un pas de temps de 0.008s, qui correspond à la fréquence d'acquisition de la caméra de 125ips. Une étude de convergence sur le maillage et en temps montre que ces valeurs sont suffisamment fines [Durand, 2012]. La Figure 6.14 illustre le maillage structure et la voile dans le domaine fluide.

La jonction latte/tissu est modélisée par une liaison pivot-glissant sans frottement. Les extrémités hautes et basses du tissu sont fixées sur la latte.

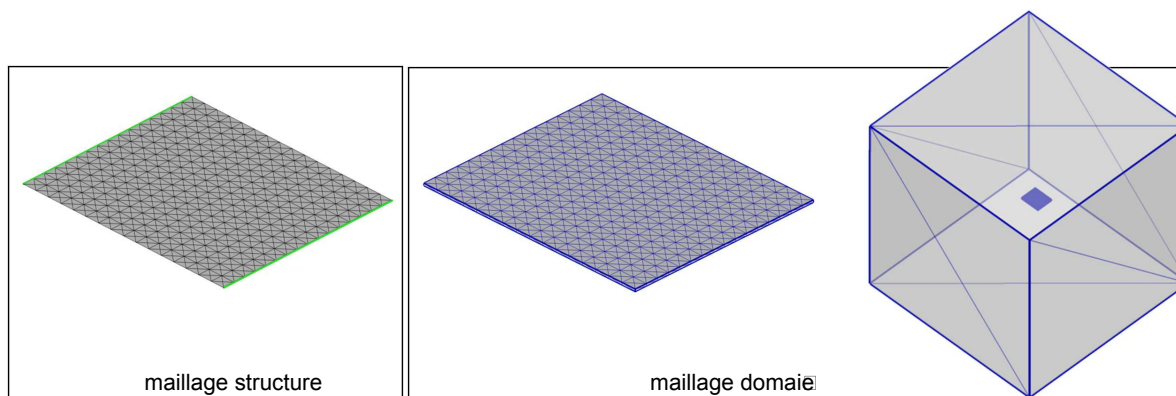


Figure 6.14 – Maillages structure et domaine pour la voile oscillante

Les quatre mouvements présentés (tableau 6.1) précédemment sont simulés. Dans la suite du chapitre, seule la comparaison numérique/expérience sur le mouvement A20N12 est présentée dans un souci de clarté et de concision.

6.5.2 Forme de la voile

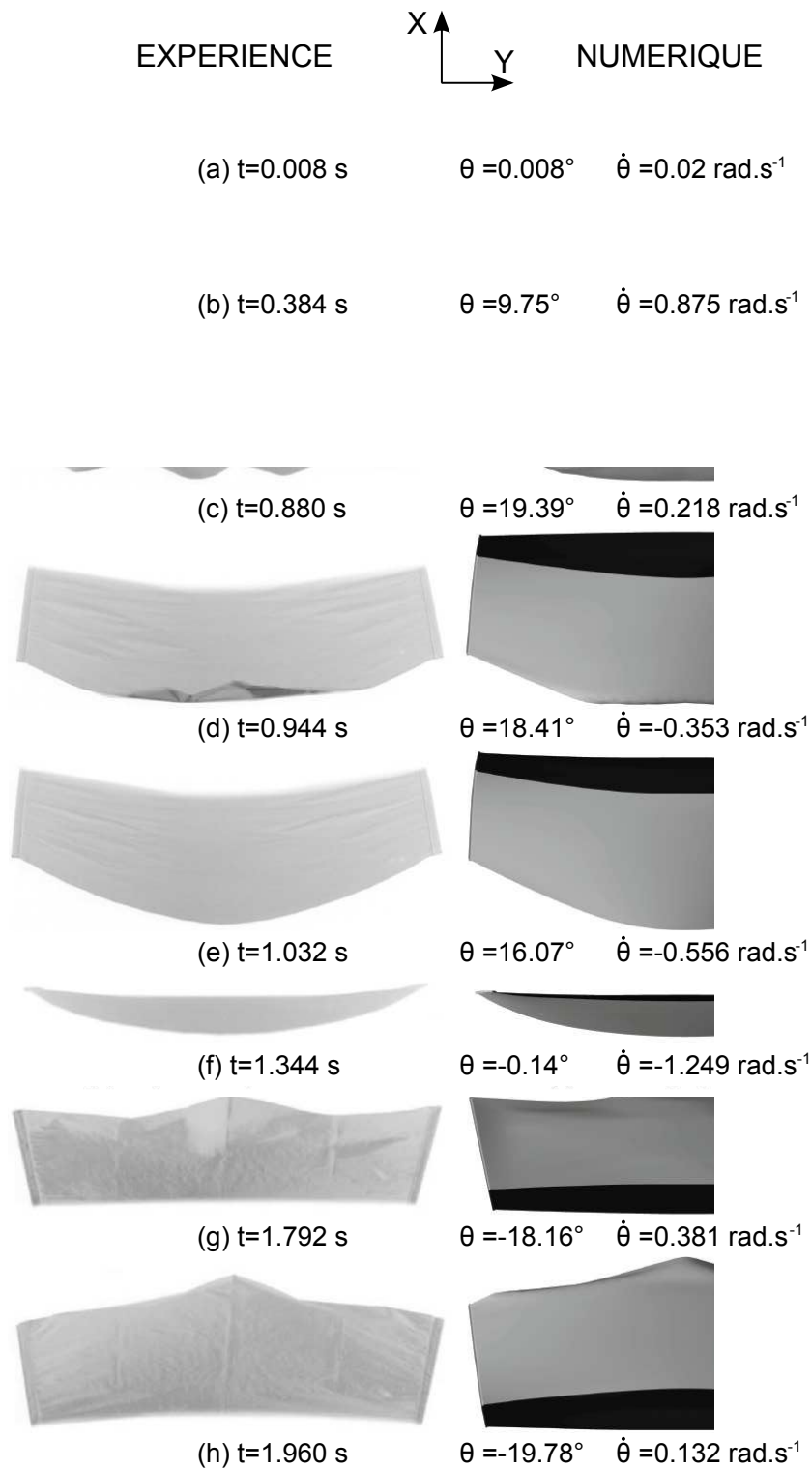


Figure 6.15 – Comparaisons numérique/expérience des formes des voiles vues de dessous et éclairées perpendiculairement pour une oscillation d'amplitude 20° et de vitesse $12\text{tr}/\text{min}$ (A20N12). Les instants sont représentés sur la Figure 6.16.

L'éclairage totale de la voile permet de visualiser l'ensemble de la voile et de comparer qualitativement la forme obtenue, en particulier le profil de l'extrémité libre. La Figure 6.15 présente la comparaison entre la forme de la voile obtenue expérimentalement à l'aide d'une caméra rapide à 125ips et la forme calculée numériquement. Sur les images issues de la mesure, la partie haute de la voile n'est pas éclairée. Ainsi, la partie masquée est représentée en noir sur les résultats numériques. On détermine neuf profils caractéristiques lors de l'oscillation pour un mouvement A20N12, représentés de façon chronologique, comme l'illustre la Figure 6.16. Comme on peut le remarquer sur les images 6.15 (g) et (h), le tissu a conservé une marque d'un pli antérieur à la réalisation de l'expérience, qui est visible quand la voile n'est pas chargée.

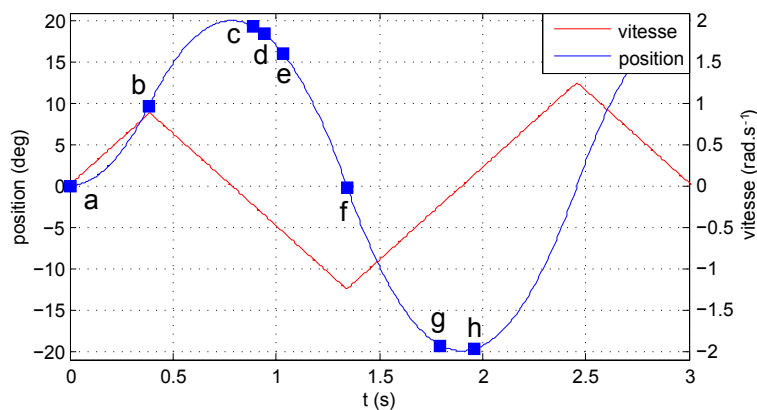


Figure 6.16 – Premières secondes du mouvement A20N12. Les différentes positions représentées sur la Figure 6.15 sont identifiées par un marqueur et une lettre.

D'une manière générale, l'approche qualitative donne de très bons résultats. La forme de la voile à chaque instant est bien simulée. Les neuf positions sont maintenant détaillées :

- a) $t=0.008s$ correspondant au démarrage, la voile expérimentale n'est pas bien tendue, et des ondulations apparaissent, à causes des imperfections expérimentales. En numérique, la voile est parfaitement plate ;
- à b) $t=0.384s$, apparaît le maximum du mouvement de *recul* du centre de la voile, aussi bien au réel qu'en simulé. Cela correspond à un retard au mouvement dû à l'inertie de la structure et à l'effort aérodynamique ;
- vers c) $t=0.880s$, une onde *circulaire* se déplace du centre vers les extrémités, visible sur les deux images. Les plis sur les bords sont prévus par le modèle, contrairement aux 3 plis du centre ;
- à d) $t=0.944s$, un *coup de fouet* est généré (au réel) sur la voile, ce coup apparaît aussi lors de la simulation, bien que moins marqué ;
- e) $t=1.032s$ correspond au maximum d'amplitude du centre de la voile. Les deux courbures sont très proches ;
- f) $t=1.344s$ correspond au moment du passage du plan de la caméra. Ce moment permet de comparer les courbures de la voile, qui sont assez proches ;
- vers g) $t=1.792s$, deux *poches* sont créées. Ces deux poches sont visibles sur la partie

- numérique. Au réel, la toile prend une forme de W, en suivant la forme des plis marqués initialement sur la toile. Au numérique, ce W est visible mais sans point anguleux ;
- à **h) $t=1.960s$** , la toile forme un *bec* marqué au centre, et plusieurs inversions de courbure en s'éloignant vers les extrémités. Ces formes sont bien simulées par la modélisation.

Ainsi, l'ensemble des phénomènes liés à une forte interaction fluide/structure pour une surface souple et légère sont très bien modélisés.

6.5.3 Comparaison sur les lignes

Les mesures des lignes issues de l'intersection du plan lumineux et de la voile oscillante (section 6.3.1) font également l'objet d'une comparaison avec le calcul. La ligne lumineuse permet de discrétiser le *flying shape* de la voile et d'affiner la comparaison. On rappelle que le plan lumineux est à altitude fixe et qu'il se déplace le long de la toile pendant les oscillations. La Figure 6.17 illustre la comparaison des lignes mesurées par traitement d'image avec les lignes issues du calcul par ARA-ISIS déterminées par l'intersection entre la surface de la membrane et un plan horizontal. L'erreur due au traitement d'image est de l'ordre de 0.7mm. L'erreur de mesure est estimée de l'ordre de 2mm.

La comparaison des lignes à différents instants du mouvement confirme les premiers résultats qualitatifs sur la forme de la voile. En effet, les lignes calculées correspondent bien avec la mesure. Les phases de transition (départ de l'oscillation) sont correctement simulées et cela malgré les ondulations visibles sur le profil expérimental (le tissu n'est pas bien tendu au repos). Les variations de profils sont en phase avec la mesure. L'amplitude des déformations de profil est correctement prédite au regard des ventres des positions extrêmes ($t=1.04s$ et $t=2.16s$). La courbure de ligne mesurée est légèrement asymétrique. La raison probable est un léger décalage entre les lattes. De plus, on remarque que la marque de plis au centre (visible Figure 6.15) déforme la ligne au réel ($t=0.88s, t=1.68s$ et $t=1.84s$), ce qui implique de légères différences avec les simulations. On peut remarquer quelques imprécisions de détection de la ligne, en particulier quand celle-ci est en partie masquée par l'extrémité de la voile.

Les bons résultats de comparaison sur les lignes lumineuses montrent la capacité du code ARA-ISIS à simuler correctement les déformations du profil de la voile souple soumise au mouvement. Ces résultats laissent penser que le code modélise correctement les interactions entre le fluide et la structure qui conduisent à la déformation de la toile. La déformation des lattes donne une information complémentaire sur les efforts subis par la voile en oscillation. Il est donc intéressant de comparer les positions des lattes simulées.

6.5.4 Comparaison sur la flèche des lattes

La flèche mesurée expérimentalement à l'aide des DELs en bout de latte donne une information significative sur les interactions entre le fluide et la structure pendant les oscillations de la voile. On s'intéresse donc à la capacité du couplage ARA-ISIS à simuler la position des lattes pour les

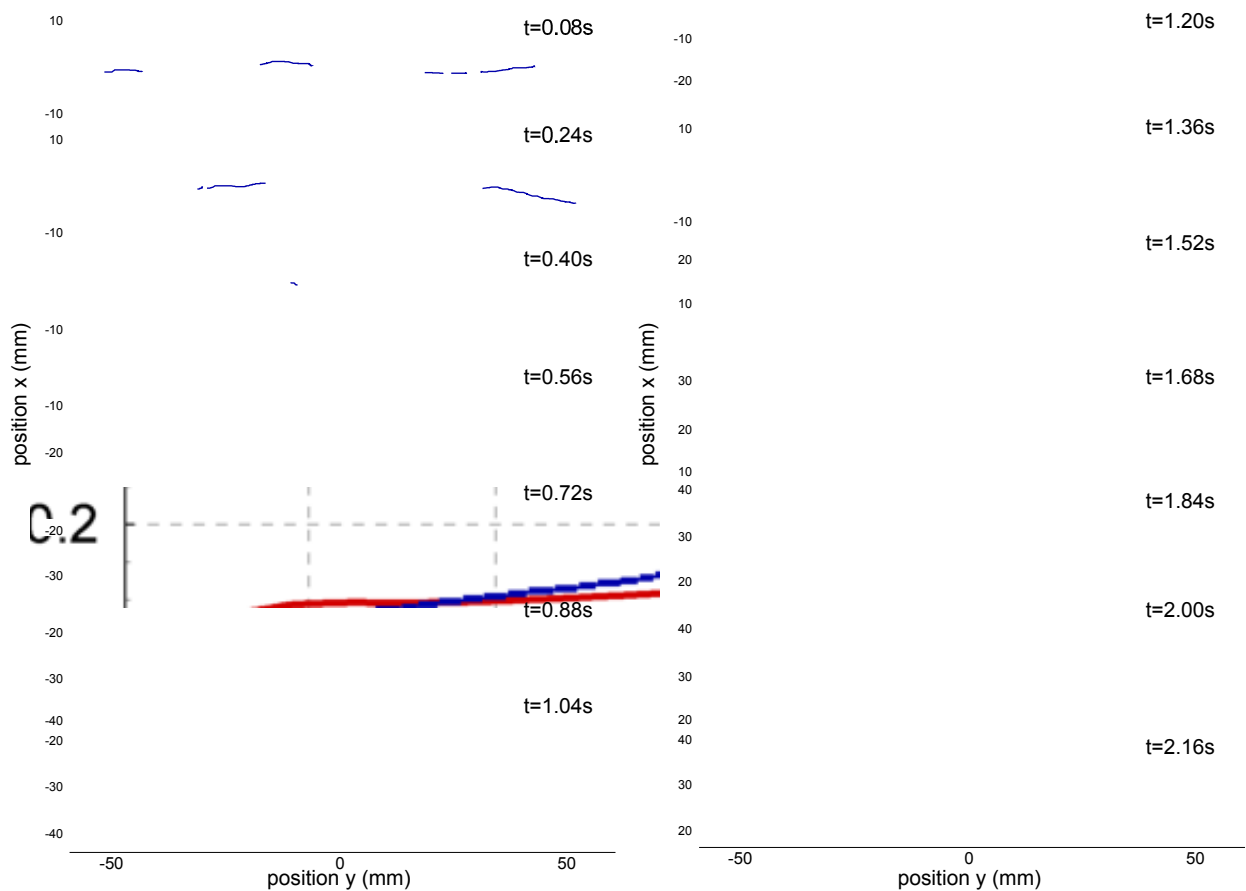
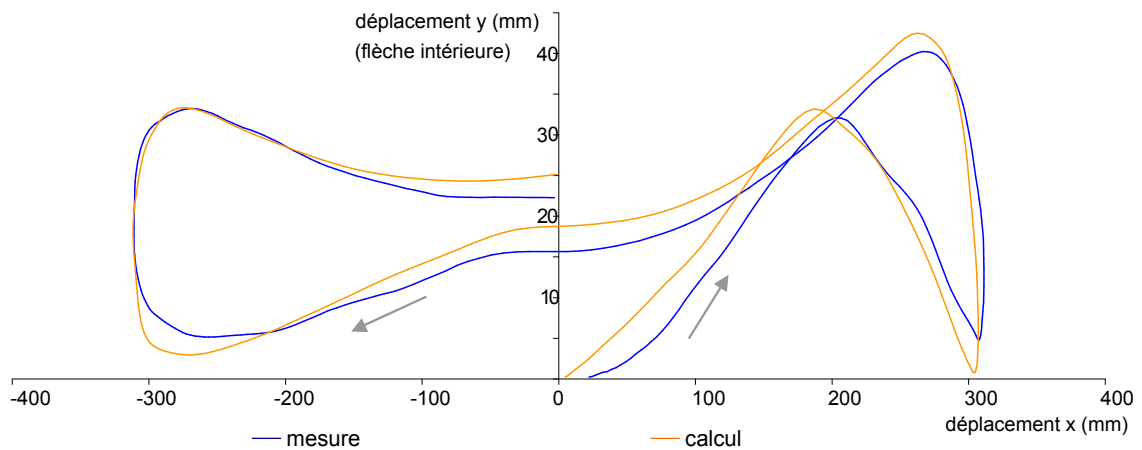


Figure 6.17 – Comparaisons numérique/expérience sur lignes lumineuses pour un mouvement d'amplitude 20° et de vitesse 12tr/min (mouvement A20N12A555). Les dates des lignes sont indiquées à leur droite.

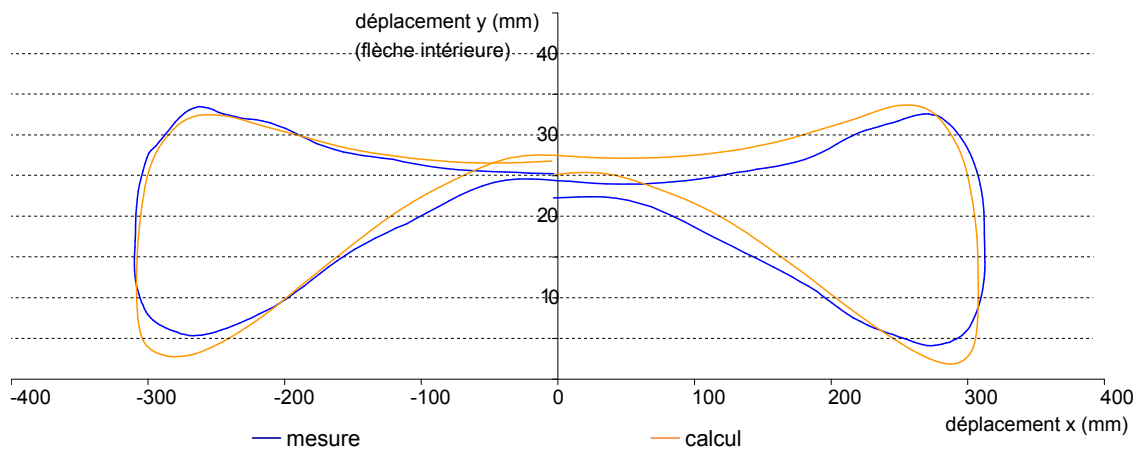
mouvements oscillants. La Figure 6.18 présente la comparaison de la position de l'extrémité des lattes mesurées expérimentalement et calculées numériquement. Le découpage des différentes périodes d'oscillation décrit dans la section 6.4.2.2 est utilisé pour séparer le démarrage du cycle limite. L'erreur de résolution du traitement d'image est de 0.7mm. L'erreur de mesure est estimée de l'ordre de 2mm.

Lors du démarrage du mouvement, le calcul prédit correctement la flèche intérieure des lattes sous l'action du chargement aérodynamique sur la voile. Le retour de la latte, sous forme de pic caractéristique de la première période est également correctement prédit. Enfin l'évolution de la déformation est correctement simulée par le code et le cycle limite obtenu à partir de la troisième période a la même forme caractéristique en "8" que la flèche mesurée. De plus, l'ordre de grandeur des déformations est respecté.

On peut remarquer toutefois au démarrage une différence dans les pentes des deux courbes. Au réel, il semble que la flexion de la latte a du retard. Cela peut s'expliquer par le fait qu'au repos, le tissu en bas de la voile n'est pas tendu (Figure 6.15). Le tissu se tend dans les premiers instants de l'oscillation, expliquant l'amortissement du signal de flèche au départ. Dans le code, le tissu est



(a) démarrage : première période



(b) transition : deuxième période

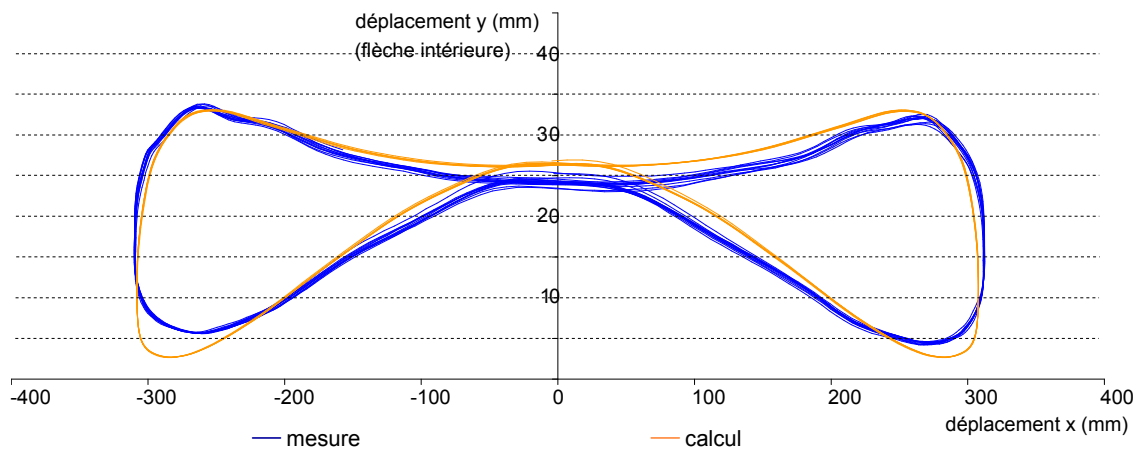
(c) mouvement cyclique : de la 3^{ème} à la 13^{ème} période

Figure 6.18 – Comparaisons numérique/expérience de la position de l'extrémité des lattes pour une oscillation d'amplitude 20° et de vitesse 12tr/min (mouvement A20N12)

parfaitement droit. La latte fléchit donc dès le début du mouvement.

Enfin, la simulation prédit un retour de la latte vers sa position d'origine supérieure qui peut provenir de la modélisation de la liaison latte/tissu qui sous-estime légèrement les efforts le long de latte. Cet écart est proche de l'erreur de mesure.

On peut conclure que le code ARA-ISIS simule correctement la variation de la flèche des lattes de la voile oscillante. Ainsi, les interactions fluide structure responsables de la flexion des lattes sont également correctement modélisées.

6.5.5 Effort et flèches

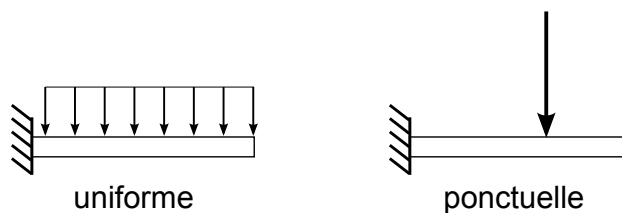


Figure 6.19 – Modèles de répartition d'effort

On utilise la résultante des efforts aérodynamiques normaux à la surface issue des simulations F_x pour calculer la flèche des lattes à partir de modèles simples de RDM. Deux modèles de répartition d'effort (Figure 6.19) sur les lattes sont étudiés :

- répartition uniforme le long de la latte,
- charge ponctuelle au centre d'application des efforts.

La position du centre d'application des efforts est calculé par le code ARA-ISIS. Il est considéré fixe pendant le mouvement. La force est appliquée à 508mm de l'extrémité du tube pour une latte de 845mm. Pour réduire le problème à une latte, on applique un effort $F=F_x/2$.

On fait l'hypothèse d'une flexion pure, négligeant les efforts de traction, forces normales au mouvement. Les efforts calculés sont une expression de l'ensemble des forces pouvant amener à la déformation des lattes, comprenant le poids du système (voile+lattes), les forces d'interaction et les forces d'inertie.

La flèche en bout de latte pour une charge répartie uniformément est donnée par la relation suivante :

$$y = \frac{FL^3}{8EI}$$

où y est la flèche en m, F est la charge totale le long de la latte en N, L la longueur de la latte en m, E le module d'élasticité en Pa et I le moment quadratique m^4 .

La flèche en bout de latte pour une charge ponctuelle est donnée par la relation suivante :

$$y = \frac{FL^3}{3EI}$$

Enfin on détermine la flèche dans le sens du mouvement calculée et mesurée par la différence de la position de la DEL en x et la position théorique d'une latte infiniment rigide. Ainsi on calcule :

$$Fleche_x = x_{DEL} - \sin(\theta) L_{latte}$$

La flèche peut ainsi être approchée numériquement de deux manières différentes, la première étant l'application de la force issue du calcul par des modèles de RDM et la deuxième par la position mesurée de l'extrémité de la latte.

La Figure 6.20 illustre la variation de la flèche des lattes dans le sens du mouvement pour la mesure, le calcul numérique sur ARA-ISIS et les modèles de répartition pour le mouvement A20N12.

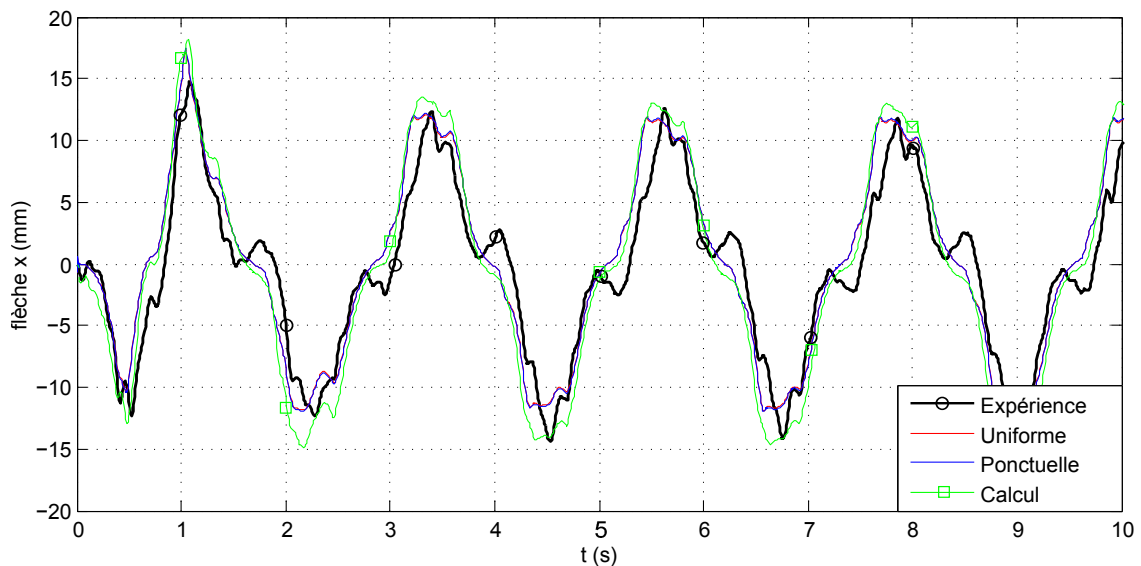


Figure 6.20 – Comparaison de la flèche x des lattes mesurée et issue du calcul du code ARA-ISIS. La flèche est déterminée pour 2 modèles de répartition à partir de la résultante des efforts calculée. Le mouvement de la toile est A20N12

Les différentes approches donnent des résultats très proches pour l'évolution de la flèche dans le sens du mouvement. Les résultats des deux modèles de répartition sont d'ailleurs quasiment confondus. La phase de transition est très bien prédite, avec au départ une rampe et un maximum identiques. Les signaux ont ensuite la même apparence et les ordres de grandeur et les maxima sont respectés. L'évolution des flèches issues de la simulation présentent des paliers similaires à la flèche mesurée aux valeurs maximales et autour de 0. On peut remarquer en revanche que l'étendue des paliers autour de 0 est légèrement sous-estimée dans le code.

L'approche par les modèles de répartition uniforme et ponctuels semblent pouvoir approcher correctement la flèche des lattes en oscillation. Elle confirme ainsi la prédiction des efforts aérodynamiques normaux prédits par le code ARA-ISIS. De plus, le calcul de la flèche déduite de la position simulée des lattes donne un résultat très proche de la mesure. Les phénomènes caractéristiques (palier aux extrema locaux et autour de 0mm) sont également simulés. Les prédictions des efforts et de la déformée de la toile semblent ainsi cohérents, validant ainsi la capacité du code ARA-ISIS à simuler l'interaction fluide structure sur une surface souple en mouvement.

6.6 Conclusion

Ce chapitre décrit les travaux préliminaires du développement d'une manipulation en laboratoire dédiée à l'étude de l'interaction fluide structure sur surface souple. Les premières études sur la voile oscillante ont permis d'identifier les problèmes (notamment un décalage inattendu dans les différentes bases de temps des moyens de mesures qui a été un frein au développement) et les perfectionnement à apporter (alignement des lattes, plis sur le tissu...). Ces études ont également mis en évidence l'intérêt de cette manipulation pour l'étude du comportement aéro-élastique et pour la validation des codes IFS dédiés aux surfaces souples.

Cette manipulation permet le contrôle des paramètres et des sollicitations. La simplicité de la géométrie de la voile oscillante permet de caractériser le comportement mécanique de la structure mise en mouvement. Un effort particulier est fait pour caractériser la matrice de comportement du tissu à l'aide d'essais de traction. Ces essais mettent en avant le comportement visco-élasto-plastique du Nylon, caractérisé par un temps de relaxation et une raideur dynamique.

A défaut de pouvoir mesurer la géométrie 3D complète de la voile en mouvement, la projection d'un plan lumineux et les DELs en bout de latte sont les moyens de mesure qui donnent les meilleurs résultats. Ils permettent d'illustrer l'influence de la vitesse d'oscillation sur l'amplitude des mouvements des lattes. Les comparaisons numérique/expérience sur les lignes lumineuses montrent la capacité du code ARA-ISIS à correctement simuler le profil de la voile en mouvement. Les comparaisons sur la position des lattes pendant le mouvement confirment la capacité du code à prédire les interactions fluide structure sur une surface souple et légère.

Perspectives

Les futurs développements doivent permettre la création d'un nouveau dispositif expérimental de voile oscillante, corrigeant les défauts de l'ancien. La gamme des paramètres étudiée doit être étendue avec des oscillations sinusoïdales. Ainsi le traitement et l'analyse des données pourront être poursuivis et améliorés. Une fois l'expérience de la voile oscillante bien contrôlée, les études doivent converger vers une méthode fiable de récupération de la géométrie 3D de la voile en mouvement. L'utilisation de logiciels de stéréovision, comme Photomodeller peut être envisagée

avec un nombre important de caméras. Les techniques de mesure de profilométrie par projection de franges [Cobelli *et al.*, 2009] développées au sein du laboratoire PMMH de l'ESPCI peuvent également être testées pour déterminer le profil de la voile.

Afin d'affiner la simulation, les études menées avec Guilhem Bles du LBMS-MMA doivent être poursuivies pour la caractérisation visco-élasto-plastique [Bles *et al.*, 2009] et ses conséquences sur la déformation de la toile.

Des mesures par PIV sur une maquette réduite de la voile oscillante sont également envisagées pour caractériser les écoulements autour de cette toile et ne pas limiter la validation du code à la partie structure et déplacement.

Conclusion

Cette thèse s'inscrit dans le développement des activités de recherche de l'IRENav en interaction fluide structure, notamment sur la simulation de l'interaction entre un écoulement et des surfaces souples soumises à déformations et grands déplacements. Cette étude permet le développement de moyens de mesure adaptés au problème aéro-élastique instationnaire et plus particulièrement au développement d'une instrumentation sur un voilier en navigation et sur une expérience de voile oscillante en laboratoire.

Un système d'instrumentation embarquée est développé sur un voilier de 28' de type J80. Ce système comprend un ensemble de capteurs qui mesurent simultanément les efforts dans le gréement, la forme des voiles, les attitudes du bateau, les réglages et le vent. L'instrumentation est démontable et le voilier instrumenté navigue en configuration normale.

Le développement d'une instrumentation dédiée à la mesure dynamique sur un voilier demande des études de recherche et de développement pour obtenir des capteurs précis et un travail important de calibration pour caractériser la précision des capteurs. La mesure des efforts et du profil des voiles en navigation reçoivent une attention particulière.

La mesure des efforts en mer nécessite le prototypage de capteurs dédiés et conduit à développer des éléments d'accastillage instrumentés. Le travail de recherche et développement sur les modifications nécessaires aux manilles et ridoirs instrumentés est validé par un protocole rigoureux de calibration. Les mesures d'effort sur le voilier instrumenté ont une erreur absolue inférieure à 50N sur toute la gamme de mesure (0-10 000N).

La mesure du profil des voiles est faite à partir d'images des lignes de visualisation prises depuis la tête de mât par des caméras analogiques. Les études montrent l'importance de la caractérisation des paramètres internes de la caméra et de sa position pour la reconstruction des coordonnées des lignes en 3D. Les procédures de calibration montrent la précision de la Calibration Toolbox pour déterminer les coordonnées de la caméra à partir de mesures sur mire. La méthode mise en place est utilisée pour déterminer les variations de position des caméras situées dans le mât dues au mouvement relatif du gréement par rapport à la coque. Montrant les meilleurs résultats lors des essais, le logiciel ASA est choisi pour le post-traitement des images et la détermination des paramètres des lignes de visualisation.

Dans ces travaux de thèse, la structure complexe du gréement est étudiée. Les études concernent la mesure des caractéristiques mécaniques et géométriques des éléments constitutifs du gréement. Les caractéristiques mécaniques sont mesurées par des essais de traction pour les haubans et par

des essais en flexion pour le mât et la bôme. Les caractéristiques des voiles sont renseignées par des données constructeurs. Le développement de l'instrumentation se rapporte enfin au système d'acquisition temps réel multivoies mis en place pour les mesures en mer. Le système d'acquisition permet d'enregistrer un maximum de données utilisables, i.e. correctement identifiées et datées. La synchronisation est obtenue par post-traitement, condition sine qua non pour l'étude expérimentale des phénomènes instationnaires. Les travaux développés au cours de cette thèse permettent d'assurer la datation des mesures et la stabilité du système d'acquisition embarqué sur le voilier instrumenté à partir d'un code développé sur le logiciel RTmaps, fondé sur le principe de datation "*on the flow*". L'ensemble des développements contribuent à la création d'un bon système expérimental dédié à la mesure en mer.

Le but de l'expérience du voilier instrumenté est de fournir une base de données instationnaires sur les comportements IFS du gréement et des voiles. Ces mesures en mer contribuent aux développements des connaissances sur le comportement dynamique du voilier et du plan de voilure en offrant une approche originale, notamment par la mesure simultanée des efforts dans les haubans et les points de tire, du profil des voiles des attitudes et des conditions de navigation. Cette instrumentation in situ permet d'étendre le champs d'étude à des comportements réels en mer. Enfin, les mesures sur le voilier instrumenté permettent la validation de modèles numériques dédiés à la simulation du problème aéro-élastique du gréement.

L'analyse des mesures sur le voilier permet la caractérisation du comportement du système fluide structure. Les résultats de mesures statiques à terre sur le mât sont présentés pour différents réglages. Ils conduisent à une meilleure compréhension des interactions dans le gréement et de l'influence des réglages et tensions dans le haubanage sur la géométrie du mât. Ces mesures confirment les observations des navigateurs et apportent une information plus fine en quantifiant plus précisément les variations de courbure et de quête du mât.

Les mesures dynamiques en mer permettent d'accéder à la plage d'effort rencontrée en navigation dans le gréement. Par exemple, les variations d'effort dans une houle modérée de face représentent 20 à 50% de la valeur moyenne. Ces informations, difficilement accessibles, sont peu connues et peuvent avoir des conséquences importantes sur le dimensionnement. Les efforts réels en mer peuvent modifier sensiblement les coefficients de sécurité empiriques imposés lors de la conception. Les mesures en mer des interactions fluide structure sur le gréement d'un voilier en instationnaire mettent en lumière deux groupes aux comportements distincts face aux sollicitations. Le groupe "Vent" comprend les éléments du gréement pour lesquels les effets de la variation de vent apparent sont prédominants. Le groupe "Structure" comprend les éléments du gréement qui sont d'avantage sensibles aux effets d'inertie. Les frontières entre ces groupes ne sont pas rigides et peuvent varier en fonction de la sollicitation. Le but de cette approche est d'identifier les mécanismes liés aux effets aérodynamiques et ceux liés aux effets d'inertie.

L'analyse des signaux de mesure met en avant la présence d'un déphasage entre les efforts et le tangage, raison pour un phénomène d'hystérésis. L'aire contenue dans la boucle d'hystérésis représente la quantité d'énergie échangée par la houle avec le système. L'apparition de ce phénomène

d'hystérésis implique une différence entre l'approche dynamique et l'approche quasi statique. La compréhension de la physique du système par l'observation et l'analyse des phénomènes dynamiques améliore la modélisation en général.

D'autres informations nécessaires à la compréhension des phénomènes mis en jeu dans l'IFS d'un plan de voilure ne sont pas accessibles dans le cadre d'une expérience in-situ. L'accès à plus d'informations est rendu possible par des outils de simulation dédiés au problème aéro-élastique du gréement d'un voilier.

Le code ARAVANTI est le couplage entre un code structure ARA et le code fluide parfait AVANTI. Le code structure éléments finis ARA est paramétré avec les caractéristiques mécaniques et géométriques mesurées. La comparaison des simulations du code ARA concernant l'influence des réglages sur la géométrie du mât donne de très bons résultats et montre la capacité du code à simuler le gréement sans voile.

Pour le calcul de l'écoulement, l'hypothèse d'un fluide parfait limite l'étude à un voilier naviguant au près, allure où l'écoulement est majoritairement attaché. Les comparaisons en stationnaire montrent un très bon accord entre les mesures et la simulation dans ce cas de figure. Les efforts dans le gréement sont très bien prédits et la forme de la voile simulée correspond au *flying shape* mesuré en navigation. Le code est capable de prédire les variations de profil en quasi-statique provoquées par un réglage de pataras, qui consiste à relâcher la tension dans le pataras de 2100N à 300N.

Enfin, dans le cas instationnaire, le code ARAVANTI est capable de simuler l'influence d'une sollicitation en tangage. La prédiction des oscillations d'efforts dans le gréement correspond très bien aux mesures effectuées en mer, conservant les mêmes périodes et phases et les mêmes amplitudes de variations que les signaux expérimentaux.

Pour comprendre les effets dynamiques des oscillations en tangage sur les performances du voilier et fort des bons résultats de comparaison avec les mesures, une étude numérique est effectuée avec le code ARAVANTI. Ces expériences numériques permettent d'accéder à plus d'informations, dans le cadre de sollicitations simples et contrôlées. Les résultats de cette étude confirment que le comportement dynamique d'un plan de voilure en tangage diffère de l'approche quasi statique. Les variations des forces aérodynamiques soulignent la présence d'un déphasage avec l'angle de vent apparent et un phénomène d'hystérésis. Ces résultats, identiques aux études en soufflerie de Fossati et al. [Fossati et Muggiasca, 2012] et aux phénomènes mesurés en mer, confirment la capacité du code à correctement simuler les phénomènes dynamiques. L'énergie échangée par le système aéro-élastique avec la houle, proportionnelle à l'aire dans la boucle d'hystérésis, augmente avec la fréquence réduite et l'amplitude du mouvement. Les résultats montrent l'influence de l'approche IFS dans le calcul des forces aérodynamiques. L'étude montre également que les effets dynamiques sur les performances d'un plan de voilure ne peuvent pas être négligés, en particulier dans des conditions de mer formée et de faible vent. La simulation des efforts permet de mettre en avant des phénomènes inertiels prépondérant sur les effets du vent dans l'étai et le pataras qui confirment l'identification des groupes vent et structure.

Les informations disponibles, validées par les comparaisons des résultats de simulation, font du code

ARAVANTI un outil d'aide à la conception et à la performance.

Le voilier instrumenté ne nous permet pas, à ce stade de développement, de faire des mesures sur des voiles de portant, où les phénomènes visqueux ne peuvent pas être négligés. Pour répondre à cette problématique, une expérience en laboratoire est développée pendant ces travaux de thèse. La voile oscillante est une expérience contrôlée, dédiée au problème aéro-élastique sur surface souple, qui permet d'accéder à d'autres informations que le voilier instrumenté. Effectivement, elle fait intervenir d'autres régimes d'écoulement, par exemple des écoulements avec décollement. Cette expérience permet le contrôle des paramètres et des sollicitations. La simplicité de la géométrie permet de caractériser le comportement mécanique de la structure mise en mouvement. Un effort particulier est fait pour caractériser la matrice de comportement du tissu à l'aide d'essais de traction. Ces essais mettent en avant le comportement visco-élasto-plastique du Nylon, caractérisé par un temps de relaxation et une raideur dynamique.

A défaut de pouvoir mesurer la géométrie 3D complète de la voile en mouvement, la projection du plan lumineux et les DELs en bout de latte sont les moyens de mesure qui donnent les meilleurs résultats. L'analyse des premières mesures disponibles sur la voile oscillante montre la richesse des informations et le potentiel de cette expérience. Ces mesures permettent par exemple d'illustrer l'influence de la vitesse d'oscillation sur l'amplitude des mouvements et de la flèche des lattes. Les régimes d'IFS observés sont d'une autre nature que ceux rencontrés dans le gréement en navigation. La manipulation permet par un système expérimental simple d'observer et de mesurer les interactions fortes entre le fluide, une structure et une surface très souple et très légère.

Les comparaisons numérique/expérience sur les lignes lumineuses montrent la capacité du code ARA-ISIS à correctement simuler le profil de la voile en mouvement. Les comparaisons sur la position des lattes pendant les oscillations confirment la capacité du code à prédire les efforts en jeux lors des interactions fluide structure sur une surface souple en mouvement.

Perspectives

Les différentes campagnes de mesure en mer sur le voilier instrumenté ont permis d'améliorer sensiblement l'instrumentation. Néanmoins, certaines améliorations peuvent aider à fiabiliser l'acquisition et la datation des données instationnaires lors de fortes accélérations. Un disque dur SSD remplace ainsi l'ancien disque dur tournant pour pallier le problème d'enregistrement rencontré lors des chocs en navigation. De plus, le système d'acquisition vidéo est amélioré à l'aide de cartes d'acquisition qui permettent d'augmenter sensiblement la fréquence des images des voiles. Ces modifications interviennent pendant la phase de rédaction et sont intégrées pour les prochaines expériences en mer.

La mesure du profil des voiles en navigation peut également être améliorée. L'extraction des paramètres des lignes à l'aide du logiciel de traitement d'image ASA a montré ses limites pendant les phases d'analyse des mesures dynamiques en tangage. L'opération manuelle de traitement des lignes de visualisation rend la mesure fastidieuse et introduit des erreurs de manipulation. L'achat du logiciel VSPARS [Le Pelley et Modral, 2008], développé à l'Université de Auckland, est envisagé

dans le cadre du projet VOILENAV. Il permettrait d'aboutir au traitement automatique des lignes, à l'utilisation complète des images des voiles prises en mer et ainsi à l'enrichissement des données de *flying shape* lors des mesures.

Les connexions filaires des capteurs d'effort limitent la mesure à des éléments subissant des déplacements modérés. Des travaux portent actuellement sur une communication par liaison radio en conservant une fréquence d'acquisition de 50Hz et cela pour permettre la mesure des points flottants (écoute de spinnaker).

Enfin, l'information vent, essentielle dans la modélisation et l'analyse du comportement dynamique du voilier, est perturbée par les mouvements de la tête de mât. La mesure des mouvements de la tête de mât à l'aide d'une centrale inertielle permet de quantifier ces perturbations. Des études de traitement du signal, qui est une compétence forte du laboratoire, sont menées actuellement dans ce but sur la décomposition modale empirique (EMD) des signaux de vent mesurés lors des précédentes manipulations.

Le montage et le démontage de l'expérience du voilier instrumenté demande un temps considérable et limite certains développements de moyen de mesure. L'obtention d'un voilier dédié à la mesure simplifierait et fiabiliserait les mesures. Il permettrait en outre de prévoir des moyens de fixation pérennes pour les différents capteurs, de fiabiliser la connectique et l'alimentation, de limiter les étapes de calibration du système vidéo et enfin d'augmenter sensiblement le nombre de campagnes en mer. Pour un investissement moindre, un gréement et des voiles dédiées à l'instrumentation représenterait des améliorations notables pour les développements futurs.

Le développement de mesures de la pression sur les voiles dans l'instrumentation est envisagé dans le cadre d'une collaboration avec le YRU de l'université de Auckland [Le Pelley *et al.*, 2012] et l'université de Newcastle [Viola et Flay, 2011b]. Les mesures de pression conduisent à augmenter le spectre des connaissances sur les phénomènes physiques en jeux sur les voiles et permettent ainsi une meilleure compréhension des écoulements en instationnaire. L'information de pression est également très intéressante dans les processus de validation de modèles numériques [Viola *et al.*, 2012, Riotte, 2012].

Les travaux sur l'instrumentation embarquée doivent conduire à la création d'une base de données comprenant les mesures sur le voilier dans différentes conditions. Cela implique le besoin d'effectuer un nombre important de manipulation en mer, en multipliant les sollicitations rencontrées. L'analyse poussée de ces mesures permet d'augmenter les connaissances sur la physique du voilier en dynamique et, de façon générale, sur les interactions fluide structure sur surface souple.

D'autre part, les outils de simulation étant déjà partiellement validés, quelques expérimentations numériques avec des sollicitations harmoniques simples sont menées pour étudier la réponse du système aéro-élastique. Ces premières investigations ouvrent un large champs exploratoire afin de mieux comprendre le comportement dynamique du système par le biais d'études paramétriques et de différentes sollicitations. Le champs des paramètres d'oscillation peut être élargi afin de délimiter le domaine d'influence de l'approche dynamique sur l'approche quasi statique. Les oscillations

en roulis ou lacet sont également des cas d'étude intéressants pour le comportement dynamique. De plus, le calcul des performances par une approche fluide visqueux avec le code ARA-ISIS peut permettre d'étudier l'influence sur les performances aérodynamiques du décollement en bord d'attaque lors du tangage.

Enfin, le fort potentiel de l'expérience de la voile oscillante peut être exploité par le biais de l'amélioration des moyens de mesure. La mesure de la géométrie complète de la voile demande le développement de techniques de mesure sophistiquées avec plusieurs caméras comme la stéréocorrélation d'image ou la photogrammétrie en dynamique. La faible expérience de l'IRENav dans ces techniques de mesure conduit naturellement à envisager de réaliser ces études en collaboration avec des laboratoires extérieurs. Par ailleurs, il est envisagé une collaboration avec le PMMH de l'ESPCI qui a mis au point une méthode de profilométrie avec une seule caméra [Cobelli *et al.*, 2009]. La mesure de l'écoulement peut être envisagé à partir de mesures PIV sur une voile réduite. Enfin, l'instrumentation de la voile pour la mesure des efforts et du couple permet d'accéder à des informations intéressantes. Les développements de cette expérience, qui peuvent conduire à étudier différentes structures et différents régimes IFS, permettent l'investigation des phénomènes physiques de l'IFS sur surface souple et la création d'une base de données générique pour la validation de codes numériques dédiés aux problèmes aéro-élastiques sur membrane souple et légère.

Annexes

ANNEXE

A

Lexique pour le voilier

English

adjustement
backstay
batten
beam reach (tack)
block
blow (to)
boom vang
bow
breeze
camber
car
case out (to)
chain plate
clew
close haul (tack)
close rich (tack)
dead run (tack)
deck
downwind
downwind
draft
easing the backstay
foot
forestay
goose neck
gybe
halyard
head
head up (to)
heading
heel
helm

Français

réglage
pataras
latte
travers (allure)
poulie
larguer
hale bas de baume
étrave
brise
cintre
chariot
choquer
cadène d'étai
point d'écoute
près serré (allure)
près (allure)
vent arrière (allure)
pont
portant (allure)
vent arrière (allure Gal)
position du creux
choqué de pataras
bordure
étai
vit de mulet
empannage
drisse
têtière
lofer
cap
gîte
barre

English	Français
in irons (tack)	bout au vent (allure)
instrumented sail boat	voilier instrumenté
jib	génois
jib sheet	écoute de génois
knot	nœud
leading edge	bord d'attaque
leech	chute (voile)
leech line	nerf de chute
leeward	sous le vent
line	bout
load	effort
luff	bord d'attaque
luff	guindant
luff (to)	faseyer
main sail	grand-voile
main sheet	écoute de grand-voile
main sheet	palan de GV
outhaul	bosse d'écoute
pitch	tangage
plane (to)	planer
puff	risée
raise (to)	hisser (une voile)
reef	ris
rig (to)	capeler
rigging	gréement
roll	roulis
rudder blade	safran
running backstay	bastaque
running rigging	gréement courant
sail	voile
sheet	écoute (bout)
sheet in (to)	border
sheeting the halyard	étarquer
shroud	hauban
spreader	barre de flèche
standing rigging	gréement dormant
tack	virement
tack	amure
tell tales	penon (faveur)
tiller	barre
traveller (main)	rail de GV
trim	assiette
twist	village
upwind	près (allure Gal)
weather helm	ardent
wind	vent
windward	au vent
yaw	lacet

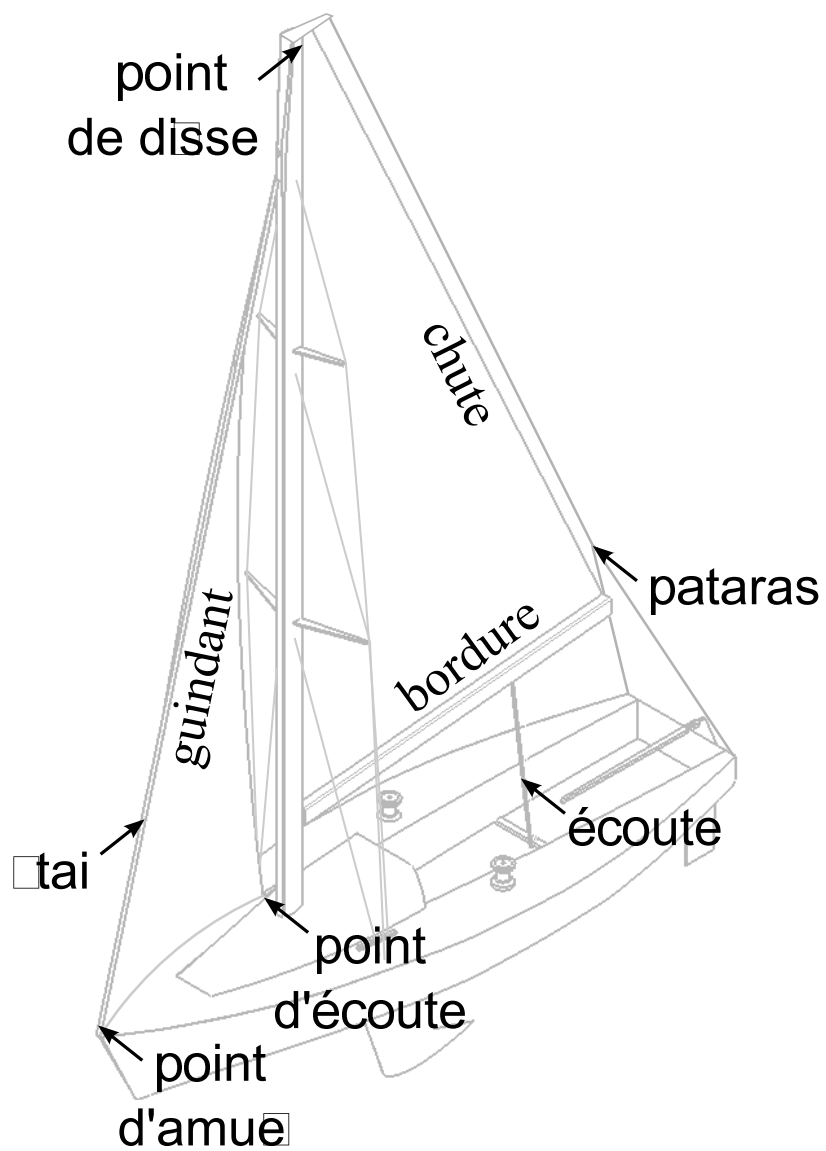


Figure A.1 – Vocabulaire pour les voiles

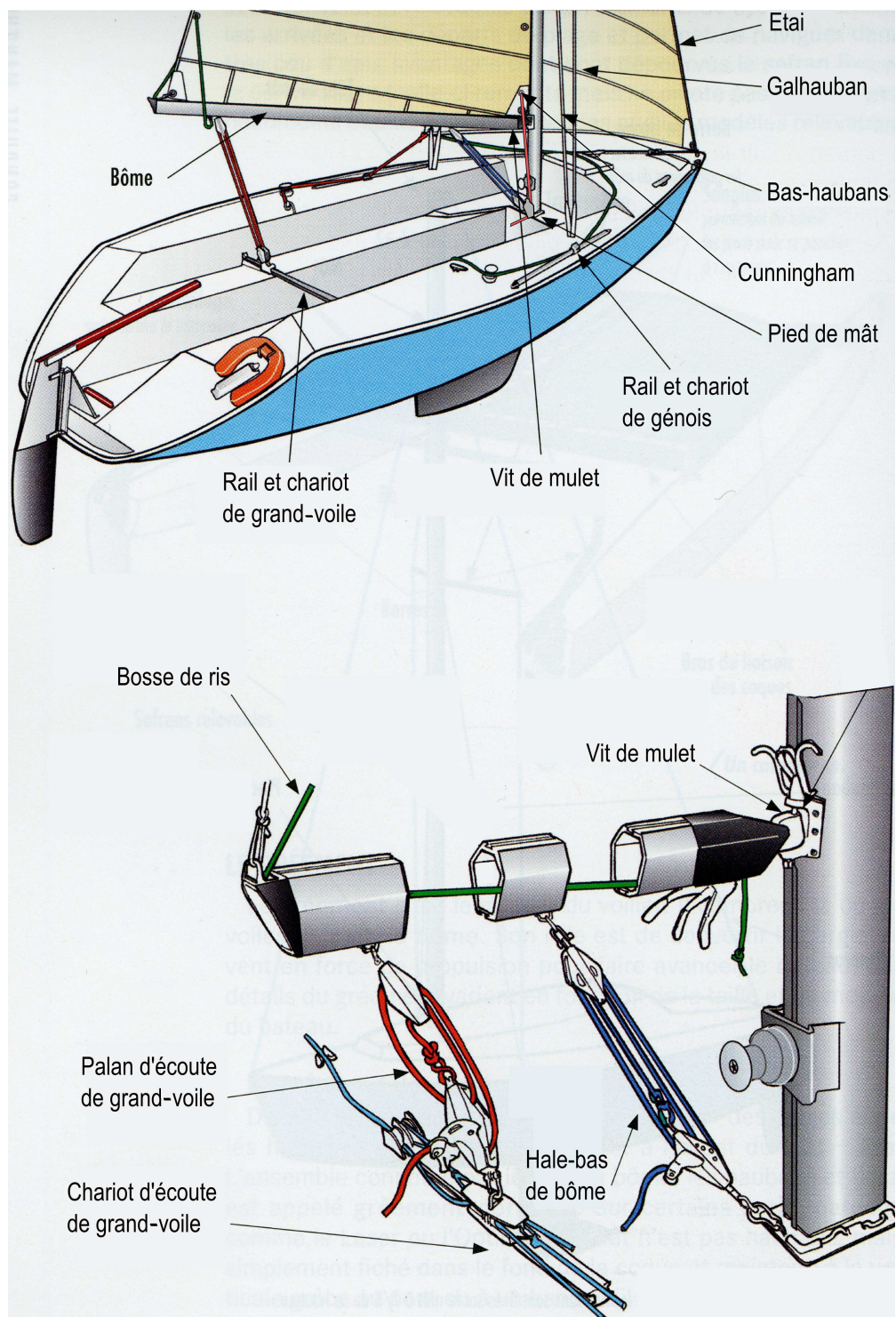


Figure A.2 – Image issue du cours des Glénans [Glénans, 2010]

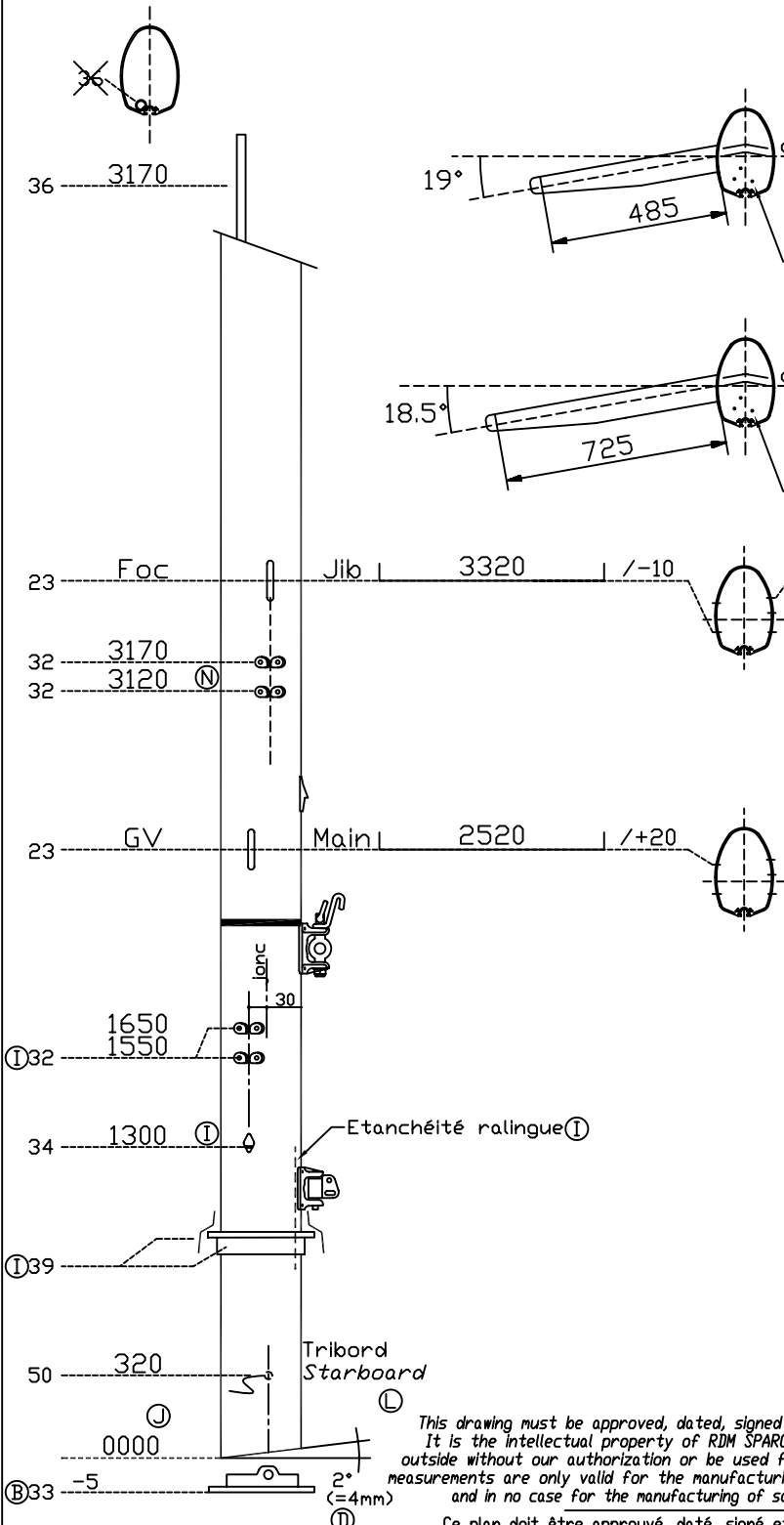
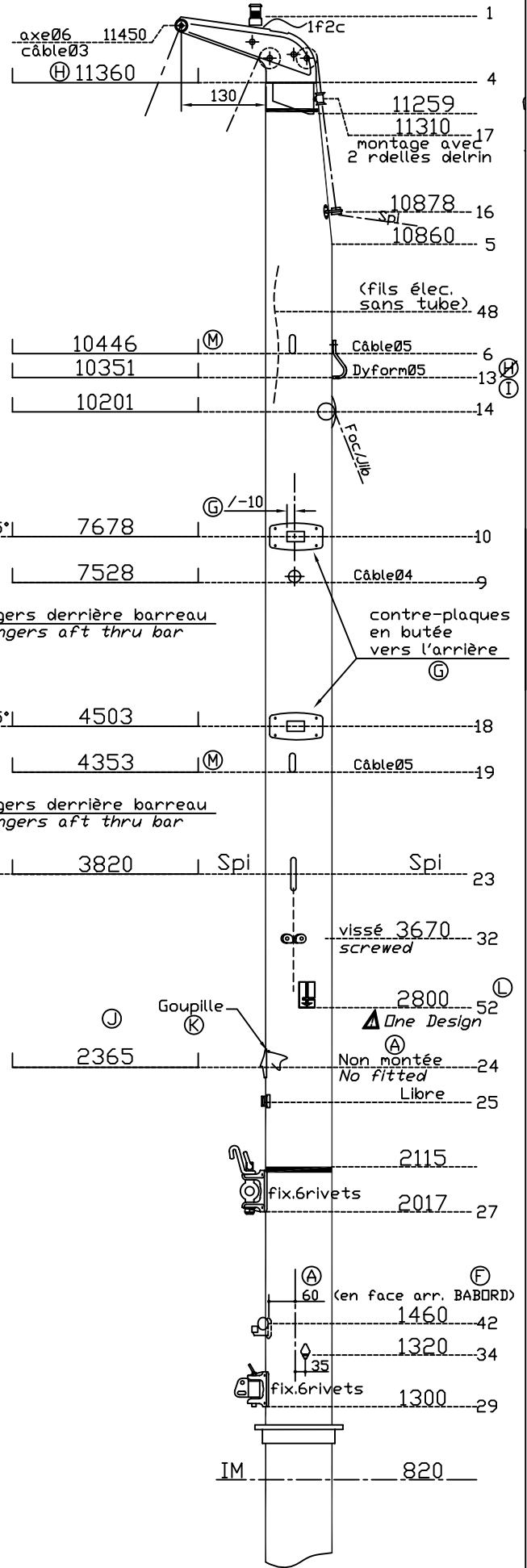
ANNEXE

B

Géométrie constructeur
du mât Sparcraft

DATE	MODIFICATION	IND
15/09/2003	maj/gd pavois	J
15/09/2003	maj/gd pavois	K
29/06/2004	rapport réunion RG	L
29/11/2004	Atelier	M
24/03/05	atliclam	N
20/10/05	MAJ/GrdPavois2005	O

PROFIL		PROTECTION ANOD. PEINT	
MAT	IMS80	X	
VISA			



This drawing must be approved, dated, signed and return prior manufacturing. It is the intellectual property of RDM SPARCRAFT. It cannot be communicated outside without our authorization or be used for other production. The indicated measurements are only valid for the manufacturing of our mast and standing rigging and in no case for the manufacturing of sails (see specific data sheets).

Ce plan doit être approuvé, daté, signé et retourné avant fabrication. Il est la propriété intellectuelle de RDM SPARCRAFT. Il ne peut être divulgué à des tiers sans notre autorisation, ni servir à d'autres fabrications. Les mesures indiquées sont valables uniquement pour notre fabrication de mât et de gréement dormant, et en aucun cas pour la confection des voiles (voir fiches techniques spécifiques).

J 80 Ch. KIRIE	Date: 30/04/99
	Dess.: C.Traineau
Ref.: 60007J80000	
SPARCRAFT ONE DESIGN	ZI de Périgny 17185 PERIGNY Tel. 0546459045 Fax. 0546453659

ANNEXE

C

Table hydrostatique du
J80 issue du logiciel
Calcoque

Caractéristiques hydrostatiques du J80			
Δ	1.4	t	déplacement
e_0	0.0072467	m	enfoncement à 0°
α_0	0.1024	deg	assiette à 0°
a_0	0.01317	m	assiette à 0°
ϕ_f	120	deg	angle d'envahissement
F_{min}	0	m	franc-bord min.
Stabilité statique			
GM_T	1.081	m	hauteur métacentrique
ϕ_e	0	deg	gîte d'équilibre sans vent
GZ_{max}	0.6937	m	bras de levier de redressement max.
ϕ_0	54	deg	angle de GZ max.
ϕ_s	120	deg	angle de chavirement statique
$GZ_{min(30-40/\phi_f)}$	0.5165	m	GZ min. de 30° à 50° ou ϕ_f
Stabilité dynamique			
A_{0-30}	0.14307	m.rad	aire de 0 à 30°
A_{0-40/ϕ_f}	0.24429	m.rad	aire de 0 à 40° ou ϕ_f
A_{30-40/ϕ_f}	0.10123	m.rad	aire de 30 à 40° ou ϕ_f
Roulis maxi			
ϕ_R	14.15	deg	angle de roulis max.
k	1		coefficient k
X1	0.8		coefficient X1
X2	0.75		coefficient X2
r	0.46803		coefficient r
s	0.1		coefficient s
T_R	1.678	sec.	période de roulis
Fardage latéral aérien			
A	7.2591	m ²	aire
X	4.1722	m	X du centre
Z	1.9748	m	Z du centre
Fardage latéral sous-marin			
A	1.5634	m ²	aire
X	4.1578	m	X du centre
Z	0.21285	m	Z du centre
Vent violent			
Z	1.762	m	bras de levier du fardage latéral
P	504	N/m ²	pression du vent
L_{W1}	0.46936	m	bras de levier du vent établi
ϕ_1	26.68	deg.	gîte d'équilibre avec vent établi
Roulis maxi et vent violent			
ϕ_{min}	12.53	deg.	gîte min.
ϕ_W	26.68	deg.	gîte d'équilibre avec vent
ϕ_{max}	50	deg.	gîte max.
A	0.027471	m.rad	aire de ϕ_{min} à ϕ_W
B	0.054923	m.rad	aire de ϕ_W à ϕ_{max}
B/A	2		rapport des aires

Table hydrostatique du J80

ϕ deg	G_Z m	θ deg	Enf. m	X_B m	Y_B m	Z_B m	Y_M m	Z_M m	A_{WP} m ²	X_F m	Y_F m	Z_F m
0	0.000	0.1	0.007	3.800	0.000	0.189	0.000	1.293	8.408	3.523	0.000	0.348
1	0.019	0.1	0.007	3.800	-0.019	0.189	0.000	1.255	8.402	3.523	-0.027	0.348
2	0.038	0.09	0.008	3.800	-0.038	0.190	0.001	1.287	8.405	3.523	-0.054	0.349
3	0.057	0.07	0.009	3.800	-0.057	0.191	0.002	1.310	8.415	3.522	-0.079	0.350
4	0.076	0.05	0.011	3.800	-0.076	0.192	-0.001	1.263	8.425	3.522	-0.104	0.352
5	0.095	0.03	0.013	3.800	-0.096	0.193	0.003	1.322	8.439	3.521	-0.127	0.353
6	0.114	0	0.015	3.800	-0.115	0.195	-0.001	1.280	8.454	3.520	-0.150	0.356
8	0.153	-0.09	0.021	3.800	-0.154	0.200	0.011	1.373	8.451	3.521	-0.192	0.361
10	0.191	-0.18	0.028	3.800	-0.193	0.206	-0.002	1.293	8.418	3.531	-0.230	0.367
12	0.228	-0.29	0.036	3.800	-0.230	0.213	-0.005	1.276	8.365	3.545	-0.262	0.373
14	0.264	-0.41	0.045	3.800	-0.267	0.222	-0.019	1.214	8.298	3.562	-0.292	0.380
16	0.300	-0.54	0.056	3.800	-0.303	0.231	0.014	1.337	8.231	3.580	-0.320	0.388
18	0.334	-0.68	0.067	3.800	-0.337	0.242	-0.049	1.132	8.160	3.602	-0.346	0.396
20	0.367	-0.82	0.079	3.799	-0.371	0.254	-0.027	1.195	8.085	3.625	-0.371	0.405
22	0.399	-0.98	0.092	3.799	-0.404	0.266	0.011	1.294	8.012	3.649	-0.394	0.414
24	0.430	-1.13	0.106	3.798	-0.435	0.279	-0.065	1.112	7.944	3.673	-0.416	0.424
26	0.460	-1.29	0.120	3.798	-0.466	0.294	-0.044	1.158	7.882	3.698	-0.438	0.435
28	0.488	-1.45	0.136	3.797	-0.495	0.309	-0.046	1.153	7.828	3.723	-0.459	0.446
30	0.517	-1.62	0.152	3.797	-0.524	0.325	-0.047	1.152	7.785	3.746	-0.480	0.458
32	0.544	-1.78	0.169	3.796	-0.553	0.342	-0.046	1.153	7.750	3.767	-0.501	0.472
34	0.570	-1.95	0.186	3.794	-0.580	0.360	-0.005	1.217	7.654	3.791	-0.516	0.483
36	0.595	-2.11	0.204	3.793	-0.606	0.377	-0.130	1.036	7.491	3.816	-0.524	0.489
38	0.616	-2.27	0.222	3.792	-0.629	0.395	-0.132	1.034	7.313	3.840	-0.530	0.494
40	0.634	-2.43	0.240	3.791	-0.650	0.412	-0.170	0.986	7.124	3.860	-0.534	0.499
42	0.649	-2.58	0.258	3.790	-0.669	0.428	-0.215	0.934	6.933	3.878	-0.538	0.504
44	0.662	-2.73	0.276	3.788	-0.686	0.444	-0.240	0.907	6.772	3.893	-0.539	0.506
46	0.673	-2.87	0.293	3.787	-0.701	0.459	-0.271	0.877	6.591	3.902	-0.542	0.509
48	0.682	-3	0.311	3.786	-0.715	0.474	-0.349	0.803	6.392	3.906	-0.546	0.514
50	0.688	-3.13	0.328	3.784	-0.727	0.488	-0.230	0.906	6.187	3.906	-0.551	0.520
52	0.692	-3.24	0.345	3.783	-0.738	0.501	-0.362	0.798	5.992	3.903	-0.556	0.526
54	0.694	-3.34	0.362	3.782	-0.748	0.514	-0.378	0.786	5.815	3.904	-0.560	0.532
56	0.693	-3.44	0.379	3.780	-0.757	0.526	-0.411	0.763	5.640	3.905	-0.565	0.538
58	0.692	-3.54	0.395	3.779	-0.764	0.538	-0.424	0.754	5.497	3.906	-0.567	0.542
60	0.689	-3.62	0.411	3.778	-0.772	0.550	-0.445	0.741	5.348	3.898	-0.571	0.546
65	0.678	-3.79	0.450	3.775	-0.788	0.580	-0.375	0.778	5.075	3.891	-0.575	0.553
70	0.676	-3.89	0.484	3.771	-0.806	0.626	-0.254	0.828	4.983	3.881	-0.565	0.530
75	0.654	-3.94	0.518	3.768	-0.817	0.658	-0.573	0.722	4.593	3.874	-0.596	0.621
80	0.608	-3.95	0.553	3.767	-0.821	0.673	-0.671	0.699	4.465	3.870	-0.599	0.638
85	0.557	-3.92	0.584	3.767	-0.822	0.687	-0.651	0.702	4.369	3.862	-0.602	0.654
90	0.500	-3.84	0.613	3.766	-0.823	0.700	-0.664	0.701	4.311	3.855	-0.603	0.670
95	0.440	-3.73	0.639	3.767	-0.823	0.714	-0.679	0.702	4.282	3.849	-0.603	0.685
100	0.376	-3.57	0.661	3.767	-0.821	0.727	-0.690	0.703	4.258	3.846	-0.601	0.700
105	0.310	-3.37	0.679	3.768	-0.818	0.740	-0.647	0.693	4.270	3.845	-0.598	0.716
110	0.243	-3.14	0.693	3.770	-0.813	0.755	-0.653	0.695	4.271	3.838	-0.595	0.726
115	0.174	-2.88	0.703	3.772	-0.807	0.769	-0.646	0.692	4.281	3.833	-0.592	0.734
120	0.105	-2.58	0.709	3.774	-0.800	0.783	0.000	0.000	4.321	3.833	-0.588	0.742

D

Calcul du moment quadratique par le théorème de Green-Rieman

Soit une section gauche définie dans le plan yz et G son centre surfacique.

Le moment quadratique de la section en G dans la direction \vec{y} peut être défini comme la somme sur la surface des z^2 :

$$I_{Gy} = \iint_S z^2 dS$$

D'après le théorème de Green-Rieman sur les intervalles curvilignes, il existe une fonction ϕ telle que :

$$I_{Gz} = \oint_S \phi d\vec{l} = \iint_S \text{rot}(\vec{\phi}) d\vec{S}$$

où $d\vec{l}$ est le vecteur directeur de la courbe en tout point, $\text{rot}(\vec{\phi})$ le rotationnel de ϕ et $d\vec{S}$ le vecteur normal à un élément infinitésimal dont la norme est égale à la surface de l'élément.

Dans le cas d'un profil 2D dont la section est contenue dans le plan yz , $\text{rot}(\vec{\phi})$ s'exprime comme :

$$\begin{aligned}\frac{\partial \phi_z}{\partial y} - \frac{\partial \phi_y}{\partial z} &= y^2 \\ \frac{\partial \phi_x}{\partial z} - \frac{\partial \phi_z}{\partial x} &= 0 \\ \frac{\partial \phi_y}{\partial x} - \frac{\partial \phi_x}{\partial y} &= 0\end{aligned}$$

On peut donc en déduire que le moment quadratique en z de la section 2D s'exprime comme

$$\begin{aligned}I_{Gz} &= \int_S y^2 dS \\ I_{Gz} &= \iint_S \left(\frac{\partial \phi_z}{\partial y} - \frac{\partial \phi_y}{\partial z} \right) dS \\ I_{Gz} &= \oint_S \phi_z dz + \phi_y dy\end{aligned}$$

On pose

$$\frac{\partial \phi_y}{\partial z} = 0$$

On a donc

$$\begin{aligned}\frac{\partial \phi_z}{\partial y} &= y^2 \\ \phi_z &= \frac{-y^3}{3} \\ I_{Gz} &= \oint_S \frac{-y^3}{3} dz\end{aligned}$$

Considérons maintenant le profil par une suite de segments fermée. On cherche la contribution d'un des segments. On considère deux points $A(y_A, z_A)$ et $B(y_B, z_B)$, extrémités de ce segment de profil et on définit a le coefficient directeur et b l'ordonnée à l'origine du segment défini comme :

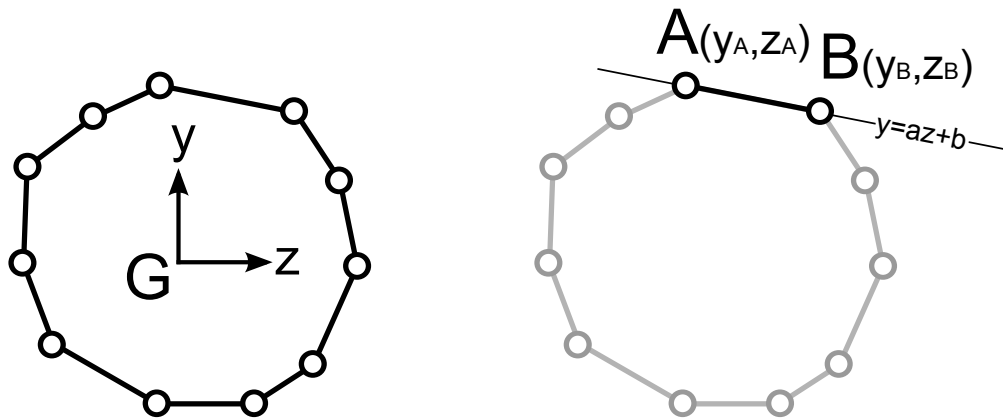


Figure D.1 – Section gauche et contribution du segment AB

$$a = \frac{y_A - y_B}{z_A - z_B}$$

$$b = y_A - a \cdot z_A$$

Dans le cas du segment AB, on peut exprimer y comme l'interpolation linéaire de z . Ainsi y devient :

$$y = y_A + a(z - z_A)$$

La contribution au moment quadratique I_{Gz} du segment AB s'écrit comme :

$$I_{ABz} = \int_{AB} \frac{-y^3}{3} dz$$

$$I_{ABz} = \frac{-1}{3} \int_{AB} (y_A + a(z - z_A))^3 dz$$

$$I_{ABz} = \frac{-1}{3} \int_{AB} (az + b)^3 dz$$

$$I_{ABz} = \frac{-1}{3} \int_{AB} b^3 + 3ab^2z + 3a^2bz^2 + a^3z^3 dz$$

$$I_{ABz} = \left[-\frac{b^3}{3}z - \frac{ab^2}{2}z^2 - \frac{a^2b}{3}z^3 - \frac{a^3}{12}z^4 \right]_A^B$$

On définit alors le polynôme $P(z)$, qui permet de calculer la contribution du moment quadratique en z du segment AB , comme :

$$P = a_1 z + a_2 z^2 + a_3 z^3 + a_4 z^4$$

avec

$$a_1 = -b^3/3$$

$$a_2 = -a b^2/2$$

$$a_3 = -a^2 b/3$$

$$a_4 = -a^3/12$$

Le moment quadratique I_{ABz} peut être approché comme étant la somme des contributions P_i de l'ensemble n des segments $M_i M_{i+1}$.

$$I_{ABz} = \sum_{i=1}^n P_i$$

avec $n \rightarrow \infty$

E

Support de fixation de l'anémomètre

La fixation de l'anémomètre en tête de mât fait l'objet d'un stage de conception mécanique au sein de l'IRENav. Les contraintes techniques sont :

- maintient en position de la girouette
- montage non destructif sur la tête de mât
- montage et démontage facile
- alignement de l'axe de la girouette avec la ligne de foi
- inclinaison de la girouette en fonction de la quète du mât
- usinage simple et rapide avec les matériaux à disposition
- montage de 2 caméras sur le support

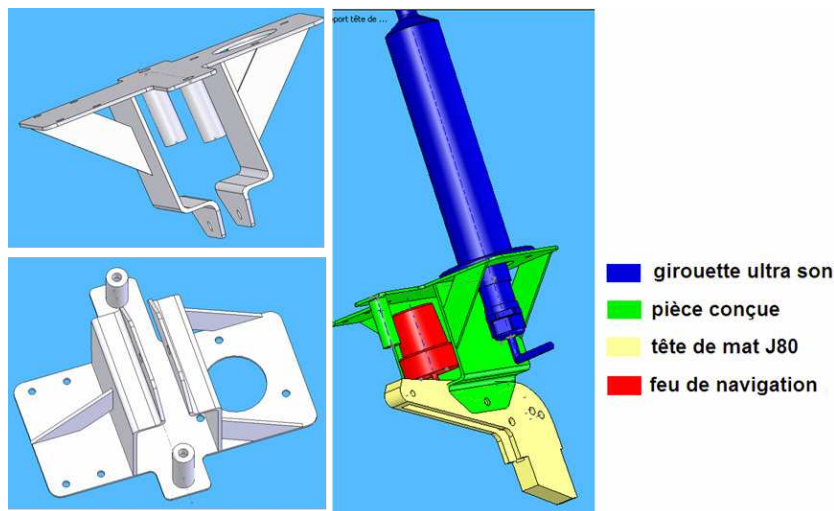


Figure E.1 – Dessin de conception du support du WindMaster.

Un support en Inox présenté sur la figure E.1 est réalisé pour remplir le cahier des charges préalablement exposé. Il remplit les objectifs fixés au niveau fonctionnel mais la mise en place du WindMaster avec son support et son utilisation en mer montrent que cette solution souffre d'un manque de rigidité. En effet, la simple observation du capteur en navigation et des enregistrements du vent indiquent une souplesse du support qui créent des mouvements parasites (et perturbent la

mesure). Les câbles d'alimentation et de sortie série courent le long du mât jusqu'au PC embarqué situé dans le cockpit. Ils sont scotchés le long du mât pour éviter toutes dégradations pendant les manipulations des drisses en navigation.

La tête de mât est modifiée sur le nouveau gréement du J80, ce qui permet de corriger les défauts du premier dessin de conception. Un support en aluminium plus rigide et plus simple, en contact plan sur la partie supérieur de la tête de mât sera utilisé pour les prochaines mesures en mer.

F

Calcul des attitudes à partir des mesures de la centrale inertielle MTi

La centrale inertielle MTi de Xsens est composée de 3 accéléromètres, 3 gyromètres et 3 magnétomètres, ainsi que d'un calculateur permettant de reconstruire à partir de ces données les attitudes de la centrale.

Les données calculées ne donnant pas satisfaction, une méthode de calcul des attitudes est développée à partir des mesures brutes de la centrale.

L'algorithme présenté ici est un algorithme de post-traitement qui tend à remplacer l'algorithme temps réel utilisé d'origine avec la centrale MTi lors du traitement des attitudes. Il doit permettre d'avoir une meilleure précision sur les attitudes et de centrer l'erreur dans le temps.

Dans cet algorithme l'horizontalité est définie grâce aux accéléromètres : les accéléromètres mesurent en effet la gravité + un bruit de mesures, le bruit provenant des accélérations. Les magnétomètres sont ensuite utilisés pour corriger le cap. Les possibles variations de l'environnement magnétique des mesures conduisent à ne pas utiliser les magnétomètres pour corriger la dérive de l'intégration des gyromètres. Dans cet algorithme, de telles perturbations ne modifient ainsi que le cap calculé.

Filtre numérique du premier-ordre et filtre "aller-retour"

Un post-traitement est utilisé pour ces données. Le post traitement est plus précis que le traitement temps-réel car il permet d'avoir une erreur centrée sur le temps. Pour cela, un filtre numérique simple dit filtre "aller-retour". est utilisé.

soit F_c la fréquence de coupure, et T_c le temps de coupure en secondes tel que $T_c = 1/F_c$ du filtre du premier ordre défini par :

$$X_t^1 = X_{t-\Delta t}^1 a + X_t \cdot b \quad (\text{F.1})$$

avec

$$a = e^{-2\pi \frac{\Delta t}{T_c}}$$

$$b = 1 - a$$

le filtrage dit "aller-retour" est défini comme un deuxième filtrage du résultat du filtre du premier ordre mais cette fois dans les temps négatifs.

$$X_t^2 = X_{t+\Delta t}^2 a + X_t^1 \cdot b \quad (\text{F.2})$$

Les diagrammes de Bode de ces deux filtres sont présentés sur la Figure F.1, réalisé par expérience numériques, en faisant varier Δt de manière à avoir un nombre suffisant de 1000 pas de temps par période.

Les diagrammes de Bode permet de conclure que :

- Le filtre aller-retour est bien un filtre de second ordre (-20dB/decade)
- Le T_c correspond à un gain de -6dB pour le filtre aller-retour
- Le filtre est bien centré : il n'y a aucun déphasage quelque soit la fréquence. Cette propriété est très intéressante en post-traitement

Ce filtre est donc utilisé en post-traitement comme filtre de base passe-bas.

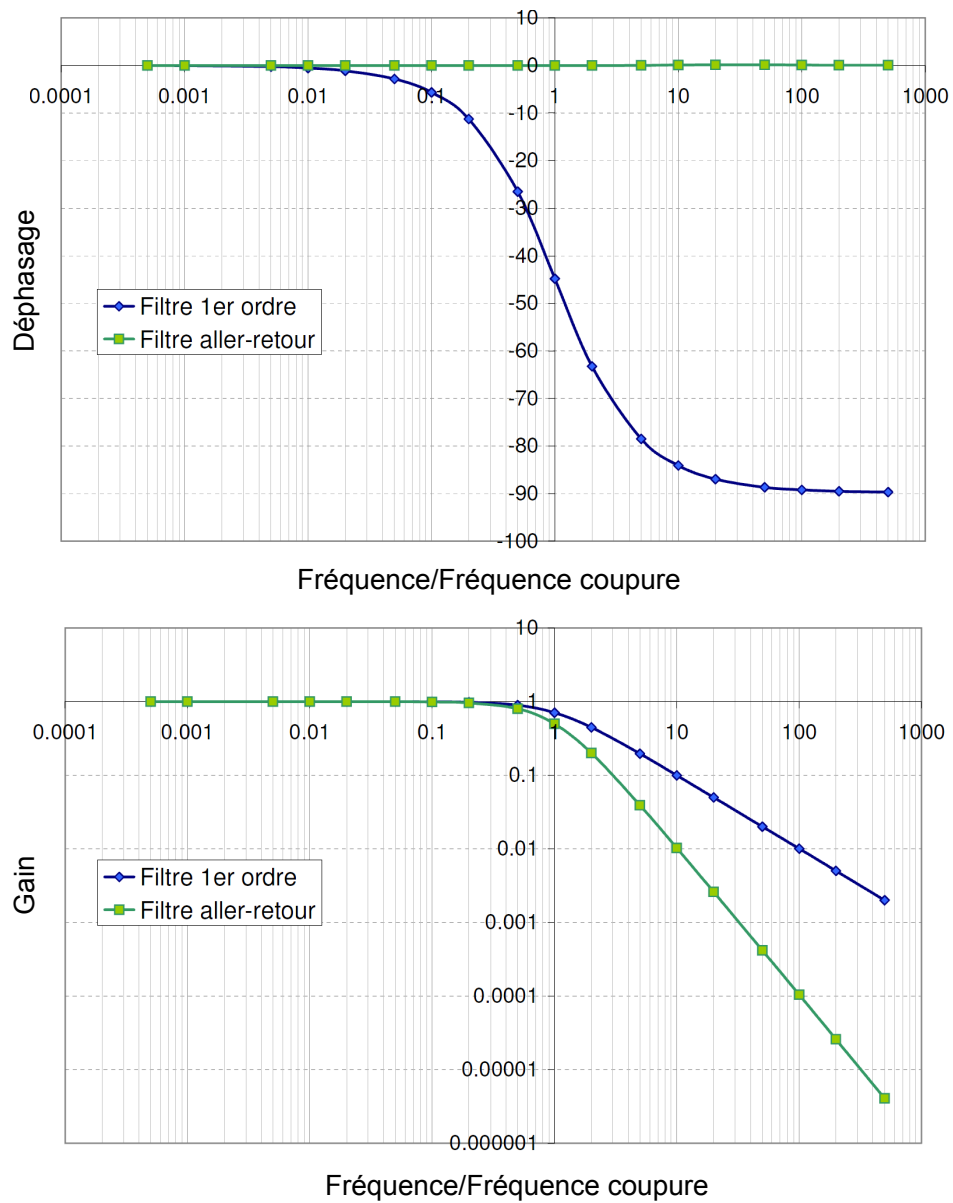


Figure F.1 – Diagrammes de Bodes d'un filtre numérique de premier ordre et d'un filtre "aller-retour"

Algorithme de calcul des attitudes

Cet algorithme calcul les attitudes sous forme d'un quaternion d'attitude, qui est un outil mathématique équivalent à une matrice de passage formée des vecteurs \vec{x} , \vec{y} et \vec{z} .

$$Q_{\vec{x}\vec{y}\vec{z}} \Leftrightarrow [\vec{x} \ \vec{y} \ \vec{z}]^t$$

nomenclature

- \vec{g} : mesure des gyromètres
 \vec{m} : mesure des magnétomètres
 \vec{a} : mesure des accéléromètres
 \vec{a}_u : vecteur unitaire de la mesure des accéléromètres

Corrections des capteurs

les capteurs ont un biais qui évolue dans le temps et en fonction de la température. L'évolution du biais en fonction de la température est corrigée.

Les capteurs peuvent aussi avoir des défauts d'alignement. Une matrice de paramétrage est utilisée pour corriger éventuellement le repère, le gain et les défauts d'alignement. Dans le cas idéal, où en l'absence de mesures cette matrice est la matrice identité.

$$data = [M]_{3 \times 3} (mesure - biais) \quad (F.3)$$

Intégration des gyromètres, correction de l'horizontalité et du cap

vecteur rotation instantané complet

remarque : les indices de temps ne sont pas notés dans cette section.

Les gyromètres mesurent le vecteur rotation instantané.

$$\vec{w} = \vec{g} \Delta t$$

La correction est donnée par le vecteur rotation entre le vecteur \vec{z} du quaternion et le vecteur accélération \vec{a} .

Le temps de filtrage T_1 permet d'obtenir le coefficient b_1 pour la correction de l'horizontalité et le temps T_2 , le coefficient b_2 pour la correction du cap.

En linéarisant, l'angle de correction de l'horizontalité est calculé comme le produit vectoriel du vecteur vertical \vec{z} avec le vecteur accélération mesuré par les accéléromètres \vec{a} adimensionnalisés \vec{a}_u :

$$\vec{c}_1 = \vec{z} \otimes \vec{a}_u$$

L'angle de correction du cap linéarisé est la projection du vecteur champ magnétique \vec{m} sur le plan \vec{x} et \vec{y} :

$$\vec{c}_2 = \vec{z} \frac{\vec{m} \cdot \vec{y}}{\vec{m} \cdot \vec{x}}$$

Ainsi la correction à apporter au quaternion deviens :

$$\vec{c} = b_1 \vec{c}_1 + b_2 \vec{c}_2$$

le vecteur rotation instantané complet du quaternion est alors :

$$\vec{r} = \vec{w} + \vec{c}$$

Intégration du vecteur rotation

Parmi les différentes formulations qui permettent d'ajouter une rotation instantanée à un quaternion Q , la suivante est retenue :

$$Q_t = Q_{t-\Delta t} + \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 0 & -R_x & -R_y & -R_z \\ R_x & 0 & R_z & -R_y \\ R_y & -R_z & 0 & R_x \\ R_z & R_y & -R_x & 0 \end{bmatrix} Q_{t-\Delta t}$$

Sens retour

puis l'étape 2 est répétée dans le sens du temps négatif avec :

$$\overleftarrow{w} = -\vec{g}\Delta t$$

$$Q_t = Q_{t+\Delta t} + \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 0 & -R_x & -R_y & -R_z \\ R_x & 0 & R_z & -R_y \\ R_y & -R_z & 0 & R_x \\ R_z & R_y & -R_x & 0 \end{bmatrix} Q_{t+\Delta t}$$

Correction par boucle itérative

La répétition itérative de la procédure d'intégration du quaternion permet de corriger le quaternion initial ainsi que le biais moyen des gyromètres.

Correction du quaternion initial

L'initialisation de l'attitude est importante : en effet une mauvaise initialisation va influencer les attitudes pendant un temps d'environ $2 \times T_c$.

Le quaternion initial est défini à partir du repère formé par, le \vec{z} , qui est dans le sens du vecteur accéléromètre et le \vec{x} dans la direction des magnétomètres \vec{m} .

$$\begin{aligned}\vec{z} &= \vec{a}_u \\ \vec{y} &= \frac{\vec{z} \otimes \vec{m}}{\|\vec{z} \otimes \vec{m}\|} \Leftrightarrow Q_{\vec{0}}^1 \\ \vec{x} &= \vec{y} \otimes \vec{z}\end{aligned}$$

et on définit $Q_{\vec{0}}^1$, le quaternion final de l'itération 1, c'est à dire au temps $i = 0$ mais après le calcul aller et retour.

La boucle de correction aller-retour corrige en première approximation la moitié de l'erreur de l'attitude initiale, aussi le quaternion initial de la boucle itérative $k + 1$ devient :

$$Q_{\vec{0}}^{k+1} = Q_{\vec{0}}^k \oplus (Q_{\vec{0}}^k \ominus Q_{\vec{0}}^k)$$

En définissant la somme de quaternion $Q = Q1 \oplus Q2$ par :

$$\begin{aligned}Q_w &= Q1_w Q2_w - Q1_x Q2_x - Q1_y Q2_y - Q1_z Q2_z \\ Q_x &= Q1_w Q2_x + Q1_x Q2_w + Q1_z Q2_y - Q1_y Q2_z \\ Q_y &= Q1_w Q2_y + Q1_y Q2_w + Q1_x Q2_z - Q1_z Q2_x \\ Q_z &= Q1_w Q2_z + Q1_z Q2_w + Q1_y Q2_x - Q1_x Q2_y\end{aligned}$$

et la soustraction de quaternion $Q = Q1 \ominus Q2$ par :

$$\begin{aligned}Q_w &= Q1_w Q2_w + Q1_x Q2_x + Q1_y Q2_y + Q1_z Q2_z \\ Q_x &= -Q1_w Q2_x + Q1_x Q2_w - Q1_z Q2_y + Q1_y Q2_z \\ Q_y &= -Q1_w Q2_y + Q1_y Q2_w - Q1_x Q2_z + Q1_z Q2_x \\ Q_z &= -Q1_w Q2_z + Q1_z Q2_w - Q1_y Q2_x + Q1_x Q2_y\end{aligned}$$

Correction du biais des gyromètres

Chaque boucle itérative permet de plus de calculer le biais moyen des gyromètres. En effet si l'erreur des gyromètres est centrées, la correction doit être elle aussi centrée. Cela revient à moyennner les corrections apportées sur l'intervalle de temps $1 = n$:

$$\Delta bias_{gyro} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \vec{c}_i - \overleftarrow{c}_i$$

Architecture générale

L'architecture générale de l'algorithme est présentée dans la Figure F.2. Le calcul des attitudes est réalisé itérativement jusqu'à convergence, déterminée sur un critère de correction du biais des gyromètres :

$$\|\Delta bias_{gyro}\| < \varepsilon$$

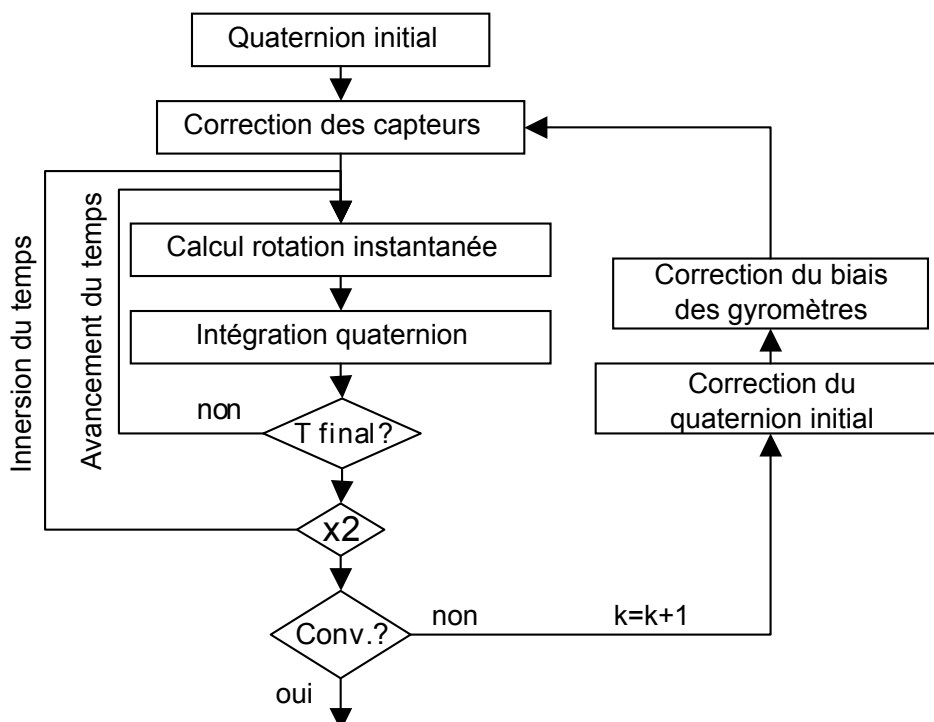


Figure F.2 – Algorithme du calcul des attitudes

Exemple

La Figure F.3 présente les attitudes issues de la routine Xsens et les attitudes calculées en post-traitement avec l'algorithme développé sur la base du filtre "aller-retour". La méthode A/R corrige la dérive du signal d'angle de gîte et de cap. Elle permet également de recentrer l'erreur de l'assiette autour de 0, ce qui implique un offset entre les deux signaux. Enfin, les variations de cap surestimées par les fluctuations magnétiques sont corrigées.

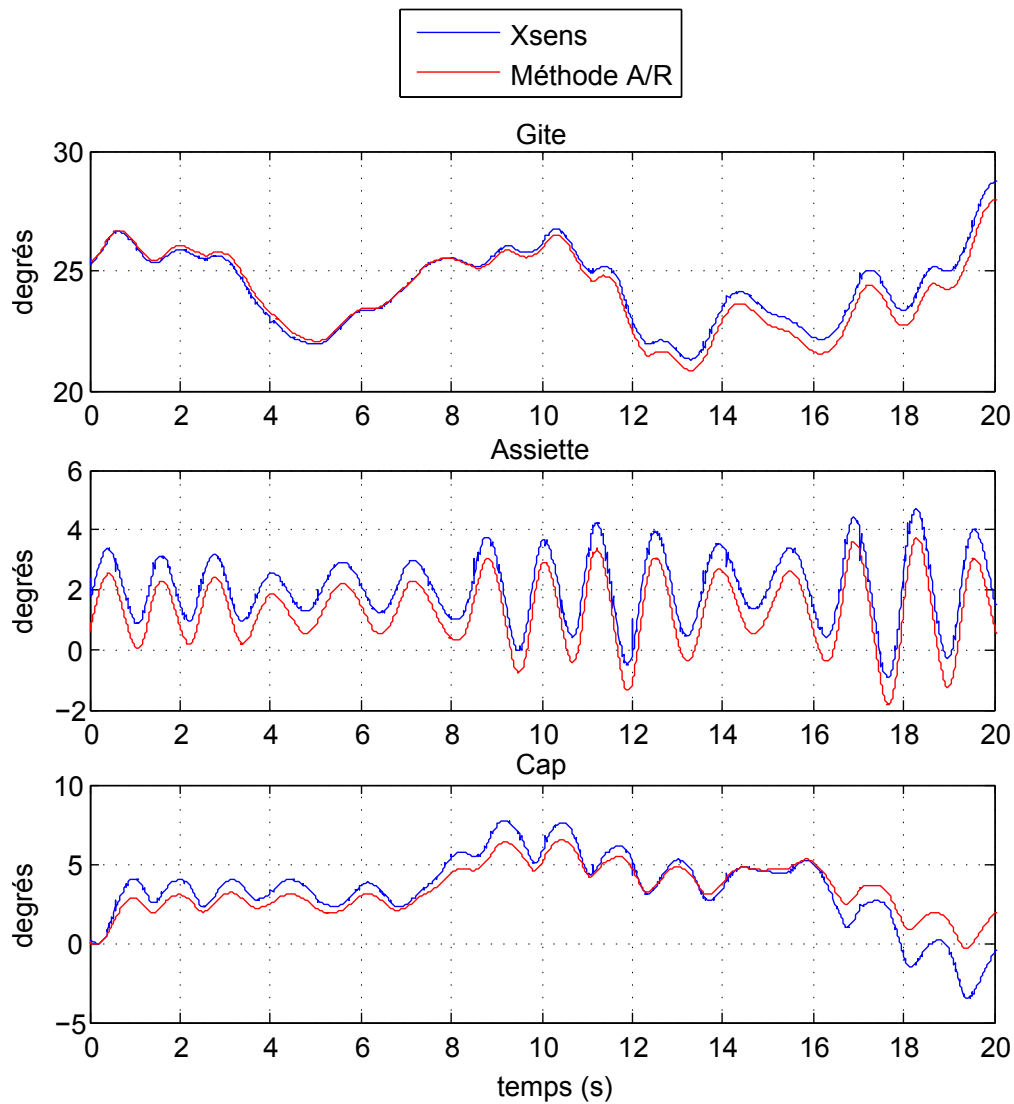


Figure F.3 – Comparaison des attitudes calculées par la routine Xsens et calculée par l'algorithme en utilisant les données brutes de la centrale inertielle.

Caractérisation du tissu Nylon

Le comportement mécanique des tissus a une influence sensible sur les déformations mais également les déplacements d'une surface souple. La caractérisation des tissus qui constituent les voiles utilisées pendant les essais est ainsi un point important. Les caractéristiques mécaniques fournies par le constructeur sont généralement non complètes et vagues. Le tissu est ainsi fréquemment défini par sa seule masse surfacique, sa charge à la rupture dans la direction de la chaîne et de la trame. Ces valeurs peuvent varier entre différents lots d'un même tissu et peuvent être affectées par les colorants appliqués. Afin de caractériser de façon précise la matrice de comportement des tissus utilisés, des essais de traction sur des bandes de tissu sont effectués avec Guilhem Bles au LBMS-MMA de l'ENSTA Bretagne. La procédure expérimentale de ces essais et les modèles utilisés sont décrits plus précisément dans [Bles *et al.*, 2009].

Moyen expérimentaux

Les essais sont effectués au laboratoire LBMS-MMA de l'ENSTA Bretagne sur la machine de traction unidirectionnelle. Les mors de traction utilisés sont adaptés aux essais sur tissu (ils sont prêtés par l'IFREMER). Ils sont illustrés sur la Figure G.1. Ils sont caractérisés par un pincement linéique de l'éprouvette entre deux rouleaux. L'utilisation de mors classiques à dents est rapidement écartée devant la non uniformité de la contrainte qu'ils suscitent dans le tissu. L'éprouvette est une bande de 50mm de large de tissu nylon de $50\text{g}\cdot\text{m}^{-2}$ utilisé pour la confection de spinnakers. Les données constructeurs fournies pour ce tissu sont disponibles dans le tableau G.1. Les éprouvettes ont une longueur de 500mm. Après enroulement autour des rouleaux des mors dédiés et pincement, la longueur de l'éprouvette est réduite à une longueur L_{tot} d'environ 400mm (Figure G.1). L'éprouvette est mise en pré-tension pour s'assurer de l'uniformité de la contrainte et de la solidité du montage. Une membrane de caoutchouc est placée entre le cylindre principal et le tissu pour éviter le glissement de ce dernier sur le mors.

Les essais de traction sont commandés en tension. L'éprouvette est maintenue entre les deux

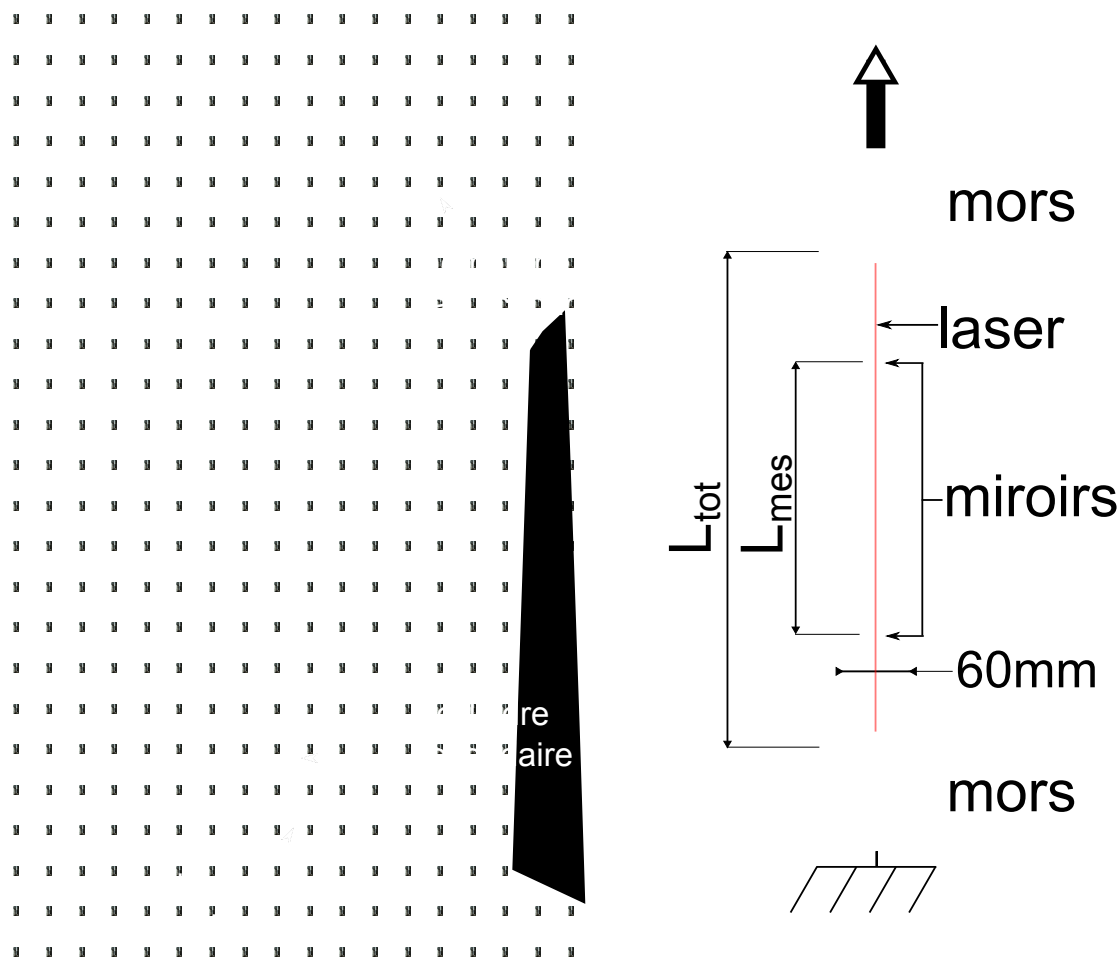


Figure G.1 – Photographie et schéma de l'essai de traction sur les tissus effectué au LBMS-MMA. La photographie illustre un essai de traction dans le biais. On remarque la striction de l'éprouvette dans le détail.

paramètres du tissu	
dénomination	32CHS
matériau	Nylon
résistance chaîne	520N
résistance trame	490N
masse surfacique	50g.m ⁻²
largeur éprouvette	50mm

Tableau G.1 – Caractéristiques constructeur du tissu Nylon pour spinnakers fournies par Dimension Polyant et géométrie de l'éprouvette pour les essais de traction

mors sur le banc de traction. Le mors du bas est fixe. La tension est appliquée à l'éprouvette par le déplacement du mors supérieur. Le banc est équipé de jauges de contrainte pour la mesure des efforts appliqués.

La mesure de la déformation est effectuée via un matériel extérieur. Deux surfaces réfléchissantes,

ou miroirs, sont collées sur l'éprouvette entre les mors à une distance L_{mes} d'environ 200mm (Figure G.1). Un balayage laser est émis de sorte qu'il rencontre les deux miroirs. La réflexion du faisceau laser permet la mesure. Ce système de visée laser permet de mesurer l'allongement entre les miroirs. L'allongement relatif ϵ est déterminé à partir de l'écartement des miroirs après pré-tension L_{mes0} . Il est calculé comme :

$$\epsilon = 100 \frac{L_{mes} - L_{mes0}}{L_{mes0}}$$

Charge à la rupture

Des essais jusqu'à la rupture sont effectués dans les trois directions chaîne, trame, biais. Ils permettent de vérifier les données constructeurs et de parcourir les domaines élastiques et plastiques du matériau. Le critère de validation des mors pour les essais de charge à la rupture est que la rupture doit avoir lieu entre les miroirs. Ce critère assure que le système de pincement ne génère pas de déséquilibre de contrainte qui avancerait la rupture. La Figure G.2 présente des courbes d'allongement des éprouvettes en fonction de l'effort jusqu'à la rupture dans les trois directions de chaîne, trame et biais (45°).

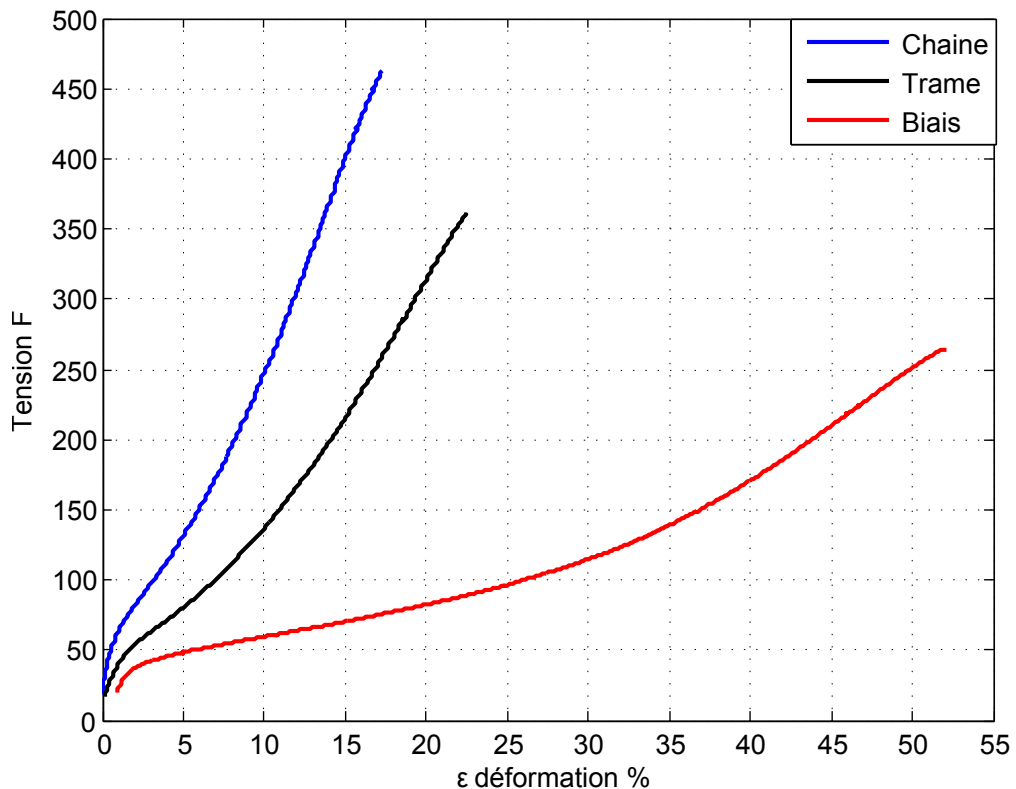


Figure G.2 – Courbes d'allongement jusqu'à la charge à la rupture issues des essais de traction sur le tissu Nylon 32CHS de Dimension Polyant dans les trois directions chaîne, trame et biais

Charge à la rupture		
direction	code	Fmax (N)
chaîne	C4	462
chaîne	C7	349
trame	T4	390
trame	T6	360
biais	B1	273
biais	B5	263

Tableau G.2 – Charges à la rupture obtenues dans les directions chaîne, trame et biais

Les essais de rupture illustrent le caractère anisotrope du matériau. Le comportement mécanique et la charge à la rupture diffèrent sensiblement selon la direction de traction, ce qui est caractéristique d'un matériau tissé. L'allongement est très important, avec des déformations de 17% pour la chaîne, 23% pour la trame et 52% pour le biais. La traction dans le biais fait apparaître une striction de l'éprouvette importante, illustrée Figure G.1. Dans cette direction, l'embuage et le traitement (résine) jouent un rôle prédominant dans le comportement du tissu. Il est intéressant de remarquer que les déformations dans le biais sont rapidement très importantes pour des efforts relativement faibles. L'orientation d'un tissu Nylon lors de la confection d'un spinnaker, plus que pour tout autre tissu, est essentielle pour garantir le volume de conception de la voile. En effet des déformations de l'ordre de 2% peuvent changer radicalement la forme et donc les performances d'une voile.

Les charges à la rupture mesurées pour tous les essais validés sont présentées dans le tableau G.2.

Le nombre d'essais n'est pas suffisant pour faire une moyenne sur les charges à la rupture obtenues. La dispersion des résultats peut être expliquée par le fait que les éprouvettes sont coupées manuellement. Cela induit une imprécision de l'ordre de 0.2mm sur la largeur des éprouvettes et les coups de ciseaux peuvent créer des amorces de rupture. Dans la direction de trame et de biais, les écarts des valeurs obtenus sont faibles. On peut raisonnablement penser que la charge à la rupture dans la trame est autour de 370N et de 270N dans le biais. Les mesures montrent que, dans les trois directions, les caractéristiques constructeurs surestiment largement la charge à la rupture.

Matrice de comportement

L'utilisation de matrices de comportement permet de modéliser les tissus par leur comportement mesurable, i.e. par des essais de traction. Dans le cas linéaire (déformation <1%), la matrice de comportement $[C]_{3 \times 3}$ est symétrique.

Une hypothèse sur la conception du tissu est faite pour obtenir une matrice de comportement réaliste à partir des essais de traction dans les trois directions 0°, 90° et 45° (respectivement chaîne, trame, biais). Cette hypothèse consiste à considérer le tissu formé d'un réseau de fil à 0°, un réseau de fil à 90° et un film homogène de coefficient de poisson $\nu=0.3$ pour simuler l'embuage. Ainsi, la

matrice de comportement peut se décomposer en :

$$[C] = a \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ & 0 & 0 \\ s. & & 0 \end{bmatrix} + b \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ & 1 & 0 \\ s. & & 0 \end{bmatrix} + c \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ & 1 & 0 \\ s. & & (1-\nu)/2 \end{bmatrix} \quad (\text{G.1})$$

dont les inconnues sont les coefficients a , b et c .

Le principe de résolution fondé sur une méthode de Newton [Durand, 2012] consiste à déterminer le vecteur effort $\vec{F}(a, b, c)$ prévu pour les différents angles de traction (classiquement : 0° , 45° et 90°). Ainsi, à partir d'une estimation initiale de ces coefficients, les coefficients sont calculés en minimisant l'erreur $E(a, b, c) = \|\vec{F}_{mesure} - \vec{F}(a, b, c)\|$. La matrice de raideur du tissu $[C]$ est alors déterminée, à partir de ces 3 coefficients.

Ainsi à partir des données issues des essais de traction, on peut extraire la force pour 1% de déformation dans les trois directions (Tableau G.3).

Sens	angle	déformation[%]	déplacement [m]	force [N]
Chaine	0°	1	$4.064 \cdot 10^{-3}$	41.4
Biais	45°	1	$4.064 \cdot 10^{-3}$	16.9
Trame	90°	1	$4.064 \cdot 10^{-3}$	28.5

Tableau G.3 – Résultats des essais en traction sur des éprouvettes de Nylon dans les 3 directions

Les coefficients de la matrice de comportement sont déduits des résultats de traction du tableau G.3 à l'aide de la méthode décrite précédemment. On obtient :

$$[C] = \begin{bmatrix} 8.34 \cdot 10^4 & 1.06 \cdot 10^4 & 0 \\ 1.06 \cdot 10^4 & 5.74 \cdot 10^4 & 0 \\ 0 & 0 & 1.06 \cdot 10^4 \end{bmatrix} \quad (\text{G.2})$$

Comportement visco-élastique

Les essais sur les tissus Nylon font apparaître un comportement dynamique du tissu en traction, qualifié de comportement visco-élastique. Dans les simulations sur les surfaces souples, dont la dynamique est importante, la notion d'énergie est primordiale : il est nécessaire de simuler correctement son transfert ou son amortissement au risque de modifier de manière importante les efforts.

Afin de simuler l'ensemble des comportements visco-élastiques des matériaux, il est d'usage d'utiliser une combinaison de deux modèles rhéologiques de base, qui sont schématisés en une dimension dans la Figure G.3 :

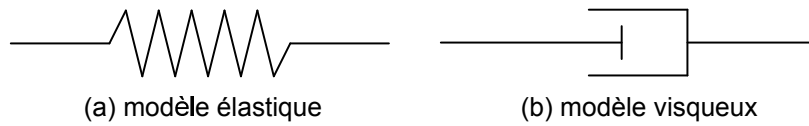


Figure G.3 – Modèles rhéologiques élastiques (a) et visqueux (b)

Modélisation numérique et introduction des paramètres dynamiques

L'utilisation du modèle dynamique nécessite l'identification de 12 paramètres supplémentaires, en plus des 6 paramètres de la matrice de raideur du tissu dans le cas d'un comportement linéaire. On modélise le comportement visco-élastique du tissu à l'aide d'un modèle rhéologique de Zener, illustré Figure G.4. Pour plus de détails sur le développement du modèle de comportement visco-élastique, le lecteur se référera à la thèse de Durand [Durand, 2012].

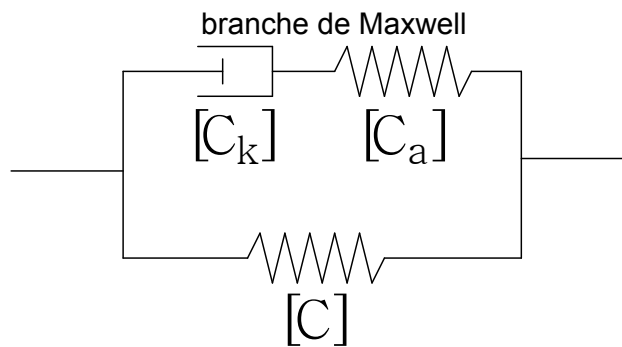


Figure G.4 – Modèle rhéologique de Zener

Pour le cas des membranes, on définit :

- $[C]$: la matrice de comportement du tissu en statique
- $[C_k]$: la raideur de la partie ressort de la branche de Maxwell
- $[C_a]$: la raideur de la partie amortisseur de la branche de Maxwell

Afin de faciliter l'utilisation de ce modèle nous proposons d'introduire les paramètres τ_r et ξ .

- τ_r : temps de relaxation en secondes
c'est un temps proportionnel au temps que met le tissu à reprendre sa raideur statique
- ξ : rapport de raideur dynamique *adimensionnel*
c'est le rapport de la raideur additionnelle en dynamique, par rapport à la raideur statique.

On définit ainsi les relations :

$$[C_k] = \xi [C] \quad (\text{G.3})$$

$$[C_a] = \xi \tau_r [C] \quad (\text{G.4})$$

Identification des coefficients

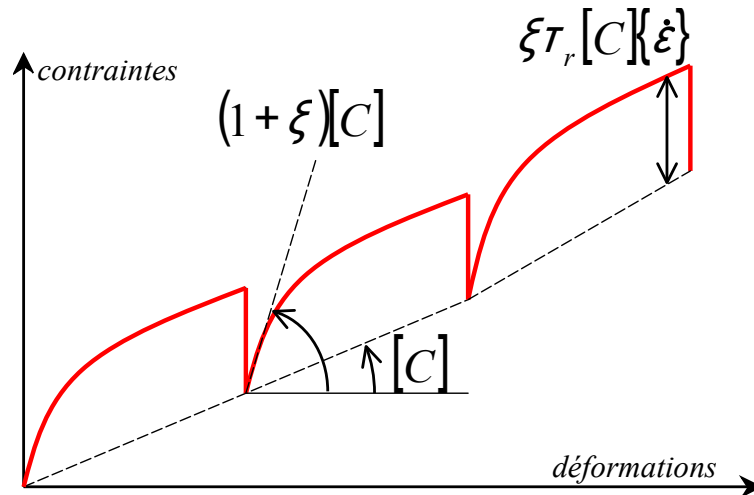


Figure G.5 – Courbe théorique de résultats d'essai de traction avec relaxations : identification des paramètres dynamiques

Pour identifier les coefficients, une courbe de résultats d'essai en traction avec relaxation est utilisée. Sur la Figure G.5, trois relaxations successives sont réalisées.

Le coefficient directeur du segment passant par deux points après relaxation, permet de déterminer la raideur $[C]$. Lors d'un redémarrage, considéré comme suffisamment rapide, seule la partie élastique de la branche de Maxwell participe aux efforts, la tangente correspond donc à $(1 + \xi) [C]$. Ensuite, si la traction se fait à vitesse constante, seule la partie visqueuse de la branche va participer aux contraintes. La connaissance de $\{\dot{\varepsilon}\}$ permet alors de déterminer le coefficient τ_r .

Identification des paramètres dynamiques à partir des essais

Afin de caractériser les comportements élastiques et visco-élasto-plastique du matériau, seul un essai de fluage (présenté Figure G.6) avec palier en tension court (fluage sur quelques minutes) est analysé pour déterminer les coefficients dynamiques.

La Figure G.6 illustre un essai de traction sur une éprouvette en Nylon dans le sens de chaîne. L'essai est commandé en tension. La manipulation consiste à faire monter en tension par palier

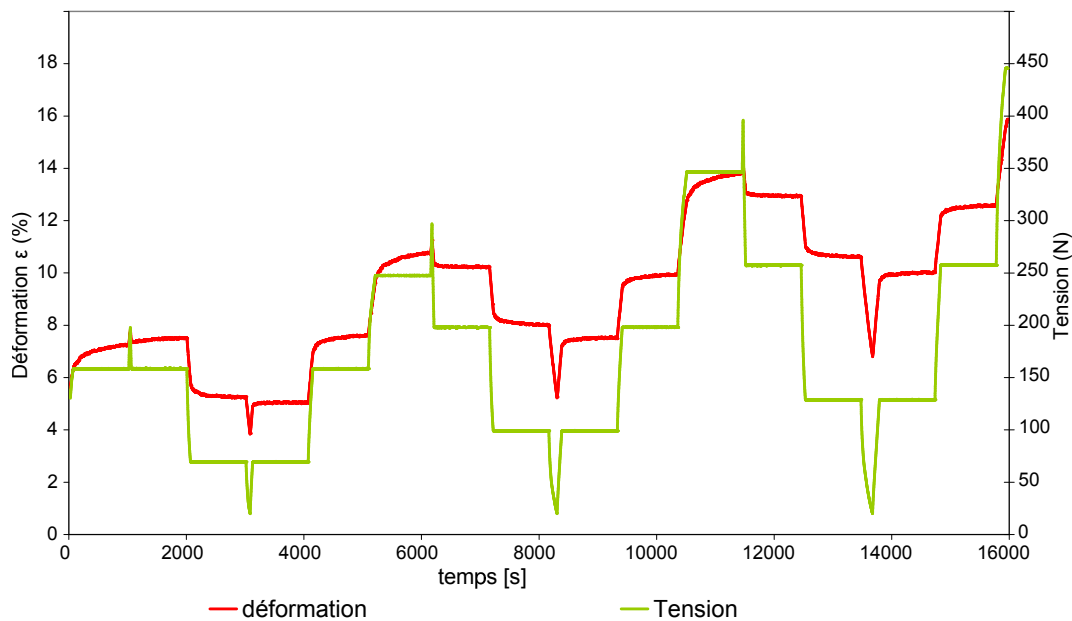


Figure G.6 – Courbe d’essai de traction du tissu Nylon commandé en force, avec temps de fluage court

l’éprouvette (palier en temps de 1000s) puis redescendre à une tension nulle. Les valeurs de tension au palier sont augmentées à chaque cycle. Les montées et les descentes se terminent par un pic de tension (tension non maintenue dans le temps) pour essayer de séparer les phénomènes plastiques des phénomènes visqueux. Sur la Figure G.7, l’évolution de la force linéique en fonction de la déformation montre un effet de réponse non-linéaire, et des effets d’hystérésis, caractéristiques du comportement *visco-élasto-plastique* du tissu.

L’essai est utilisé pour déterminer les coefficients ξ et τ_r , en supposant que ceux-ci sont identiques au cas linéaire des petites déformations.

La mesure des coefficients est réalisée à partir de neuf paliers de fluage (zones notées *A* à *I*) illustrés dans la Figure G.7. Ces zones d’analyse sont comprises entre un période de fluage et le palier de fluage suivant. On suppose la raideur constante sur toute la zone d’analyse. La raideur dynamique est calculée à partir de la tangente au démarrage, et le coefficient temporel à partir de la force dynamique additionnelle lors du mouvement.

Les paramètres calculés figurent dans le tableau G.4. La dispersion sur les valeurs de raideurs est importante allant jusqu’à un rapport 1 à 2. Ces résultats impliquent une évolution de la raideur en fonction de la déformation. Les valeurs des coefficients sont de même assez variables : ce qui montre la difficulté à extraire ces coefficients. Ils permettent tout de même de montrer que la raideur dynamique additionnelle est de l’ordre de 1.5 fois la raideur statique, et que le temps de relaxation du tissu est d’environ 15s.

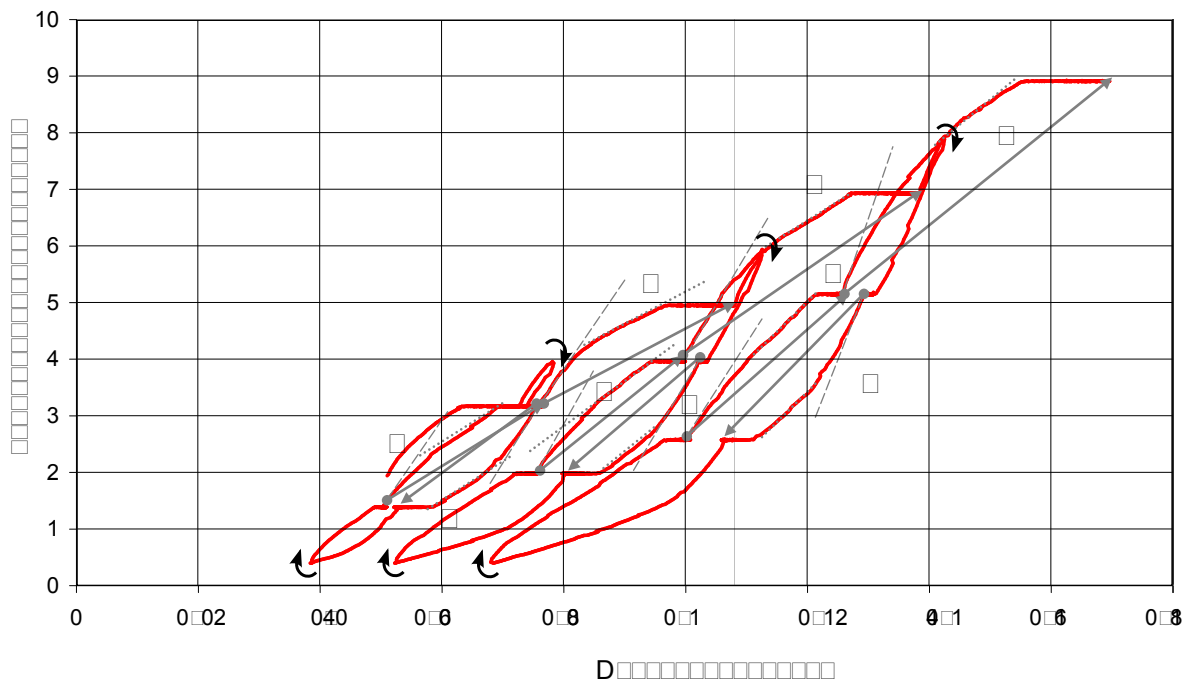


Figure G.7 – Essai de traction du tissu Nylon avec fluage court. Illustration des 9 zones d’analyses : A↓, B↑, C↑, D↓, E↑, F↑, G↓, H↑, I↑

	$[C]$ (N/m)	ξ	τ_r (s)
A	$72 \cdot 10^3$	1.15	12.2
B	$60 \cdot 10^3$	1.35	12.3
C	$52 \cdot 10^3$	1.77	24.3
D	$83 \cdot 10^3$	0.98	14.9
E	$79 \cdot 10^3$	1.22	9.9
F	$67 \cdot 10^3$	1.43	21.1
G	$99 \cdot 10^3$	1.49	9.2
H	$87 \cdot 10^3$	0.76	18.6
I	$79 \cdot 10^3$	2.60	18.9
moyenne	$73 \cdot 10^3$	1.37	15.3

Tableau G.4 – Raideur, temps de relaxation et rapport de raideur dynamique pour les 9 zones de l’essai de traction

La Figure G.8 illustre l’évolution de la raideur en N/mm en fonction de la déformation. L’analyse de la courbe Figure G.8 montre que la raideur de ce tissu augmente nettement avec la déformation, de manière quasiment linéaire. On remarque deux évolutions linéaires parallèles, l’une comprenant les points A, E, D et G et l’autre comprenant les points C, F et I. La courbe montre ainsi un important phénomène d’hystérésis, caractéristique des déformations plastiques.

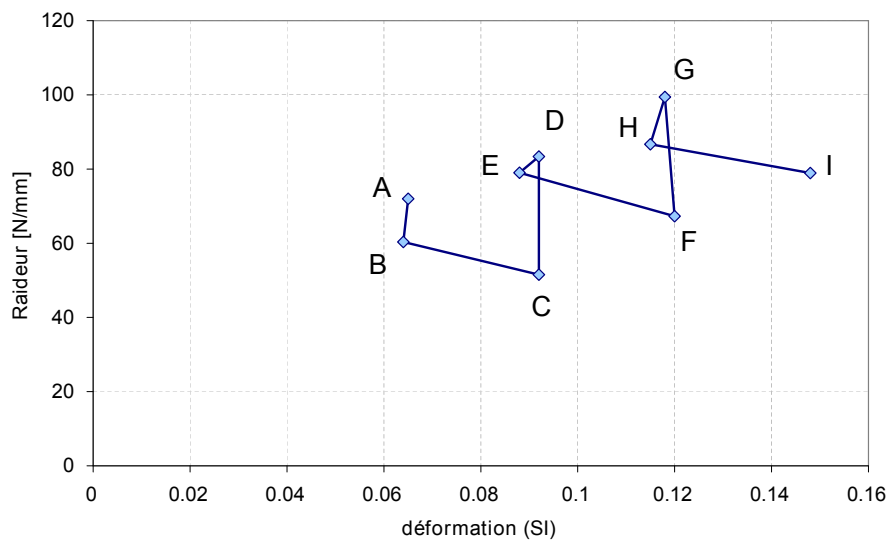


Figure G.8 – Raideur du tissu nylon en fonction de la déformation

Conclusions sur les essais de traction

Les efforts mesurés pour 1% de déformation lors des essais de traction dans les trois directions 0°, 45° et 90° permettent de compléter la matrice de comportement du tissu.

Les essais de traction avec temps de fluage court mettent en avant un comportement dynamique et non-linéaire du tissu Nylon à la charge. Ainsi, on mesure une raideur visco-élastique 1.5 fois supérieure à la raideur statique du tissu et on détermine un temps de relaxation des efforts de l'ordre de 15s. Le tableau G.5 résume les résultats des caractéristiques du tissu obtenues avec les essais de traction.

caractéristiques mesurées du Nylon 32CHS			
	variable	unité	valeur
masse surfacique	m_s	$[kg/m^2]$	0.050
matrice comportement	$[C]$	$[N]$	$\begin{bmatrix} 8.34 \cdot 10^4 & 1.06 \cdot 10^4 & 0 \\ 1.06 \cdot 10^4 & 5.74 \cdot 10^4 & 0 \\ 0 & 0 & 1.06 \cdot 10^4 \end{bmatrix}$
facteur rigidité dynamique	ξ	$[\]$	1.37
temps relaxation	τ_r	$[s]$	15.3

Tableau G.5 – Caractéristiques mécaniques issues des mesures du tissu Nylon 32CHS

Ces résultats sont obtenus sur une plage de déformation très importante allant jusqu'à 16% de déformation, alors que la déformation est considérée autour de 1 à 2% dans les simulations. Les modèles visco-élastiques sont dépendants de la vitesse de déformation [Bles *et al.*, 2009]. Les vitesses de déformation pendant l'essai sont faibles, de l'ordre de $2 \cdot 10^{-4} s^{-1}$, inférieure aux vitesses

caractéristiques rencontrées sur les spinnakers.

Après ces essais, il apparait qu'une deuxième campagne est nécessaire, avec des paramètres adaptés à la problématique de simulation des voiles sur quelques secondes, i.e. le comportement linéaire et la caractérisation du comportement visco-élastique rapide :

- petites déformations $< 2\%$
- vitesse de déformation de l'ordre de $10^{-3}s^{-1}$ à $10^{-2}s^{-1}$ (soit 5 à 10 fois plus rapide)
- fluage sur quelques secondes

La matrice de comportement dynamique doit être renseignée à l'aide d'essais en traction paramétrés pour être au plus proche du domaine d'application.

La mesure de la géométrie complète d'une surface souple demande l'utilisation de techniques avancées, fondées par exemple sur l'utilisation d'images simultanées provenant de plusieurs caméras. Les collaborations avec le laboratoire CVLAB de l'EPFL et la société LaVision ont conduit à mettre en œuvre des mesures par stéréovision et par stéréo corrélation d'image. Les principes de mesure sont brièvement rappelés et les résultats préliminaires obtenus sont présentés.

La stéréovision

La stéréovision ou mesure stéréoscopique est une méthode de mesure qui consiste à se servir de la prise d'images (photographiques ou numériques) sous différents angles de vue pour déterminer les dimensions, les formes ou les positions d'objets.

Dans le but d'avoir une information en 3 dimensions de la voile oscillante, deux caméras rapides filmant à 500ips sont disposées de part et d'autre de la voile comme illustré Figure 6.2. Un quadrillage est dessiné sur la toile afin de mieux appréhender les déplacements. L'utilisation de caméras rapides est justifiées par la nature des mouvements et des déplacements que subie le tissu. Elles permettent d'obtenir une information de l'évolution temporelle de la déformée de la voile. Les distances plan focal/objet étant à l'infini, la loi de Scheimpflug n'a pas besoin d'être appliquée. En effet, avec une caméra classique et un sujet non parallèle au plan image, seul une faible région est nette. Pour obtenir une image totalement nette, le principe de Scheimpflug énonce que la tangente au plan image, la tangente au plan de focus et la droite contenue dans le plan de la lentille doivent être concourantes.

Différentes collaborations avec des laboratoires de traitement d'image comme le CVLAB de l'EPFL ou encore l'INRIA ont donné des pistes pour le traitement de ses images stéréo. En effet, des développements récents tentent de coupler les techniques de photogrammétrie avec un maillage déformant adapté aux dimensions de l'objet [Salzmann *et al.*, 2007]. Ces premiers développements ont donné des résultats intéressants sur la géométrie de spinnaker en statique [Pilet *et al.*, 2008]. La Figure H.1 présente les premiers résultats de traitement utilisant un maillage déformant effectué par l'EPFL. Elles ont également permis d'affiner la manipulation et compléter les informations manquantes à la récupération des coordonnées 3D de la voile en mouvement. Suite au départ de nos principaux contacts universitaires vers des sociétés privées, notamment dans la voile de compétition,

la collaboration n'a pas abouti à de meilleurs résultats.

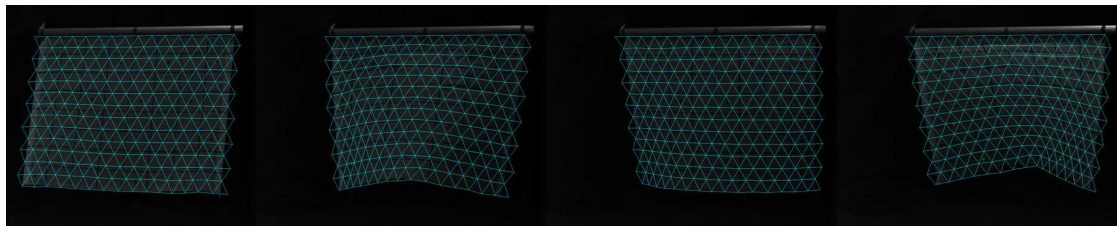


Figure H.1 – Déformation du maillage initial en fonction du déplacement de la voile oscillante. Résultats obtenus en partenariat avec le laboratoire CVLAB de l'EPFL

La stéréo corrélation d'images

L'énoncé du principe de la stéréo corrélation d'image fait référence à la thèse de Toufic Wehbe [Wehbe, 2010].

La stéréo corrélation d'images consiste à reconstituer un champ 3D d'une surface, à partir de deux images 2D [Orteu, 2009]. Pour cela, la surface à mesurer est photographiée simultanément par deux caméras sous des angles différents. Le principe utilise la triangulation pour retrouver un point dans l'espace (Figure H.2a).

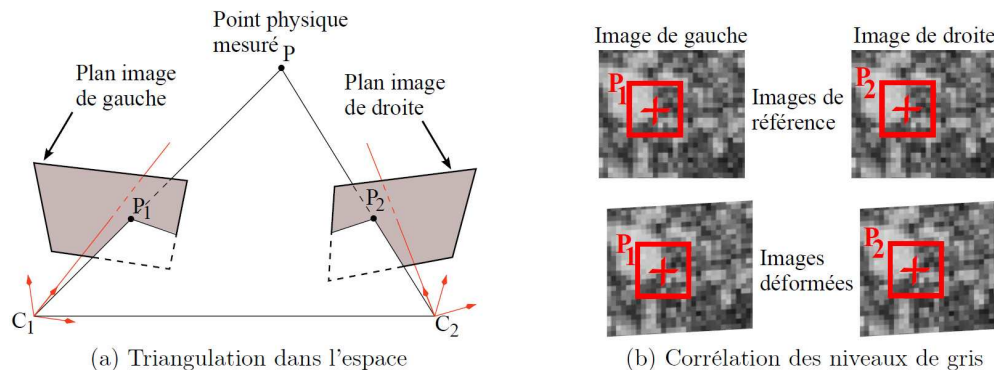


Figure H.2 – Principe de la stéréo corrélation d'image. Figure issue de [Wehbe, 2010]

L'écartement des capteurs (distance C_1C_2) et leur orientation sont précisément connus grâce à un calibrage. Soit un point physique P de la surface, et les points P_1 et P_2 ses projections sur les plans images. En connaissant les positions des points P_1 et P_2 dans les plans images, il est possible de localiser P dans l'espace comme l'intersection de deux droites coplanaires.

Pour localiser précisément les deux points P_1 et P_2 (et appliquer la triangulation), la technique utilise des algorithmes qui corréler les facettes en se basant sur les niveaux de gris (Figure H.2b). Le point P est assimilé à un pixel de l'image, autour duquel est définie une fenêtre de corrélation. La corrélation consiste à retrouver cette fenêtre sur les deux images grâce à son niveau de gris moyen. Au préalable, les niveaux de gris sont aléatoirement générés en déposant un mouchetis de

peinture sur l'objet.

Une fois le point P localisé dans l'espace, la corrélation et la triangulation sont étendues aux pixels alentour. De proche en proche, toute la surface est reconstituée. En pratique, une paire d'images de référence est prise au repos, puis des images à différents stades du chargement. Les champs de déplacements sont retrouvés en soustrayant les champs déformés du champ de référence.

Comparée à d'autres techniques de mesure, la mesure par stéréo corrélation comporte une particularité. Généralement, la précision d'un moyen de mesure est connue et garantie lors de son acquisition. On entend ici par précision la résolution de mesure, qui régit l'écart entre une valeur mesurée et une valeur appliquée supposée connue. Ici elle dépend du contexte, de la configuration des caméras, de l'essai. Cette technique est relativement récente en métrologie. Les travaux de caractérisation [LeBlanc *et al.*, 2006] [Chambard *et al.*, 2009] sont unanimes sur la précision et la fiabilité de la stéréo corrélation d'images. Depuis une dizaine d'années, les applications se sont multipliées.

Avec l'aide de la société LaVision, un mouchetis est appliqué sur une toile de spinnaker blanche afin de réaliser des mesures de champs de déplacement par stéréo-corrélation d'image. La manipulation demande la mise en place de 2 caméras rapides (250ips) dans la même configuration que pour les essais de stéréovision. Les oscillations restent identiques aux précédentes méthodes étudiées. La corrélation, pratique répandue pour la PIV, a deux inconvénients principaux : elle ne permet de mesurer que des déformations planes et oblige le plan de déformation et le plan image de la caméra à être parallèles. La stéréo corrélation apporte une solution à ces problèmes. La figure H.3 présente les résultats préliminaires obtenus sur les mesures. Les temps de calcul de la corrélation d'image sont très importants. La société LaVision demande un investissement financier conséquent pour terminer les calculs. Ces résultats préliminaires n'ont pas pu être poursuivie car cela demandait un investissement important.

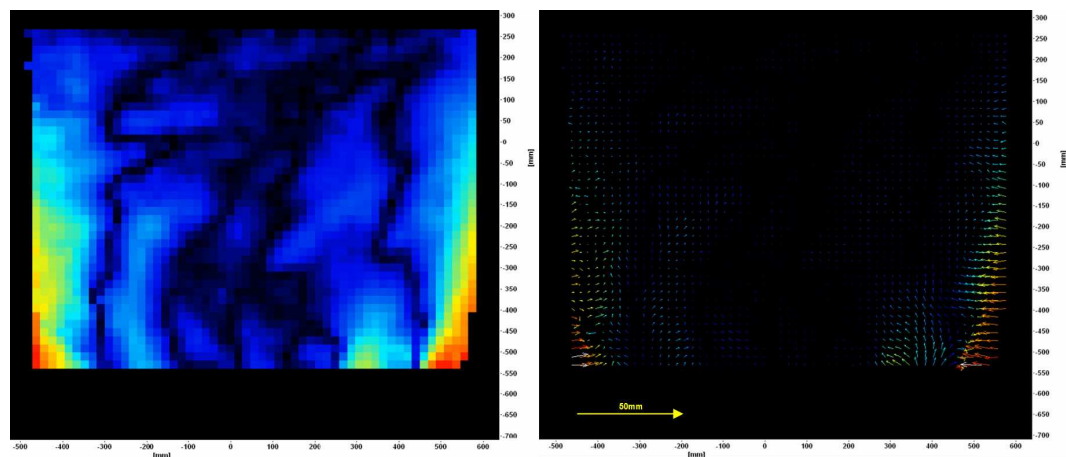


Figure H.3 – Représentations du déplacement de la toile pour une fraction de période d'oscillation

Bibliographie

- [Banks *et al.*, 2010] BANKS, J., WEBB, A., SPENKUCH, T. et TURNOCK, S. (2010). Measurement of dynamic forces experienced by an asymmetric yacht during a gybe, for use within sail simulation software. *Procedia Engineering*, 2(2) :2511–2516.
- [Barker et Cai, 2010] BARKER, A. et CAI, X. (2010). Scalable parallel methods for monolithic coupling in fluid-structure interaction with application to blood flow modeling. *Journal of Computational Physics*, 229(3) :642–659.
- [Black *et al.*, 2010] BLACK, J., PITCHER, N., REEDER, M. et MAPLE, R. (2010). Videogrammetry dynamics measurements of a lightweight flexible wing in a wind tunnel. *Journal of aircraft*, 47(1) :172–180.
- [Bles *et al.*, 2009] BLES, G., NOWACKI, W. et TOURABI, A. (2009). Experimental study of the cyclic visco-elasto-plastic behaviour of a polyamide fibre strap. *International Journal of Solids and Structures*, 46(13) :2693–2705.
- [boh e, 2005] BOH E, V. (2005). *Comportement mécanique des tissus   voiles*. Thèse de doctorat, Université Pierre et Marie Curie et IRENav.
- [Boudraa et Cexus, 2007] BOUDRAA, A. et CEXUS, J. (2007). Emd-based signal filtering. *Instrumentation and Measurement, IEEE Transactions on*, 56(6) :2196–2202.
- [Chambard *et al.*, 2009] CHAMBARD, J., JAMINION, S., TAZEROUALTI, M., GALERNE, C., HILD, F. *et al.* (2009). 3d displacement field measurement by digital image correlation–metrological study and application to composite structures. *Comptes Rendus des JNC 16, Toulouse, France*.
- [Chandler *et al.*, 2008] CHANDLER, J., WACKROW, R., SUN, X., SHIONO, K. et RAMESHWARAN, P. (2008). Measuring a dynamic and flooding river surface by close range digital photogrammetry. *International Society for Photogrammetry and Remote Sensing*.
- [Chapin et Heppel, 2010] CHAPIN, V. et HEPPEL, P. (2010). Performance optimization of interacting sails through fluid structure coupling. *2nd International Conference on Innovation in High Performance Sailing Yachts, Lorient, France*.
- [Charvet, 1991] CHARVET, T. (1991). Simulation numérique de l’écoulement autour de voiles de bateau. *3 emes Journées de l’Hydrodynamique*.
- [Charvet *et al.*, 1996] CHARVET, T., HAUVILLE, F. et HUBERSON, S. (1996). Numerical simulation of the flow over sails in real sailing conditions. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 63(1-3) :111 – 129. Special issue on sail aerodynamics.

- [Chéret, 2000] CHÉRET, B. (2000). *Les voiles : comprendre, régler optimiser*. Broché.
- [Chéret, 2006] CHÉRET, B. (2006). *Voile légère, technique et sensations*. Broché.
- [Clauss et Heisen, 2006] CLAUSS, G. et HEISEN, W. (2006). CFD analysis on the flying shape of modern yacht sails. *Maritime Transportation and Exploitation of Ocean and Coastal Resources : article of the 11th International Congress of the International Maritime Association of the Mediterranean, Lisbon, Portugal*.
- [Cobelli et al., 2009] COBELLI, P., MAUREL, A., PAGNEUX, V. et PETITJEANS, P. (2009). Global measurement of water waves by fourier transform profilometry. *Experiments in Fluids*, 46(6) :1037–1047.
- [Coiro et al., 2002] COIRO, P., NICOLOSI, F., SCHERILLO, F. et MAISTO, U. (2002). Numerical and experimental aeroelastic analysis of sails. *High Performance Yacht Design Conference Auckland, New Zealand*, pages 4–6.
- [Cori, 2011] CORI, J. (2011). *Analyse et caractérisation d'interactions fluide-structure instationnaires en grands déplacements*. Thèse de doctorat, Université de Montréal, Département de Génie Mécanique.
- [De Nayer, 2008] DE NAYER, G. (2008). *Intéactions Fluides-Structures pour les corps élancés*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes, Laboratoire de Mécanique des Fluides.
- [De Wachter, 2008] DE WACHTER, A. (2008). *Deformation and aerodynamic performance of a ram-air wing*. Thèse de doctorat, Delft University of Technology.
- [Durand, 2012] DURAND, M. (2012). *Intéactions Fluides-Structures*. Thèse de doctorat, Thèse CIFRE K-Epsilon, ECN, IRENav - A paraître, soutenance prévue septembre 2012.
- [Durand et al., 2007] DURAND, M., HAUVILLE, F., MOUNOURY, S. et ROUX, Y. (2007). Comparaison des résultats d'un modèle aéroélastique appliqué à la déformation d'un gréement avec des mesures en soufflerie et in situ. 11^{èmes} Journées de l'Hydrodynamique, Brest.
- [Flay, 1996a] FLAY, R. (1996a). *Special issue on sail aerodynamics, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*.
- [Flay, 1996b] FLAY, R. (1996b). A twisted flow tunnel for testing yacht sails. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 63 :171 – 182.
- [Flay et al., 1996] FLAY, R., LOCKE, N. et MALLISON, G. (1996). Model test of twisted flow tunnel for testing yacht sails. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 63 :155 – 169.
- [Flay et Millar, 2006] FLAY, R. et MILLAR, S. (2006). Experimental considerations concerning pressure measurement on sail. *2nd High Performance Yacht Design Conference, Auckland*, 14 :123–130.
- [Fluck et al.,] FLUCK, M., GERHARDT, F., PILATE, J. et FLAY, R. Comparison of potential flow based and measured pressure distributions over upwind sails. *Journal of Aircraft*, 47.
- [Fossati, 2010] FOSSATI, F. (2010). *Aero-Hydrodynamics and the Performance of Sailing Yachts : The Science Behind Sailing Yachts and Their Design*. Adlard Coles Nautical.
- [Fossati et Muggiasca, 2009] FOSSATI, F. et MUGGIASCA, S. (2009). Sails Aerodynamic Behavior in dynamic condition. *The 19th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, USA*.

- [Fossati et Muggiasca, 2010] FOSSATI, F. et MUGGIASCA, S. (2010). Numerical modelling of sail aerodynamic behavior in dynamic conditions. *2nd International Conference on Innovation in High Performance Sailing Yachts, Lorient, France*.
- [Fossati et Muggiasca, 2011] FOSSATI, F. et MUGGIASCA, S. (2011). Experimental investigation of sail aerodynamic behavior in dynamic conditions. *Journal of sailboat technology*, (03).
- [Fossati et Muggiasca, 2012] FOSSATI, F. et MUGGIASCA, S. (2012). An experimental investigation of unsteady sail aerodynamics including sail flexibility. *4th High Performance Yacht Design Conference Auckland, New Zealand*.
- [Fossati et al., 2006] FOSSATI, F., MUGGIASCA, S., VIOLA, I. et ZASSO, A. (2006). Wind Tunnel Techniques for Investigation and Optimization of Sailing Yachts Aerodynamics. *3rd High Performance Yacht Design Conference Auckland, New Zealand*.
- [Garrett, 1996] GARRETT, R. (1996). *The symmetry of sailing : the physics of sailing for yachtsmen*. Sheridan House, Inc.
- [Gentry, 1971] GENTRY, A. (1971). The aerodynamics of sail interaction. *Ancient Interface III, AIAA Symposium*.
- [Gerhardt et al., 2008] GERHARDT, F., FLAY, R. et RICHARDS, P. (2008). Unsteady aerodynamic phenomena associated with sailing upwind in waves. *The 3rd High Performance Yacht Design Conference*, pages 148–157.
- [Gerhardt et al., 2011] GERHARDT, F., FLAY, R. et RICHARDS, P. (2011). Unsteady aerodynamics of two interacting yacht sails in two-dimensional potential flow. *Journal of Fluid Mechanics*, 668(1) :551–581.
- [Giet et Geminar, 1968] GIET, A. et GEMINAR, L. (1968). *Résistance des matériaux*. Dunod.
- [Glénans, 2010] GLÉNANS (2010). *Le cours des Glénans*. Seuil.
- [Gordnier, 2009] GORDNIER, R. (2009). High fidelity computational simulation of a membrane wing airfoil. *Journal of Fluids and Structures*, 25(5) :897–917.
- [Graf et Müller, 2009] GRAF, K. et MÜLLER, O. (2009). Photogrammetric investigation of the flying shape of spinnakers in a twisted flow wind tunnel. *article 19th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, USA*.
- [Guilmineau et al., 2008] GUILMINEAU, E., QUEUTEY, P., VISONNEAU, M., LEROYER, A. et DENG, G. (2008). RANS simulation of a US navy frigate with PMM. *Workshop on Verification and Validation of Ship Manoeuvring Simulation Methods, SIMMAN Copenhagen, Denmark*.
- [Hansen, 2006] HANSEN, H. (2006). *Enhanced wind tunnel techniques and aerodynamic force models for yacht sails*. Thèse de doctorat, University of Auckland, Yacht Research Unit.
- [Hansen et al., 2006] HANSEN, H., JACKSON, P. et HOCHKIRCH, K. (2006). Comparison of wind tunnel and full-scale aerodynamic sail force measurements. *2nd High Performance Yacht Design Conference Auckland, New Zealand*.
- [Hauville et Roux, 2003] HAUVILLE, F. et ROUX, Y. (2003). Réglage dynamique d’une voile par une méthode d’interaction fluide / structure. *9^{èmes} Journées de l’Hydrodynamique*, pages 221–234.

- [Heikkila et Silven, 1997] HEIKKILA, J. et SILVEN, O. (1997). A four-step camera calibration procedure with implicit image correction. *Computer Vision and Pattern Recognition, 1997. article., 1997 IEEE Computer Society Conference on*, pages 1106–1112.
- [Hochkirch et Brandt, 1999] HOCHKIRCH, K. et BRANDT, H. (1999). Fullscale hydrodynamic force measurement on the berlin sail force dynamometer. *The 14th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, USA*.
- [Holtrop, 1984] HOLTROP, J. (1984). A statistical re-analysis of resistance and propulsion data. *International Shipbuilding Progress*, 31(363) :272–276.
- [Huberson, 1986] HUBERSON, S. (1986). *Modelisation asymptotique et simulation numerique d'écoulements tourbillonnaires*. Thèse de doctorat, Université Pierre et Marie Curie (ParisVI)- LIMSI-CNRS.
- [Imbert, 1995] IMBERT, J. (1995). *Analyse des structures par éléments finis*. Cépaduès-Éditions.
- [Jackson, 2001] JACKSON, P. (2001). An improved upwind sail model for vpps. *The 15th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, USA*.
- [Jasak et al., 1999] JASAK, H., WELLER, H. et GOSMAN, A. (1999). High resolution NVD differencing scheme for arbitrarily unstructured meshes. *International journal for numerical methods in fluids*, 31(2) :431–449.
- [Kerwin et Newman, 1979] KERWIN, J. et NEWMAN, J. (1979). Sails Aerodynamic Behavior in dynamic condition. *The 4th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, USA*.
- [Keuning et Binkhorst, 1997] KEUNING, J. et BINKHORST, B. (1997). *Appendage Resistance of a Sailing Yacht Hull*.
- [Keuning et al., 1993] KEUNING, J., GERRITSMA, J. et VAN TERWISGA, P. (1993). Resistance tests of a series planing hull forms with 30 degrees deadrise angle, and a calculation model based on this and similar systematic series. *International shipbuilding progress*, 40(424) :333–382.
- [Keuning et Katgert, 2010] KEUNING, J. et KATGERT, M. (2010). The influence of heel on the bare hull resistance of a sailing yacht. *International Conference on Innovation in High Performance Sailing Yachts, Lorient, France*.
- [Keuning et al., 1996] KEUNING, J., ONNINK, R., VERSLUIS, A. et VAN GULIK, A. (1996). The bare hull resistance of the delft systematic yacht hull series. *International HISWA Symposium on Yacht Design and Construction*.
- [Keuning et Sonnenberg, 1999] KEUNING, J. et SONNENBERG, U. (1999). Approximation of the calm water resistance on a sailing yacht based on the delft systematic hull series. *The 14th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, USA*.
- [Keuning et al., 2005] KEUNING, J., VERMEULEN, K. et de RIDDER, E. (2005). A generic mathematical model for the manoeuvring and tacking of a sailing yacht. *The 17th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, USA*, pages 143–163.
- [Larsson et Eliasson, 1994] LARSSON, L. et ELIASSON, R. (1994). *Principles of yacht design*. International Marine.
- [Le Maitre et al., 1998] LE MAITRE, O., SOUZA DE CURSI, J. et HUBERSON, S. (1998). *European Journal of Mechanics-A/Solids*, 17 :619–636.

- [Le Pelley et Modral, 2008] LE PELLEY, D. et MODRAL, O. (2008). VSPARS : A combined sail and rig recognition system using imaging techniques. *3rd Hig Performance Yacht Design Conference Auckland, New Zealand*, 14(2).
- [Le Pelley et al., 2012] LE PELLEY, D., MORRIS, D. et RICHARDS, P. (2012). Aerodynamic force deduction on yacht sails using pressure and shape measurements in real time. *4th High Performance Yacht Design Conference Auckland, New Zealand*, (4).
- [Le Pelley et Richards, 2011] LE PELLEY, D. et RICHARDS, P. (2011). Effective wind tunnel testing of yacht sail using a real-time velocity prediction. *The 20th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, USA*.
- [LeBlanc et al., 2006] LEBLANC, M., FLORANDO, J., LASSILA, D., SCHMIDT, T. et TYSON II, J. (2006). Image correlation applied to single crystal plasticity experiments and comparison to strain gage data. *Experimental Techniques*, 30(4) :33–37.
- [Legrand et al., 2011] LEGRAND, Y., BOT, P. et AUGIER, B. (2011). Traitement d’images pour l’interaction fluide structure sur surface souple. *Rapport de stage d’ingénieur*.
- [Leroyer, 2004] LEROYER, A. (2004). *Etude du couplage écoulement/mouvement pour des corps solides ou à déformation imposée par résolution des équations de Navier-Stokes. Contribution à un modélisation numérique de la cavitation*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes et Université de Nantes, Laboratoire de Mécanique des Fluides.
- [Leroyer et al., 2008] LEROYER, A., BARRÉ, S., KOBUS, J. et VISONNEAU, M. (2008). Experimental and numerical investigations of the flow around an oar blade. *Journal of marine science and technology*, 13(1) :1–15.
- [Leroyer et Visonneau, 2005] LEROYER, A. et VISONNEAU, M. (2005). Numerical methods for RANSE simulations of a self-propelled fish-like body. *Journal of Fluids and Structures*, 20(7) :975–991.
- [Marchaj, 1980] MARCHAJ, C. (1980). *Aero-hydrodynamics of sailing*. Dodd, Mead.
- [Marchaj, 1996] MARCHAJ, C. (1996). *Sail performance : techniques to maximize sail power*. International Marine/Ragged Mountain Press.
- [Masuyama et Fukasawa, 1997] MASUYAMA, Y. et FUKASAWA, T. (1997). Full scale measurement of sail force and the validation of numerical calculation method. *The 13th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, USA*.
- [Masuyama et Fukasawa, 2011] MASUYAMA, Y. et FUKASAWA, T. (2011). Tacking simulation of sailing yachts with new model of aerodynamic force variation duraing taking maneuver. *Journal of Sailboat Technology*, 1.
- [Masuyama et al., 1997] MASUYAMA, Y., FUKASAWA, T. et KITAZAKI, T. (1997). Investigations on sail force by full scale measurement and numerical calculation.(part 1 : Steady sailing performance). *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 181 :1–13.
- [Masuyama et al., 1993] MASUYAMA, Y., TAHARA, Y., FUKASAWA, T. et MAEDA, N. (1993). Dynamic performance of sailing cruiser by a full scale sea reality. *The 11th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, USA*.

- [Masuyama *et al.*, 2009] MASUYAMA, Y., TAHARA, Y., FUKASAWA, T. et MAEDA, N. (2009). Database of sail shapes versus sail performance and validation of numerical calculations for the upwind condition. *Journal of Marine Science and Technology*, 14(2) :137–160.
- [Mausolf *et al.*, 2011] MAUSOLF, J., DEPARDAY, J., GRAF, K., RENZSH, H. et BÖHM, C. (2011). Photogrammetry based flying shape investigation of downwind sails in the wind tunnel and at full scale on a sailing yacht. *article 20th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, USA*.
- [Michalski *et al.*, 2011] MICHALSKI, A., KERMEL, P., HAUG, E., LOHNER, R., WUCHNER, R. et BLETZINGER, K. (2011). Validation of the computational fluid-structure interaction simulation at real-scale tests of a flexible 29 m umbrella in natural wind flow. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 99(4) :400–413.
- [Milgram *et al.*, 1993] MILGRAM, J., PETERS, D. et ECKHOUSE, D. (1993). Modeling IACC sail forces by combining measurements with cfd. *The 11th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, Annapolis, USA*, pages 65–73.
- [Moisy *et al.*, 2009] MOISY, F., RABAUD, M. et SALSAC, K. (2009). A synthetic schlieren method for the measurement of the topography of a liquid interface. *Experiments in fluids*, 46(6) :1021–1036.
- [Mounoury, 2006] MOUNOURY, S. (2006). *Contribution au modèle d'interaction fluide structure de prédiction de comportement d'une surface souple de faible épaisseur soumis à un écoulement ; application aux voiles*. Thèse de doctorat, IRENav-Ecole Centrale de Nantes.
- [Mounoury *et al.*, 2005] MOUNOURY, S., HAUVILLE, F., DURAND, M., ROUX, Y. et ASTOLFI, J. (2005). Aéroélasticité non linéaire appliquée aux voiles. *10^{èmes} Journées de l'Hydrodynamique*, pages 395–408.
- [Orteu, 2009] ORTEU, J. (2009). 3-d computer vision in experimental mechanics. *Optics and Lasers in Engineering*, 47(3-4) :282–291.
- [Pappa *et al.*, 2003] PAPPA, R., BLACK, J., BLANDINO, J., JONES, T., DANEHY, P. et DORRINGTON, A. (2003). Dot-projection photogrammetry and videogrammetry of gossamer space structures. *Journal of spacecraft and rockets*, 40(6) :858–867.
- [Pilet *et al.*, 2008] PILET, J., LEPETIT, V. et FUA, P. (2008). Fast non-rigid surface detection, registration and realistic augmentation. *International Journal of Computer Vision*, 76(2) :109–122.
- [Puddu *et al.*, 2006] PUDDU, P., ERRIU, N., NURZIA, F., PISTIDDA, A. et MURA, A. (2006). Full scale investigation of one-design class catamaran sails. *2nd High Performance Yacht Design Conference*, 14 :16.
- [Queutey et Visonneau, 2007] QUEUTEY, P. et VISONNEAU, M. (2007). An interface capturing method for free-surface hydrodynamic flows. *Computers & fluids*, 36(9) :1481–1510.
- [Rehbach, 1977] REHBACH, C. (1977). Numerical calculation of three-dimensional unsteady flows with vortex sheets. *La Recherche Aéronautique*, 1 :289–298.
- [Renschz et Graf, 2010] RENSCHZ, H. et GRAF, K. (2010). Fluid structure interaction simulation of spinnakers-getting closer to reality. *International Conference on Innovation in High Performance Sailing Yachts, Lorient, France*.
- [Renzsh et Graf, 2010] RENZSH, H. et GRAF, K. (2010). Fluid Structure Interaction simulation of spinnakers getting closer to reality. *2nd International Conference on Innovation in High Performance Sailing Yachts, Lorient, France*.

- [Richardt *et al.*, 2005] RICHARDT, T., HARRIES, S. et HOCHKIRCH, K. (2005). Maneuvering simulations for ships and sailing yachts using friendship-equilibrium as an open modular workbench. *International Euro-Conference on Computer Applications and Information Technology in the Maritime Industries*.
- [Riotte, 2012] RIOTTE, M. (2012). A numerical investigation on upwind sails with Navier-Stokes CFD. *Rapport de Stage de Master, Université de Newcastle, IRENav*.
- [Rojratsirikul *et al.*, 2011] ROJRATSIRIKUL, P., GENÇ, M., WANG, Z. et GURSUL, I. (2011). Flow-induced vibrations of low aspect ratio rectangular membrane wings. *Journal of Fluids and Structures*, 27(8) :1296–1309.
- [Rojratsirikul *et al.*, 2009] ROJRATSIRIKUL, P., WANG, Z. et GURSUL, I. (2009). Unsteady fluid-structure interactions of membrane airfoils at low reynolds numbers. *Experiments in fluids*, 46(5) :859–872.
- [Roncin, 2002] RONCIN, K. (2002). *Simulation dynamique de la navigation de deux voilier en interaction*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes.
- [Roux *et al.*, 2005] ROUX, Y., BA, M., BOIN, J., GUILBAUD, M., HAUVILLE, F. et HUBERSON, S. (2005). Sailing boat performance prediction. *Ship Technology Research*, 2(52) :54–64.
- [Salzmann *et al.*, 2007] SALZMANN, M., PILET, J., ILIC, S. et FUA, P. (2007). Surface deformation models for nonrigid 3D shape recovery. *IEEE transactions on pattern analysis and machine intelligence*.
- [Sawada et Hisada, 2007] SAWADA, T. et HISADA, T. (2007). Fluid-structure interaction analysis of the two-dimensional flag-in-wind problem by an interface-tracking ale finite element method. *Computers & fluids*, 36(1) :136–146.
- [Schoop et Bessert, 2001] SCHOOP, H. et BESSERT, N. (2001). Instationary aeroelastic computation of yacht sails. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 52(8) :787–803.
- [Souilliez *et al.*, 2006] SOUILLIEZ, C., SCHOUVEILER, L. et ELOY, L. (2006). Flutter modes of a flexible plate in an air flow. *Journal of visualization*, 9(3) :242–242.
- [Spedding et Hedenström, 2009] SPEDDING, G. et HEDENSTRÖM, A. (2009). PIV-based investigations of animal flight. *Experiments in fluids*, 46(5) :749–763.
- [Stewart, 2007] STEWART, K. (2007). Experimental elastic deformation characterization of a flapping-wing MAV using visual image correlation. Rapport technique, DTIC Document.
- [Stokes et Greenapple, 1985] STOKES, I. et GREENAPPLE, D. (1985). Measurement of surface deformation of soft tissue. *Journal of biomechanics*, 18(1).
- [Unger *et al.*, 2011] UNGER, R., HAUPT, M., HORST, P. et RADESPIEL, R. (2011). Fluid-structure analysis of a flexible flapping airfoil at low reynolds number flow. *Journal of Fluids and Structures*, 28 :72–88.
- [Viola, 2011] VIOLA, I. (2011). Sail aerodynamics : Understanding pressure distributions on upwind sails. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 35(8) :1497–1504.
- [Viola *et al.*, 2012] VIOLA, I., BOT, P. et RIOTTE, M. (2012). Upwind sail aerodynamics : a RANS numerical investigation validated with wind tunnel pressure measurements. *soumis à International Journal of Heat and Fluid Flow*.

- [Viola et Flay, 2009] VIOLA, I. et FLAY, R. (2009). Force and pressure investigation of modern asymmetric spinnakers. *International Journal of Small Craft Technology, Transaction RINA*, 151 :31–40.
- [Viola et Flay, 2010a] VIOLA, I. et FLAY, R. (2010a). Full-scale pressure measurements on a Sparkman and Stephens 24-foot sailing yacht. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 98(12) :800–807.
- [Viola et Flay, 2010b] VIOLA, I. et FLAY, R. (2010b). Sail Aerodynmaics : Full sacle pressure measurement on a 24-feet sailing yacht. *2nd International Conference on Innovation in High Performance Sailing Yachts, Lorient, France*.
- [Viola et Flay, 2011a] VIOLA, I. et FLAY, R. (2011a). Sail aerodynamics : On water pressure measurements on a downwind sail. *Journal of Ship Research (SNAME)*.
- [Viola et Flay, 2011b] VIOLA, I. et FLAY, R. (2011b). Sail pressures from full-scale, wind-tunnel and numerical investigations. *Ocean Engineering*, (38) :1733–1743.
- [Viola et al., 2011] VIOLA, I., PILATE, J. et FLAY, R. (2011). Upwind sail aerodynamics : a pressure distribution database for the validation of numerical codes. *International Journal of Small Craft Technology*, 153(B1) :47–58.
- [Wehbe, 2010] WEHBE, T. (2010). *Etude des vibrations de pièce mince durant l'usinage par stéréo corrélation d'image*. Thèse de doctorat, Université de Toulouse, Laboratoire Génie de Production ENI Tarbes.
- [Wilkinson, 1989] WILKINSON, S. (1989). Static pressure distribution over 2d mast/sail geometries. *Journal of Marine Technology*, 26(4) :333–337.
- [Wucher et al., 2006] WUCHER, R., KUPZOK, A. et BLETZINGER, K. (2006). Simulation of fluid-structure-interaction with free form membrane structures using an implicit coupling scheme with adaptive under relaxation. *European Conference on Computational Fluid Dynamics-ECCOMAS CFD 2006*.
- [Yuanqi et al., 2011] YUANQI, L., WANG, L., SHEN, Z. et TAMURA, Y. (2011). Added-mass estimation of flat membranes vibrating in still air. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 99(8) :815–824.
- [Zhang, 2000] ZHANG, Z. (2000). A flexible new technique for camera calibration. *IEEE Transactions on pattern analysis and machine intelligence*, 22(11).

Références internet

- [*RTmaps*] : Intempora
logiciel RTmaps
http://intempora.com/technology/rmaps – software
Avril 2012
- [*VSPARS*] : VSPARS Limited
Logiciel VSPARS
http://www.vspars.com
Avril 2012
- [*CalibrationToolBox*] : Bouguet, J.Y.
Calibration ToolBox for Matlab
http://www.vision.caltech.edu/bouguetj/calib – doc/index.html
Novembre 2010
- [*AccuMeasure*] : UK-Hasley Sailmaker
logiciel AccuMeasure
http://www.ukhalsey.com/accumeasuredl.asp
Mai 2011