

Comparaison des résultats d'un modèle aéroélastique appliqué à la déformation d'un gréement avec des mesures en soufflerie et *in situ*.

Results comparison between aeroelastic model and tests.

M. Durand*, **F. Hauville****, **S. Mounoury**** & **Y. Roux*****

* : Ecole Centrale de Nantes, 1 rue de la Noë, BP 92101, 44321 NANTES Cedex 3, FRANCE
email : durandmathieu@yahoo.fr

** : Institut de Recherche de l'École Navale - EA3634, BP600, 29240 BREST ARMÉES, FRANCE
email : hauville@ecole-navale.fr ; mounoury@ecole-navale.fr

*** : Société K-epsilon, 30 rue Stanislas Girardin, 76000 ROUEN, FRANCE
[http ://www.k-epsilon.com](http://www.k-epsilon.com)
email : yann@k-epsilon.com

Résumé

Ce travail est une contribution au développement d'un modèle d'aéroélasticité non-linéaire, destiné à la prédiction de comportement de surfaces souples de faible épaisseur, soumises à un écoulement de fluide parfait. Ce modèle d'interaction fluide-structure intègre un calcul de structure basé sur un modèle de membrane, à un calcul fluide tridimensionnel instationnaire, basé sur une méthode de singularités associée à une méthode particulière. Les résultats sur un gréement de J80 sont comparés à des essais expérimentaux *in situ*.

Abstract

This study adds to the development of a non linear aeroelastic model which is destined to predict the behaviour of a thin flexible surface in contact with a flow under the hypothesis of an inviscid fluid. This fluid-structure interaction model integrates a structure calculation, based on a membrane model, with a fluid calculation, based on a singularity method associated with a vortex method. The results on a J80 rig are compared to the experiments *in situ*.

1 Introduction

La recherche de performance, dans la conception et l'optimisation des voiliers de compétition participant à des courses de plus en plus médiatisées, nécessite des études relatives à la modélisation de la mécanique inhérente à la dynamique du voilier [1]. Ce dernier est une structure complexe à l'interface de deux fluides dont les problèmes hydrodynamique, aérodynamique et structurel sont fortement interdépendants et ont une physique fortement non linéaire. Les travaux réalisés à l'IRENav depuis plusieurs années concerne la modélisation numérique du problème aéroélastique par le couplage entre un code de calcul d'écoulement fluide parfait tridimensionnel instationnaire, basé sur une méthode de singularités associée à une méthode particulière, et un code de déformation de structure, basé sur une méthode originale de réseaux de fils particulièrement bien adaptée aux tissus orthotropes [2]. Le formalisme de ce modèle filaire est modifié pour prendre en compte la rigidité des surfaces souples dans le biais [3, 4]. Cette méthode est adaptée au calcul de la déformation des voiles à coupe 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 d'un autre modèle de déformation de structure qui repose sur la théorie de la membrane avec des éléments à trois nœuds de type CST [5]. Dans un cadre plus général, ces développements s'inscrivent dans la problématique de compréhension des mécanismes physiques intervenants dans la réponse dynamique de systèmes de fluide en écoulement autour de structures solides déformables. Les équations des modèles fluide et solide sont présentés dans une première partie. La deuxième partie est consacrée à la procédure de couplage permettant d'assurer un avancement en temps des solutions dans les deux domaines. La dernière partie évoque les premiers travaux expérimentaux en soufflerie et *in situ* sur un gréement, dans l'optique, à terme, de valider des modèles couplés fluide structure proposés par une confrontation des résultats d'une simulation numérique aux mesures.

2 Les modèles

2.1 Modèle fluide

Le calcul de l'écoulement autour des voiles est effectué dans l'hypothèse d'un fluide parfait incompressible, par la méthode particulière développé par Rehbach [6, 7]. La modélisation de l'écoulement permet de calculer la vitesse du fluide en tout point et d'en déduire la force aérodynamique exercée sur la surface portante par le fluide. La résolution autour de la surface portante est traitée par une méthode des singularités [8]. Celle-ci requière 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 déformation de chaque particules, 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, nous avons mis en œuvre une technique de coalescence des particules décrivant le sillage.

2.2 Modèle de structure membranaire

Dans cette partie nous présentons le modèle de structure membranaire permettant 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, calculés 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 d'interpolation qui dépendent du type d'éléments finis. Notre 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 déformations et des contraintes constantes à l'intérieur de ses frontières. Les tenseurs des déformations et des contraintes ainsi que les forces internes sont calculées dans des repères locaux

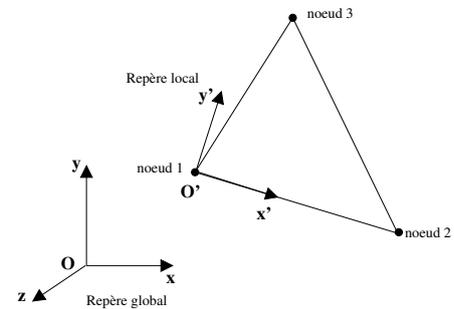
liés aux éléments. A l'aide de changements de repère et par assemblage des sous-systèmes matriciels, le système d'équation différentielle du problème complet s'écrit sous la forme d'un système matriciel exprimé et résolu dans le repère global.

2.2.1 Repère global et local

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

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

$$[\lambda_i] = \begin{bmatrix} i'_x & j'_x & k'_x \\ i'_y & j'_y & k'_y \end{bmatrix} \quad (1)$$



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

La matrice de passage $[\Lambda_i]$, qui permet de transformer les vecteurs généralisés de la structure 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 noeuds, $[\Lambda_i]$ est de dimension $(6 \times 3 * N_p)$, et $[\lambda_i]$ de dimension (2×3) .

$$[\Lambda_i] = \begin{bmatrix} \dots & [0] & [\lambda_i] & [0] & \dots & [0] & [0] & \dots \\ \dots & [0] & [0] & [\lambda_i] & \dots & [0] & [0] & \dots \\ \dots & [0] & [0] & [0] & \dots & [\lambda_i] & [0] & \dots \end{bmatrix} \quad (2)$$

2.2.2 Champs de déplacements

On considère un élément triangulaire CST comportant un noeud 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 $\underline{r}'(x', y')$ tel que :

$$\underline{r}'(x', y') = \underline{u}'(x', y') + \underline{r}'_0(x', y') \quad (3)$$

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

$$\{q'\} = \{u'_{x'1} \ u'_{y'1} \ u'_{x'2} \ u'_{y'2} \ u'_{x'3} \ u'_{y'3}\} \quad (4)$$

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

$$\{u'\} = [N]\{q'\} \quad (5)$$

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

2.2.3 Déformations et contraintes

Les déformations peuvent maintenant être calculées à travers son expression :

$$\{\epsilon'\}_e = [D']_e \{u'\}_e \quad (6)$$

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 noeuds de l'élément e , est remplacé par l'expression de son champ approché :

$$\{\epsilon'\}_e = [D']_e [N']_e \{q'\}_e = [B']_e \{q'\}_e \quad (7)$$

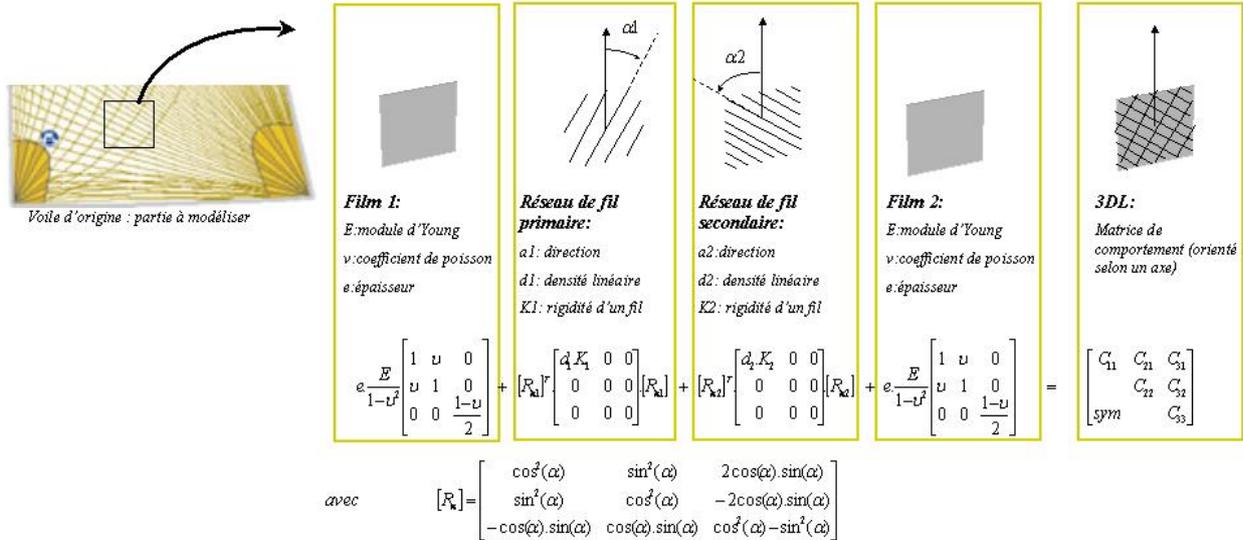


FIG. 1 – Exemple de calcul de la matrice de comportement pour une voile de type 3DL ou D4.

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

$$\{\sigma'\}_e = [C]_e \{\epsilon'\}_e = [C]_e [B']_e \{q'\}_e \quad (8)$$

$[C]$ 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 :

$$[K']_e = h A_e [B']_e^T [C]_e [B']_e \quad (9)$$

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 :

$$\{F'\}_e = [K']_e \{q'\}_e \quad (10)$$

avec

$$\{q'\}_e = \{X'\} - \{X'_{initial}\} \quad (11)$$

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.

2.2.4 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 (fig. 1). Nous utilisons ici la matrice $[C^*] = h[C]$ plus adapté 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 : ce qui suppose que les angles entre les fibres ne changent pas et que tous les matériaux restent dans leur domaine linéaire.

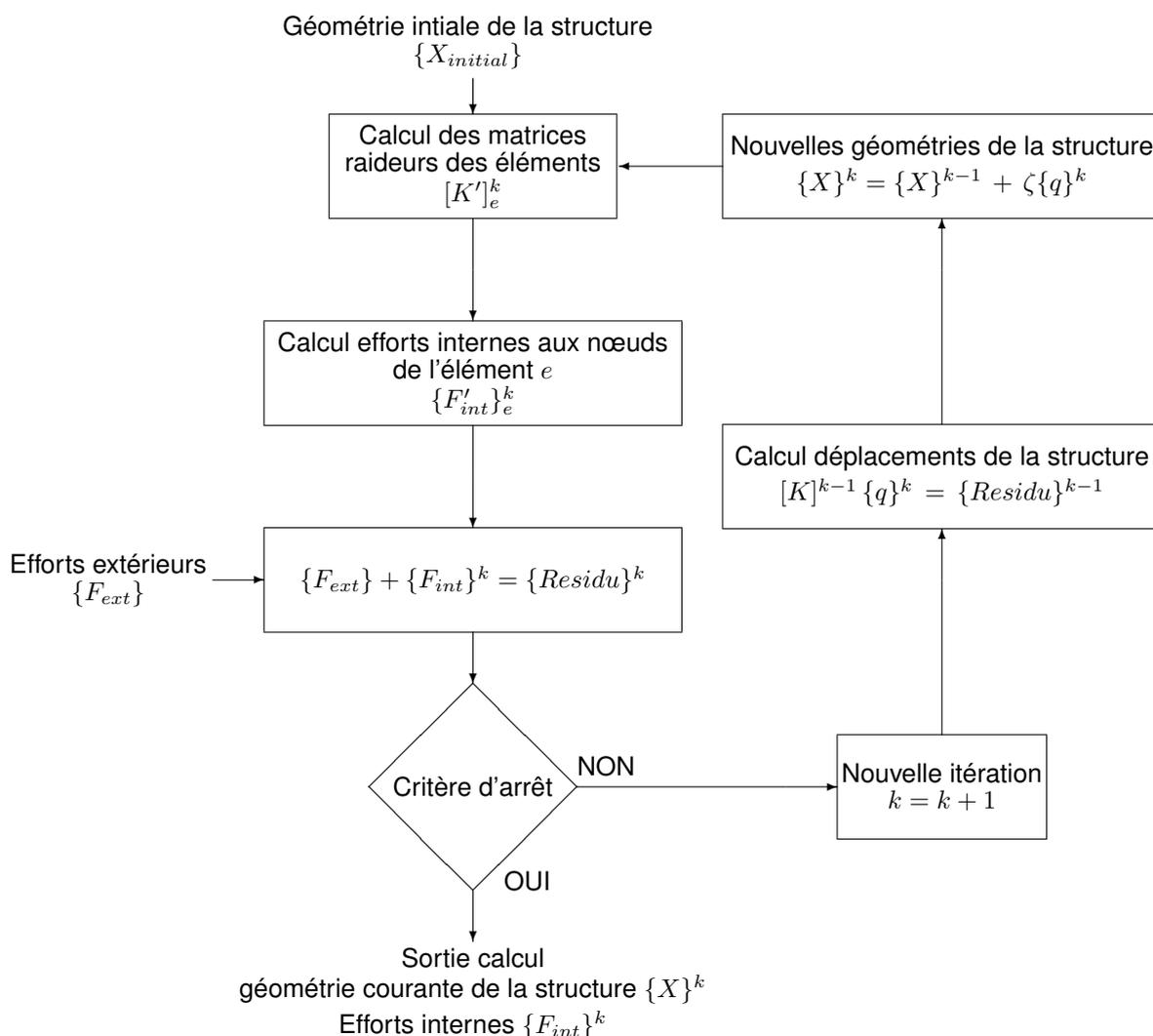
2.2.5 Résolution du système

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 $\{W_D\}$:

$$\{F_{ext}\} = [K] \{q\} = \sum_{i=1}^{N_e} [\Lambda_i]^T [K']_i [\Lambda_i] \{q\} \quad (12)$$

$\{F_{ext}\}$ 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 par l'organigramme ci-dessous :



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. Le calcul des forces internes se fait donc à travers la relation,

$$\{F'_{int}\}_e^k = [K']_e (\{X\}^k - \{X_{initial}\}) \quad (13)$$

et non,

$$\{F'_{int}\}_e^k = [K']_e \{q\}^k \quad (14)$$

Pour l'étude dynamique, les termes d'accélération sont discrétisés par un schéma de Newmark en introduisant un intervalle δt entre deux temps discrets.

2.2.6 Les modèles de plis

Les plis sont pris en compte, d'une part, en minimisant l'énergie élastiques (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 compressions 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, nous allons utiliser un modèle simple pour simuler ces plis et donc le comportement unilatéral du tissu. Pour vérifier l'état de compression du tissu, nous utilisons la matrice du tenseur des contraintes $[\sigma^*]_{2 \times 2}$ à partir de :

$$\{\sigma^*\} = [C^*] \{\epsilon\} \quad (15)$$

L'analyse des contraintes principales nous permet de déterminer l'état de compression de l'élément. Si tel est le cas, on annule la contrainte principale négative, on obtient ainsi $[\sigma_{\text{corrigé}}^*]$. L'analyse des plis (directions, pourcentage) se fait en calculant $\{\epsilon\} = [C^*]^{-1} [\sigma_{\text{corrigé}}^*]$. Ce modèle devient inadapté si les plis deviennent importants (> à 5%) mais aussi dans le cas des renforts des voiles : en effet, les voiliers renforcent fortement leurs voiles aux points d'ancrage, dont un des objectifs est justement de pouvoir tolérer de la compression.

2.2.7 Le super-fil

Dans le modèle membranaire décrit, nous nous sommes efforcés de prendre en compte, d'une part, les gréements courant et dormant, et d'autre part, les éléments rigidifiant dans les surfaces souples. L'étai est simulé par des éléments de type super-fils : ces éléments sont décrits par deux extrémités (point + quaternion) et un ensemble de points intermédiaires sur une courbe (ordre 2). Une unique tension est calculée pour l'élément super-fil et est traduite en termes de forces en chaque point. Les points intermédiaires simulent donc des poulies idéales sur un câble. Ce modèle est également utilisé pour le glissement le long des poutres comme la liaison guingant-mât, bordure-bôme ou latte-voile. Le principal avantage d'utiliser la forme courbe de la poutre, mis à part de la meilleure précision de la position des points, réside dans la continuité du glissement d'une poutre à l'autre d'où une meilleure convergence.

3 Algorithme de couplage dynamique

Le couplage des deux problèmes exprime les effets de l'interaction. Pour les modèles de structure et de fluide qui ont été choisis, 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 -Fig. 2.

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 vu la grande flexibilité du milieu solide et 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 [9]. 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

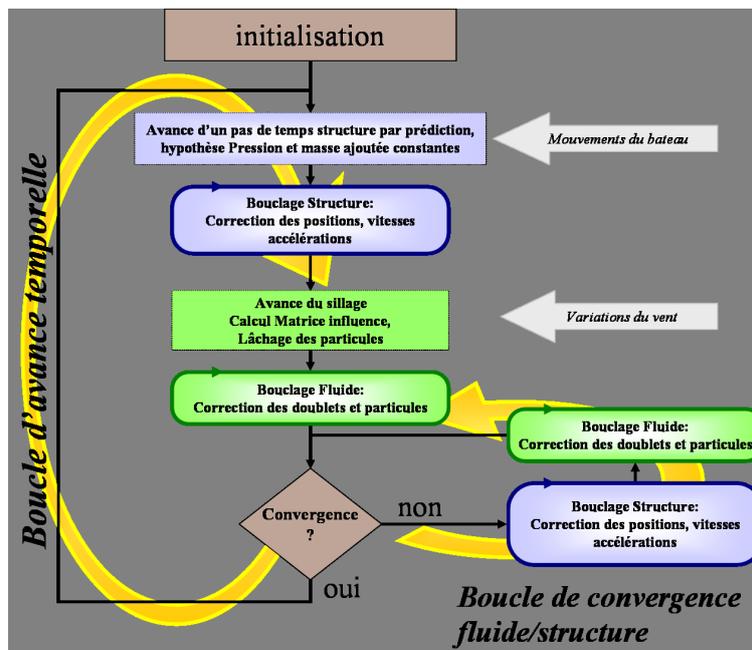


FIG. 2 – Schéma de couplage.

propre). Le temps caractéristique τ_i résultant de l'interaction est minoré par le plus petit des temps caractéristique 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 et il est nécessaire de sous-relaxer la solution ($\zeta = 0, 1$) de manière à éviter la divergence du processus ce qui augmente le temps de calcul. La notion de masse ajoutée surfacique calculée à partir du code fluide et introduite dans le code structure permet une convergence rapide en s'affranchissant de cette technique de sous-relaxation. Cette masse ajoutée surfacique exprimée en $kg.m^{-2}$ est obtenue par le calcul de la différence de pression (P) pour une accélération unitaire (\underline{a}) normale à la facette en chaque point de contrôle :

$$[MAS] = \frac{\partial P_j}{\partial a_i}$$

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 :

$$p_{dyn} = -\underline{a} \cdot \underline{n} \cdot MAS$$

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

$$d\underline{F}_{pression} = dS \cdot (p_0 - \underline{a} \cdot \underline{n} \cdot MAS) \underline{n}$$

Ce qui permet d'améliorer le conditionnement de la matrice de rigidité globale et stabiliser les calculs. La figure 4 représente la masse ajoutée surfacique qui peut atteindre 10 à 20 fois la masse surfacique de la structure, qui, pour ce type de voiles est de l'ordre de $1 kg.m^{-2}$: d'où l'importance de bien traiter le couplage dynamique. Les efforts d'inertie et d'amortissement sont également pris en compte dans la résolution dynamique. Une attention toute particulière a été menée sur la correspondance des maillages fluide et solide - Fig. 3

Afin d'illustrer la robustesse du schéma, un calcul dynamique a été mené sur le gréement du maxi trimaran Sodebo au cours d'un calcul avec un tangage imposé d'amplitude $A = 6^\circ$, de période $T = 2 s$ avec un vent apparent $AWS = 20 kt$ sous une incidence $AWA = 28^\circ$. Ce cas correspond à un cas extrême en terme de tangage. Une rampe de départ est nécessaire pour initier le mouvement et éviter une accélération trop forte. Après avoir récupéré la CAO des voiles et les données géométriques et structurelles relatives au gréement, un premier calcul en stationnaire est réalisé. Ce résultat sert à définir les conditions initiales du calcul dynamique. La figure 5 représente le champ de contrainte sur les

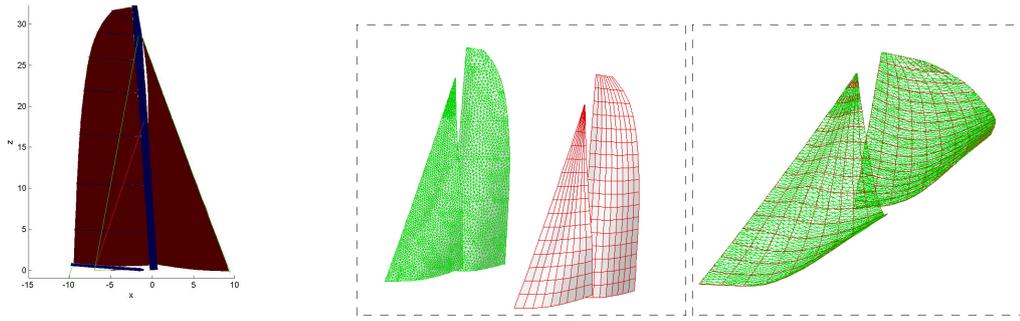


FIG. 3 – Correspondance des maillages fluide et solides - gréement du maxi trimaran Sodebo.

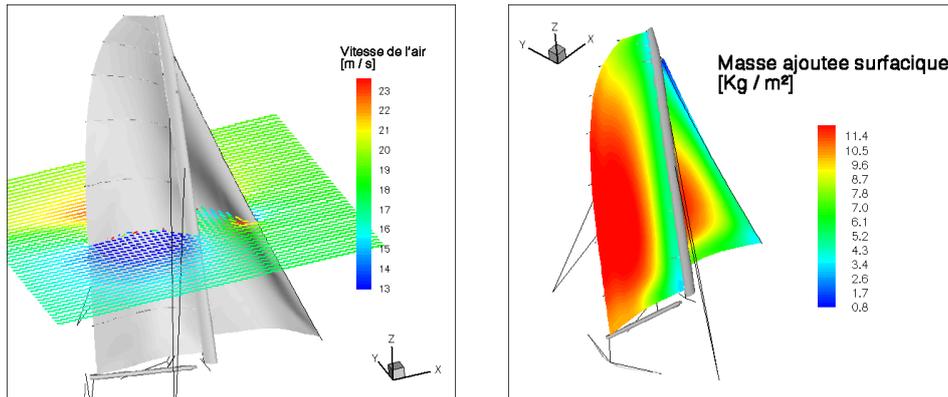


FIG. 4 – Masse ajoutée surfacique et champ de vitesse - $AW S = 20 kt$, $AW A = 28^\circ$, tangage : $A = 6^\circ$ et $T = 2 s$.

voiles et le sillage particulaire à trois instants ($t = 0,0 s$, $t = 0,7 s$ et $t = 1,5 s$) pour ce calcul dynamique. L'intensité des particules discrétisant le sillage est proportionnelle à leurs surfaces. On observe clairement l'évolution du volume des voiles (cambrure, vrillage...) ainsi que les plis. Ces calculs permettent d'accéder, d'une part, aux efforts aérodynamiques globaux, et d'autre part, aux efforts dans chaque éléments des gréements courant et dormant -Fig. 6. Ces résultats permettent de mettre en évidence le déphasage entre l'effort propulsif (F_X) et le mouvement imposé. L'effort augmente brutalement lorsque le mât commence à repartir en arrière c'est à dire lorsque l'incidence de l'écoulement apparent augmente. Ce même déphasage est observé sur la tension d'écoute de grand voile. Cette dernière triple entre les instants $t = 0,0 s$ et $t = 0,7 s$ où elle est maximale puis l'écoute devient molle entre les instants $t = 1,25 s$ et $t = 1,7 s$ où elle est nulle.

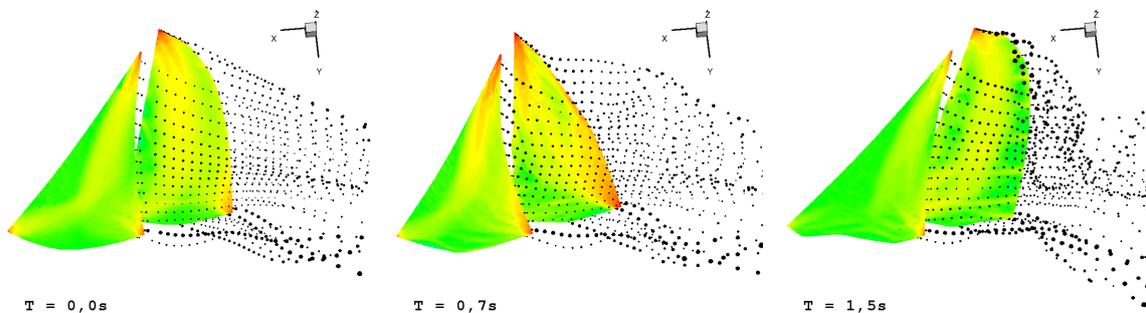


FIG. 5 – Champ de contrainte sur les voiles et sillage particulaire - $AW S = 20 kt$, $AW A = 28^\circ$, tangage : $A = 6^\circ$ et $T = 2 s$.

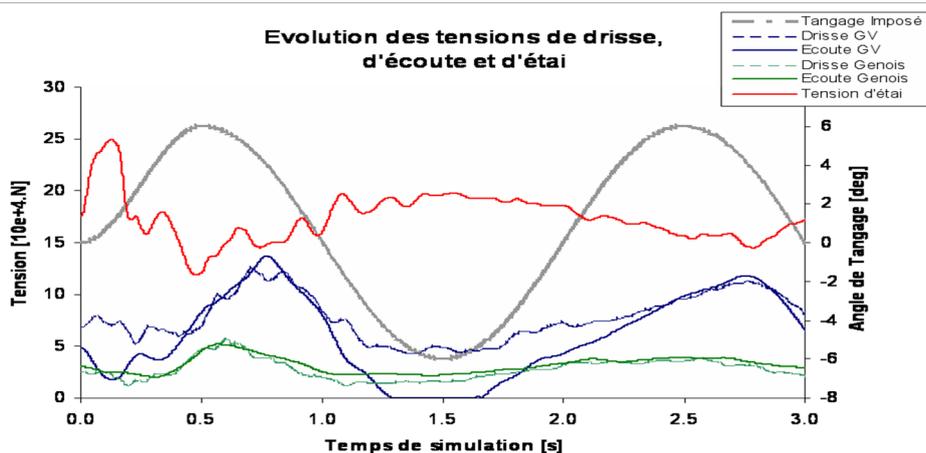
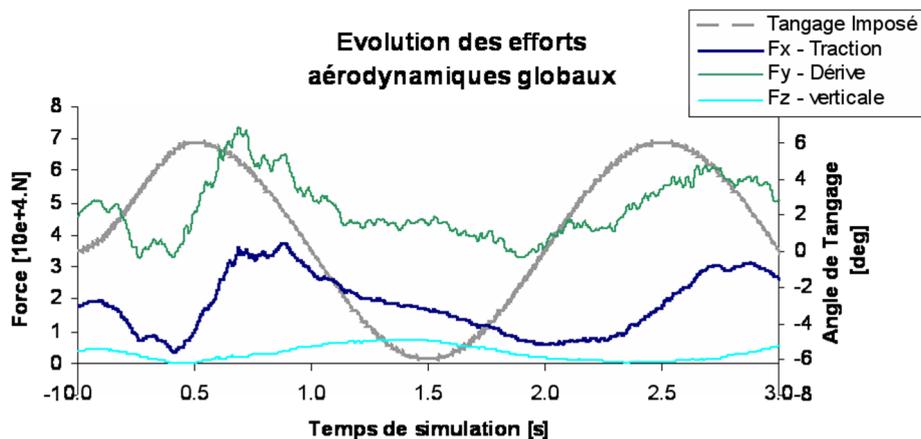


FIG. 6 – Efforts aérodynamiques globaux et tensions dans les drisses, écoutes et étai - $AW S = 20 kt$, $AW A = 28^\circ$, tangage : $A = 6^\circ$ et $T = 2 s$.

4 Mesures expérimentales

Des études expérimentales sur le comportement mécanique des voiles de bateaux ont déjà donné lieu à plusieurs travaux qui n'ont pas toujours conduit à publication, le secret étant souvent de mise en ce domaine. Citons néanmoins certaines études en soufflerie de l'écoulement autour de voiles bidimensionnelles en nylon imperméable de faible cambrure, avec ou sans mât, dans lesquelles les mesures simultanées globales et/ou locales de pression, vitesse, efforts et une photométrie associée permettent de connaître l'évolution de certains paramètres comme la cambrure maximale et sa position pour différentes incidences et différents Reynolds [10, 11, 12]. En 3D, nous pouvons citer les travaux en soufflerie de Coiro sur une grand voile triangulaire en Kevlar / Mylar, fixée sur un mât à section circulaire (hauteur mât, 1,1 m, longueur bôme 0,47 m, rayon de la section du mât 0,015 m) [13]. La forme de la voile est mesurée à l'aide d'un laser sur système de déplacement. Enfin, quelques études ont été menées sur un voilier instrumenté en condition réelle de navigation [14, 15]. L'instrumentation embarquée permettait de connaître en temps réel les efforts dans les gréements courant et dormant, les conditions de navigation (vitesse et position du voilier, vent apparent...) et la forme des voiles par un système de photométrie associé à un post-traitement. Ces mesures sont utilisées comme données d'entrée pour le calcul de l'écoulement, par une méthode RANS, autour de ces voiles considérées indéformable dont les formes sont celles en navigation. La difficulté de ce type de calculs réside dans la méconnaissance de l'écoulement autour du gréement, compte tenu des variations, en temps et en espace, de la direction et de la force du vent réel. De plus, les mouvements du navire sous l'effet de la houle et des différentes forces auxquelles est soumis le gréement, peut entraîner des mouvements de la tête de mât par rapport au navire qui ont des répercussions, d'une part, sur la mesure du vent apparent, et d'autre part, sur l'évaluation du volume des voiles (photométrie) vu que la position (et l'orientation) des caméras nécessaire

pour le post-traitement n'est plus connue. Une instrumentation embarquée de ce type est opérationnelle à l'IRENav.

4.1 Mesures en soufflerie

Les essais en soufflerie présentent l'avantage de s'affranchir des déplacements du gréement issus des mouvements de carène (aspect hydrodynamique) et de maîtriser parfaitement l'écoulement et la position du gréement dans l'espace.

Cette démarche expérimentale a été mise en œuvre dans la soufflerie du CEAT de Poitiers sur un gréement de type "sloop" (grand voile + voile d'avant) sur lequel nous avons mesuré le volume des voiles par photométrie associé à un post-traitement avec le logiciel ISIS, les efforts dans le gréement dormant (tensiomètre) et les déformations du mât (pont de jauge). Le réglage des voiles est assuré par un ensemble de quatre cerveaux moteurs radio-commandés. Ils permettent de régler l'écoute, la bordure et le chariot de la grand voile, ainsi que l'écoute du génois. Le gréement est fixé sur un disque en bois intégré dans le plancher (Fig. 7). Le disque permet, par sa rotation, de régler l'incidence du plan de voilure par rapport à la direction de l'écoulement.

Un ensemble de mesure, pour différentes vitesses de l'écoulement ($7,5 \text{ m.s}^{-1}$ à $11,5 \text{ m.s}^{-1}$) et différentes incidences du plan de voilure (15° à 25°), a été effectué, afin d'accumuler une base de données à traiter ultérieurement. Le résultat du post-traitement pour une incidence de 25° , et une vitesses de $11,5 \text{ m.s}^{-1}$ est présenté dans le tableau 1. Les différentes sections de la voile, données en pourcentage du guindant, correspondent à la position des bandes de couleurs sur la voile. Pour chacune d'entre elles nous obtenons, la cambrure correspondant au creux maximal donné en pourcentage de la corde, sa position, les angles d'entrées, de sortie et de vrillage ainsi que les creux situés à 25 %, 50 % et 75 % de la corde et exprimés en pourcentage de la cambrure.

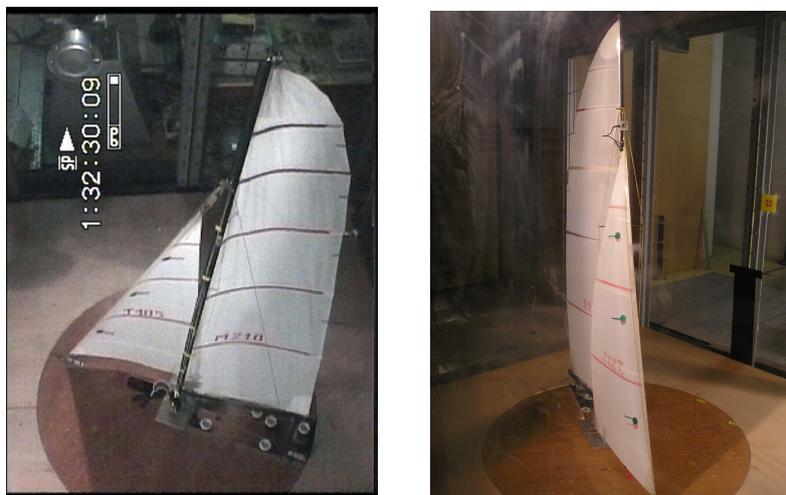


FIG. 7 – Image du gréement sur son support dans la soufflerie pendant un essai. A gauche image issue du film pour traitement ISIS - $AW S = 11,5 \text{ m.s}^{-1}$, $AW A = 25^\circ$.

Ces mesures n'ont pas été confrontées aux calculs car le moule de la voile (volume sans contrainte interne) et les caractéristiques mécaniques du gréement ne sont pas connus. Des essais de flexion, torsion et/ou traction sont en cours pour caractériser le mât, les barres de flèche et les voiles.

Un autre essai est programmé sur une maquette plus simple avec un gréement cat-boat autoporté de type "laser" pour avoir des mesures globales et locales en statique et dynamique dans le but de faire des

| Section | Cambrure (% chord) | Position (% chord) | Angle d'entrée (°) | Angle de sortie (°) | Angle de vrillage (°) |
|---------|--------------------|--------------------|--------------------|---------------------|-----------------------|
| 0 | 1,1 | 48,8 | 2 | 1,9 | 8,1 |
| 25 | 4,6 | 47,5 | 7,5 | 6,5 | 12,6 |
| 47 | 4,7 | 45,5 | 9,1 | 7,1 | 14 |
| 62 | 4,5 | 40,3 | 9,1 | 6 | 17,1 |
| 83 | 3 | 40,3 | 11,1 | 6,1 | 17,4 |

| Section | Creux 1/4 | Creux 1/2 | Creux 3/4 |
|---------|-----------|-----------|-----------|
| 0 | 70,7 | 99,9 | 66,9 |
| 25 | 72,3 | 99,8 | 65,8 |
| 47 | 77 | 99 | 63,5 |
| 62 | 80,2 | 95,2 | 54,3 |
| 83 | 86,7 | 94,9 | 55,8 |



TAB. 1 – Caractéristiques du profil de la voile - $AW S = 11,5 \text{ m.s}^{-1}$, $AW A = 25^\circ$.

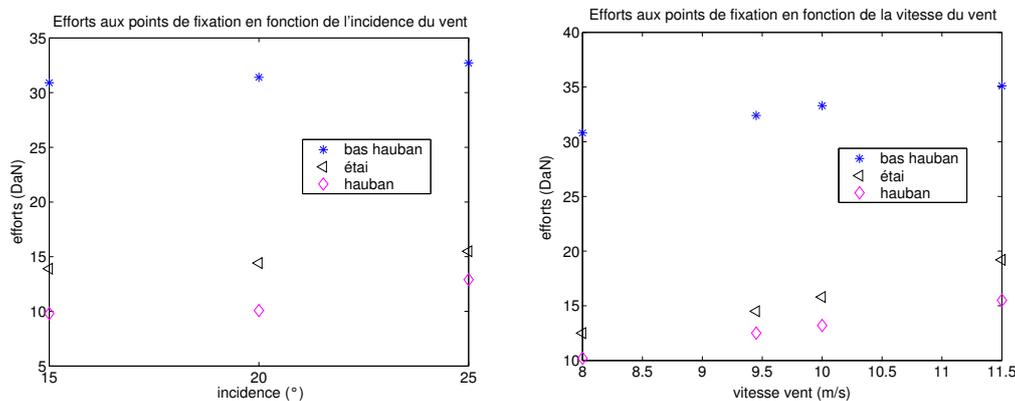


FIG. 8 – Évolution des efforts dans l'étau, le bas-hauban et le hauban en fonction (a) de l'incidence à $11,5 \text{ m.s}^{-1}$ et (b) de la vitesse de l'écoulement à 25° .

confrontations numérique - expérience. Ce plan de voilure permettra en mettre en évidence l'influence de la coupe sur les déformations de la voile et les performances aérodynamiques. En effet, à partir du moule de la voile usiné sur le centre d'usinage 5x de l'IRENav, il sera possible de confectionner plusieurs voiles différentes par assemblage de laizes collées.

4.2 Mesures *in situ*

L'objectif à terme des travaux expérimentaux est de pouvoir comparer, pour une configuration donnée, le comportement du gréement prédit par le calcul numérique avec celui observé en réalité. Outre l'instrumentation embarquée dont il est fait référence dans la section 4, une centrale d'attitude a été développée dans le cadre d'un projet mené à l'IRENav sur la dynamique d'une plateforme en mouvement [16]. Le dispositif expérimental comporte six accéléromètres et trois gyromètres miniatures, de type piezo-électrique, ainsi qu'un système d'acquisition intégré. Un travail important a été réalisé sur le conditionnement et le traitement des signaux afin d'extraire l'information pertinente. En effet, les mouvements du mobile peuvent s'avérer complexes et variés du fait de l'état de la mer et des efforts aérodynamiques et hydrodynamiques qui conduisent à des déplacements significatifs des centres instantanés de rotation. L'objectif étant la stabilité et non le suivi de trajectoire ou le positionnement, l'étude a privilégié en premier lieu la position angulaire de la plateforme par rapport au plan horizontal du lieu, à savoir les angles de gîte et d'assiette, ainsi que leurs dérivées première et seconde. Parmi les autres degrés de

liberté, seules la vitesse de lacet et les accélérations suivant les trois translations ont également été considérées. Le principe du traitement des données issus des deux types de capteurs pour fournir une mesure correcte en temps réel des angles de gîte et d'assiette repose sur l'intégration des mesures des gyromètres sur une courte échéance et d'ajuster cette estimation par les données issues des accéléromètres moyennées sur une longue échéance. Les informations traitées (position, vitesse et accélération de translation et rotation) de cette centrale d'attitude ont été testées avec succès au cours de plusieurs campagnes de mesures sur l'exapode de l'École Centrale de Nantes. L'enregistrement simultané des données de navigation (loch, anémo, girouette, GPS...) et des attitudes et mouvements de la plateforme a permis de réaliser un calcul du vent réel nettement plus précis que ce qui est fait généralement.

Les mouvements du bateau et la variation de vent réel mesurés sont les données d'entrée des codes fluide et structure (*c.f.* section 3). Les mouvements du bateau peuvent également être issus d'un calcul hydrodynamique.

Dans le but de confronter un résultat de calcul à des mesures en navigation, un essai à été mené sur un J80 équipé de l'instrumentation précédente dans des conditions de vent "musclées" ce qui nous a permis de ne faire que des comparaisons qualitatives sur la forme de la voile et en particulier sur les plis. Dans ces conditions de navigation, le pataras, la bordure, le hale-bas et le cuningam sont pris au maximum et le réglage de la voile se fait principalement sur le chariot d'écoute. Pour la simulation numérique, la voile cross cut est reconstituée à partir de la forme des laizes données par le maître voilier. La matrice de comportement est calculée à partir des tests de traction (chaîne, trame, biais) disponibles. Les sections du mât et de la bôme sont connus (SPARCRAFT) et leurs rigidités ont été calculées puis vérifiées par des mesures lors d'un essais de flexion en deux appuis. Lors de la simulation, le simple fait de prendre le pataras fortement et de reprendre de l'écoute de GV fait apparaître des plis entre le point d'écoute et le milieu du mât. Ces plis, représentés sur la figure 9, sont très visibles, d'une part, sur la photo extraite du film de la caméra de tête de mât, et d'autre part, sur le résultat de la simulation vu que leurs taille sont largement supérieur à la taille du maillage. Lorsque ce n'est pas le cas, comme certains plis le long du mât et de la bôme qui sont observables sur la photo extraite de la vidéo, ils sont calculés et positionnés (zone bleu) à partir d'une analyse des contraintes principales dans chaque élément au cours de la simulation (*c.f.* section 2.2).

5 Conclusion et perspectives

Cette étude est une contribution à un modèle d'interaction fluide structure destiné à la prédiction du comportement d'une surface souple de faible épaisseur soumise à un écoulement. Le cadre de validité du modèle est défini par les hypothèses de petites déformations en grand déplacements et de fluide parfait. L'accent a été mis sur le coupage dynamique de l'interaction par un schéma implicite avec la prise en compte d'une masse ajoutée surfacique pour une convergence rapide.

Des mesures dans la soufflerie du CEAT de Poitiers et *in situ* ont été menées dans le but d'accumuler des informations globales et locales dans différentes configurations pour estimer, par une confrontation, la validité des résultats numériques non plus de manière qualitative mais quantitative.

Ces développements restent une base essentielle à la compréhension des divers mécanismes de l'interaction fluide structure appliquée aux voiles et permet également, à terme, d'envisager d'optimiser le comportement d'un voilier en navigation réelle et de prendre en compte des variations importantes des caractéristiques des voiles telles que les structures moulées type 3DL ou D4.

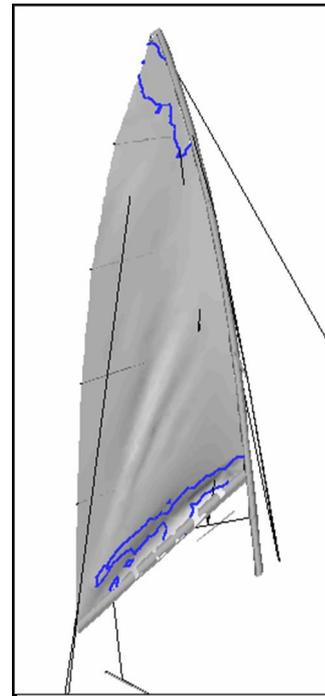


FIG. 9 – Comparaison numérique - expérience : J80 en navigation. A gauche, image issue du film pour traitement ISIS. A droite, résultat de calcul - $AW S = 25 \text{ kt}$, $AW A = 25^\circ$.

Références

- [1] Y. ROUX & M. BA & J-P. BOIN & M. GUILBAUD & F. HAUVILLE & S. HUBERSON. Sailing boat performance prediction. *Ship Technology Research*, 2(52) :54–64, 2005.
- [2] O.LE MAITRE & J.E. SOUZA DE CURSI & S. HUBERSON. Large displacements analysis for ideally flexible sails. *European Journal of Mechanics A/Solids*, 17 :619–636, 1998.
- [3] S. MOUNOURY & F. HAUVILLE & M. DURAND & J-A. ASTOLFI & Y. ROUX. Aéroélasticité non linéaire appliquée aux voiles. In 10^{èmes} Journées de l'Hydrodynamique, pages 395–408. Ecole Centrale de Nantes, Nantes, 7-9 Mars 2005.
- [4] S. MOUNOURY. *Contribution au modèle d'interaction fluide structure de prédiction de comportement d'une surface souple de faible épaisseur soumise à un écoulement ; application aux voiles*. PhD thesis, IRENav-Ecole Centrale de Nantes, Septembre 2006.
- [5] J.F. IMBERT. *Analyse des structures par éléments finis*. CÉPADUÈS-ÉDITIONS, 1995.
- [6] C. REHBACH. Calcul d'écoulements tri-dimensionnels instationnaires de fluide parfait avec nappes tourbillonnaires. Document ONERA - Rapport 10/1737 AY 306, 12/1737 AY 308 et 13/1737 AY 312, 1979 - 1980.
- [7] T. CHARVET & F. HAUVILLE & S. HUBERSON. Numerical simulation of the flow over sails in real sailing conditions. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics - Special Issue of Sail Aerodynamics*, 63(ISSN 0167 - 6105) :111–129, Octobre 1996.
- [8] F. HAUVILLE & Y. ROUX. Réglage dynamique d'une voile par une méthode d'interaction fluide / structure. In 9^{èmes} Journées de l'Hydrodynamique, Poitiers, 10-12 Mars 2003.
- [9] R. WUCHNER & A. KUPZOK & K.-U. BLETZINGER. Simulation of fluid-structure-interaction with free form membrane structures using an implicit coupling scheme with adaptive under relaxation. In *European Conference on Computational Fluid Dynamics-ECCOMAS CFD 2006*, Egmond aan Zee, The Netherlands, September 5-8 2006.
- [10] B.G. NEWMAN & H.T.S. LOW. Two-dimensional impervious sails : experimental results compared with theory. *Journal of Fluid Mechanics*, (144) :445–462, 1984.

- [11] S. CYR & B.G. NEWMAN. Flow past two-dimensional membrane aerofoils with rear separation. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics - Special Issue of Sail Aerodynamics*, (63) :1–16, 1996.
- [12] R. WEBER & O. LORILLU & J. HUREAU. Elaboration d'un code de calcul d'écoulement autour d'une voile souple 2d et validation expérimentale. In *9^{èmes} Journées de l'Hydrodynamique*, Poitiers, 10-12 Mars 2003.
- [13] P. COIRO & F. NICOLOSI & F. SCHERILLO & U MAISTO. Numerical and experimental aeroelastic analysis of sails. In *High Performance Yacht Design Conference*. Auckland, 4-6 December 2002.
- [14] Y. MASUYAMA & T. FUKASAWA. Full scale measurement of sail force and validation of numerical calculation method. In *The Thirteenth Chesapeake Sailing Yacht Symposium*, pages 23–36, 1995.
- [15] G. CLAUS & W. HEISEN. Cfd analysis on the flying shape of modern yacht sails. In *The twelfth International Congress of the International Maritime Association of the Mediterranean*, 26-30 September 2005.
- [16] M. DURAND & P. BOT & F. HAUVILLE & V. FLOURIOT. Etude et conception d'un outil d'analyse du comportement dynamique d'une plateforme en mouvement - application aux retournement des multicoques. Technical report, Contrat d'étude IRENav/SeaSideTech N° W 02 40 013 et S 02 40 0273, 2003.