

**ETUDE NUMERIQUE ET EXPERIMENTALE DU
COMPORTEMENT HYDROELASTIQUE D'UN PROFIL
PORTANT**

***NUMERICAL AND EXPERIMENTAL STUDY OF THE
HYDROELASTIC BEHAVIOR OF A HYDROFOIL***

F. GAUGAIN^{*,}, F. DENISET^{**}, J.F. SIGRIST^{*}, J.A. ASTOLFI^{**}**

^{*} DCNS Research, Département Dynamique des Structures,

DCNS, 44620 LA MONTAGNE

fabien.gaugain@dcnsgroup.com

^{**} Institut de Recherche de l'Ecole Navale,

BCRM Brest CC600, 29240 BREST Cedex 9

Résumé

Cet article présente une comparaison numérique et expérimentale de l'interaction fluide-structure entre un hydrofoil déformable et un écoulement stationnaire. Le problème couplé est résolu par une méthode itérative séquentielle, avec les domaines fluide et structure calculés séparément, avec des discrétisations volumes finis et éléments finis respectivement. Les contraintes et les déplacements sont considérés en bon accord avec les résultats expérimentaux, obtenus sur un hydrofoil instrumenté de jauge d'extensométrie et dont le déplacement au bord libre est mesuré.

Summary

This paper presents a numerical and experimental study of the interaction between a deformable hydrofoil and a steady flow. The coupled problem is solved by an iterative sequential approach with fluid and structure domains calculated respectively with FVM and FEM code. Stresses and displacements are predicted with a satisfactory accuracy. During test, the hydrofoil is instrumented with extensometric gauges and the displacement of the tip section is measured.

I – Introduction

La conception des surfaces portantes sur les navires, tels que les safrans, les stabilisateurs ou encore les pales de propulseurs nécessite la connaissance des conditions de chargement. En général, ces conditions sont définies par l'écoulement qui peut induire des vibrations, des déformations et des contraintes dans la structure. La modification de la géométrie de la structure modifie à son tour l'écoulement, lequel agit en retour sur la dynamique de la structure et ainsi de suite. L'utilisation de matériaux plus flexibles, tels que les composites, rend la prise en compte de ce phénomène de couplage importante pour améliorer les performances et la durée de vie des équipements considérés. Par exemple, [1] propose d'étudier la faisabilité de propulseur à géométrie adaptable par l'élasticité propre de la structure afin de diminuer, voire de retarder, la formation de cavitation.

Pour atteindre un tel objectif, il nous faut disposer de modèles numériques capables de résoudre un couplage fluide-structure. A l'heure actuelle, on peut distinguer deux approches.

La première, appelée monolithique, consiste à résoudre le problème fluide et structure en un bloc. Tout d'abord, cette méthode requiert généralement une reformulation des équations du fluide dans une formulation Lagrangienne, l'utilisation d'une formulation Eulérienne pour la structure étant aussi possible. Ensuite, le problème peut-être résolu avec une formulation volumes finis [2], ou éléments finis [3]. Cette approche nécessite en général des temps de calculs relativement longs et n'est pas aujourd'hui implémentée dans des codes industriels.

La seconde approche, appelée partitionnée, consiste à résoudre chaque partie du problème séparément avec un solveur dédié pour le fluide et un autre pour la structure. Un troisième code est alors utile pour piloter le couplage et échanger les informations entre les deux solveurs. Le principal avantage de cette méthode est la possibilité de réutiliser des solveurs existants avec des maillages adaptés pour le fluide et la structure. Cependant, cette technique nécessite des algorithmes de couplages en temps et en espace robustes et précis. L'approche partitionnée possède de nombreuses variantes, notamment concernant les méthodes de résolution utilisées pour le domaine fluide, par exemple [4] résout l'écoulement avec une approche éléments finis, [5] avec une approche par éléments de frontière (BEM) et [6] avec une approche volumes finis. Les différents algorithmes de couplages sont présentés dans [7].

Le processus expérimental est décrit dans un premier temps. Ensuite la formulation du problème fluide-structure et les méthodes utilisées pour sa résolution sont présentées. Enfin les résultats numériques obtenus sont comparés avec les résultats expérimentaux.

II – Processus expérimental

Les essais sont réalisés au tunnel hydrodynamique de l'Institut de Recherche de l'Ecole Navale. Une vue schématique du tunnel est présentée sur la figure 1, le cercle indiquant la position de la section de test présentée en photo avec l'hydrofoil monté. La section de test est une section carrée de côté égale à 0,192 m et de longueur 1 m.

L'hydrofoil testé est de type NACA66-312 avec un angle de portance nul à $-2,35^\circ$, un taux de cambrure de 2%, une épaisseur relative de 12%, une longueur de corde $C=150$ mm et une envergure $B=191$ mm. Il est réalisé en polyacétate (POM), dont le module d'Young est égal à 3100 MPa, la masse volumique à 1480 kg/m^3 et le coefficient de Poisson à 0,35. La figure 2 montre la géométrie du profil portant et l'emplacement des points de mesures des contraintes. Lors des essais, une bande rugueuse est installée au bord d'attaque du profil afin de forcer une couche limite pleinement turbulente et d'éviter la transition [6].

L'objectif des essais est de déterminer le déplacement et les contraintes dans le profil pour un angle d'incidence fixe. Pour un angle nul, la corde du profil est placée à mi-hauteur de la section de test.

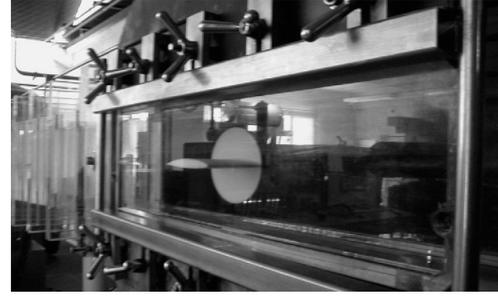
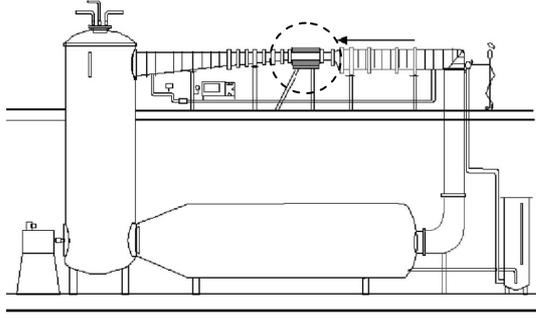


Figure 1. Gauche : Schéma du tunnel hydrodynamique de l'IRENav – Droite : Photo de la section de test avec l'hydrofoile monté (l'écoulement arrive de la droite)

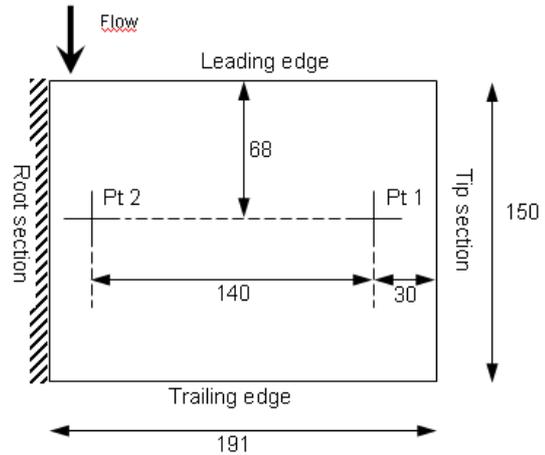
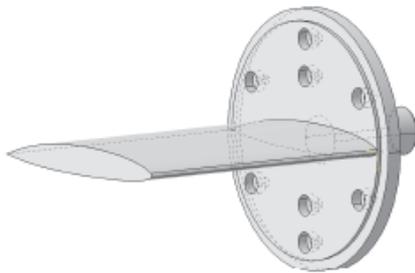


Figure 2. Gauche : géométrie de l'hydrofoile NACA66-312 - Droite : emplacement des jauges de contraintes sur l'intrados de l'hydrofoile, le point 2 correspondant au point de mesures (les dimensions sont en mm)

Les essais sont réalisés pour des angles d'incidence fixes compris entre 4 et 8°. L'axe de rotation de l'hydrofoile est localisé à mi-corde. La vitesse d'entrée est égale à 5 m/s et la pression ambiante du tunnel est égale à celle de l'atmosphère.

III – Equation du problème

Afin de déterminer les contraintes, les déformations et le déplacement de la section libre du profil, un problème couplé doit être résolu. L'écoulement provoque une déformation qui induit une modification de l'écoulement en terme de vitesse et de pression. L'équation (1) décrit le comportement de la structure dans une formulation en déplacement,

$$\rho_s \frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} - \frac{\partial \sigma_{ij}(\mathbf{u})}{\partial x_j} = 0 \text{ dans } \Omega_s \quad (1)$$

avec \mathbf{u} le déplacement de la structure, ρ_s la masse volumique de la structure et $\boldsymbol{\sigma}$ le tenseur des contraintes. La frontière à l'encastrement Γ_{clamp} a un déplacement nul :

$$u_i = 0 \text{ sur } \Gamma_{\text{clamp}}$$

Le comportement du fluide est décrit par les équations de Navier-Stokes en supposant un écoulement incompressible. L'équation (2) exprime la conservation locale de la quantité de mouvement et l'équation (3) la conservation locale de la masse.

$$\frac{\partial \rho_f v_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho_f v_i v_j}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\mu \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \right) \text{ dans } \Omega_f \quad (2)$$

$$\frac{\partial \rho_f}{\partial t} + \frac{\partial \rho_f v_j}{\partial x_j} = 0 \text{ dans } \Omega_f \quad (3)$$

Les conditions aux limites sont $p = p_{out}$ sur Γ_{outlet} avec p_{out} égale à la pression atmosphérique et $v_i = v_{in} = 5 \text{ m/s}$ ($Re = 7.5 \times 10^5$). Les conditions aux limites à la paroi du foil correspondent aux conditions de couplage. Premièrement, la condition cinématique se traduit par la continuité des vitesses à l'interface :

$$v_i = \frac{\partial u_i}{\partial t} \text{ sur } \Gamma_{fsi} \quad (4)$$

Deuxièmement, la condition dynamique implique la continuité du vecteur contrainte à l'interface :

$$\sigma_{ij}(\mathbf{u}) n_j = \left[-p \delta_{ij} + \mu \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \right] n_j \quad (5)$$

IV – Méthode numérique

Une méthode partitionnée est utilisée dans cette étude avec un processus itératif. La figure 3 présente l'algorithme de résolution. Une fois l'écoulement fluide résolu par ANSYS CFX, les forces hydrodynamiques sont utilisées pour calculer la réponse de la structure en terme de déplacement, de contrainte et de déformations. ANSYS Mechanical est utilisé pour résoudre le problème structure. Après avoir déterminé le déplacement de la structure, on transfère sa valeur à l'interface au maillage fluide. Le maillage initial est alors déformé en conséquence. Enfin, un nouveau calcul fluide est réalisé et ainsi de suite. Le processus itératif prend fin lorsque le critère de convergence sur les grandeurs échangées entre les codes est atteint.

Le problème fluide est résolu par une méthode volume fini [8] et la structure par une méthode élément fini [9]. Ces méthodes sont brièvement décrites ci-dessous ainsi qu'une présentation des algorithmes de couplage.

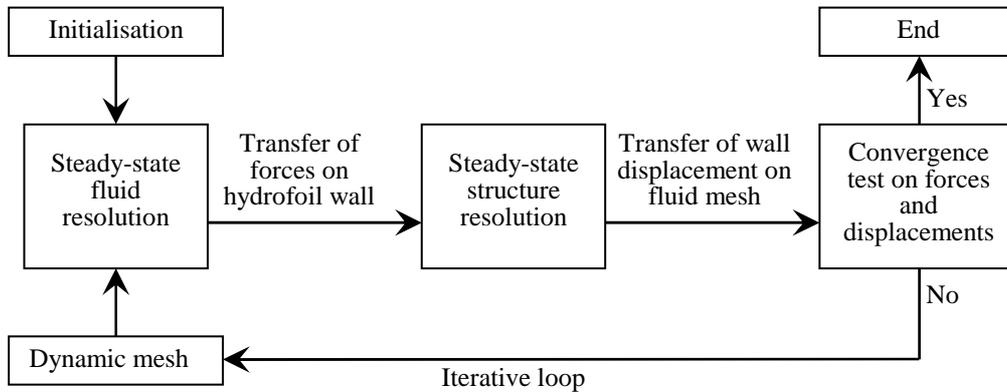


Figure 3. Algorithme de résolution du problème couplé stationnaire

IV – 1 Problème structure

Dans un cas stationnaire, l'équation (1) devient :

$$\frac{\partial \sigma_{ij}(\mathbf{u})}{\partial x_j} = 0 \text{ dans } \Omega_S \quad (6)$$

La méthode des éléments finis requiert une formulation en intégrale pondérée qui est obtenue en multipliant l'équation (6) par le champ des déplacements virtuels $\delta \mathbf{u}$. Puis, on intègre sur le domaine structure et avec les conditions aux limites on arrive à :

$$\int_{\Omega_S} \sigma_{ij}(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}(\delta \mathbf{u}) d\Omega_S - \int_{\Gamma_{fsi}} \sigma_{ij}(\mathbf{u}) n_j \delta u_i d\Gamma_{fsi} = 0 \quad (7)$$

avec ε le tenseur linéaire des déformation et \mathbf{n} le vecteur normal à l'interface.

La décomposition par éléments finis utilise des fonctions d'interpolation nodale classiques qui permettent d'obtenir la matrice de raideur \mathbf{K} et le vecteur des forces extérieures appliquées à la structure \mathbf{F}_e . Ce dernier terme contient les conditions de couplage.

$$\int_{\Omega_S} \sigma_{ij}(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}(\delta \mathbf{u}) d\Omega_S \rightarrow \delta \mathbf{U}^T \mathbf{K} \mathbf{U} \quad (8)$$

$$\int_{\Gamma_{fsi}} \sigma_{ij}(\mathbf{u}) n_j \delta u_i d\Gamma_{fsi} \rightarrow \delta \mathbf{U}^T \mathbf{F}_e \quad (9)$$

L'équation discrétisée du problème structure est :

$$\mathbf{K} \mathbf{U} - \mathbf{F}_e = \mathbf{0} \quad (10)$$

Cette équation est résolue par une méthode itérative de type Gradient Conjugué Préconditionné (PGC). Le critère de convergence est atteint quand $\mathbf{K} \mathbf{U}$ est égale à $\mathbf{F}_e + \varepsilon$ avec ε égal à 10^{-8} .

IV – 2 Problème fluide

La méthode des volumes finis se construit à partir de l'intégration des équations (2) et (3) sur un volume de contrôle. Dans le cas présent, l'écoulement est stationnaire, ce qui permet d'éliminer les termes inertiels. L'utilisation d'une formulation ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian) [10] introduit une vitesse de maillage \mathbf{w} .

$$\int_{\Gamma} \rho_f (v_j - w_j) dn_j = 0 \quad (11)$$

$$\int_{\Gamma} \rho_f (v_j - w_j u_i) dn_j = - \int_{\Gamma} p dn_j + \int_{\Gamma} \mu_{eff} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) dn_j \quad (12)$$

Les intégrales surfaciques sont approximées par des sommes aux points d'intégration. La détermination des grandeurs aux points d'intégration est effectuée à l'aide de fonctions de formes N à partir de leurs valeurs aux nœuds du maillage.

Les équations (11) et (12) deviennent :

$$\sum_{ip} (\rho_f (v_j - w_j) \Delta n_j)_{ip} = 0 \quad (13)$$

$$\sum_{ip} (\rho_f (v_j - w_j v_i) \Delta n_j)_{ip} = - \sum_{ip} (p \Delta n_j)_{ip} + \sum_{ip} \left(\mu_{eff} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \Delta n_j \right)_{ip} \quad (14)$$

où les gradients du terme diffusif sont approximés par une somme sur les n nœuds de l'élément considéré :

$$\left. \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial \mathbf{x}} \right|_{ip} = \sum_n \left. \frac{\partial N_n}{\partial \mathbf{x}} \right|_{ip} \mathbf{v}_{ip} \quad (15)$$

Le schéma d'advection utilise la vitesse amont \mathbf{v}_{up} et le gradient de la vitesse pour approximer \mathbf{v}_{ip} :

$$\mathbf{v}_{ip} = \mathbf{v}_{up} + \beta \nabla \mathbf{v} \Delta \mathbf{r} \quad (16)$$

$\Delta \mathbf{r}$ est le vecteur dirigé du nœud amont au point d'intégration. β est un coefficient dont la formulation est détaillée par [11].

Le couplage vitesses-pression est basé sur une formulation couplée. CFX utilise un maillage colocalisé, la méthode de Rhie-Chow [12] permet de stabiliser le calcul. Dans cette étude, la turbulence est modélisée par un modèle $k-\omega$ SST avec lois de parois [13].

Finalement, un système d'équations discrètes est obtenu. Une méthode multigrille est employée pour sa résolution. Une résolution itérative utilisant un pseudo-temps est conduite par CFX jusqu'à atteindre le critère de convergence fixé pour les résidus à 10^{-6} .

IV – 3 Algorithme de couplage

Puisque le problème considéré est stationnaire, l'algorithme de couplage dans cette étude se limite au couplage spatial. Celui-ci consiste à transférer les efforts hydrodynamiques au maillage structure et les déplacements de la structure au maillage fluide. Il est aussi nécessaire d'adapter le maillage fluide au déplacement de la structure.

L'échange des données à l'interface est simple dans le cas de maillages conformes – les faces, arrêtes et nœuds des maillages fluides et structures sont identiques – les données des nœuds structures sont directement transmises aux nœuds fluides correspondant et inversement. Pour un maillage non-conforme [14] utilise l'interface pour projeter les nœuds fluides et structures. Pour l'interpolation, [15] utilise les points de Gauss où des splines. [16] donne plus d'informations sur les méthodes de projections et d'interpolations.

Le transfert des déplacements de ANSYS à CFX utilise une méthode « bucket » avec une interpolation linéaire, [17] emploie une méthode similaire.

Le transfert des forces de CFX à ANSYS requiert une conservation global de l'information. La projection des éléments est réalisée sur l'interface et l'interpolation utilise une méthode de pondérations basée sur la surface des éléments projetés. La méthode est détaillée dans [18].

Dans ces deux cas, les données échangées sont sous-relaxées dans le but de limiter les possibles divergences numériques entre deux itérations.

L'adaptation du maillage fluide requiert la définition de la vitesse du maillage utilisée en ALE qui définit le déplacement des nœuds. A l'interface ξ , le vecteur déplacement de la grille est égal au déplacement de la structure. Aux autres frontières du domaine fluide, le déplacement du maillage est nul. Entre les deux, le déplacement est défini par une équation de diffusion :

$$\frac{\partial}{\partial x_j} \left(k_{disp} \frac{\partial \xi_i}{\partial x_j} \right) = 0 \quad (17)$$

où, k_{disp} est la raideur du maillage qui est une fonction de la distance à l'interface d :

$$k_{disp} = \left(\frac{1}{d} \right)^{C_{stiff}} \quad (18)$$

Dans cette étude, C_{stiff} est pris à sa valeur par défaut, fixée à 10. Le déplacement du maillage fluide peut-être défini par d'autres méthodes, par exemple [19] utilise une méthode dite des « ressorts ».

Le dernier but de l'algorithme de couplage est le contrôle de la convergence des valeurs échangées. Pour cela, le critère de convergence est fixé à 10^{-3} sur les résidus des déplacements et des forces échangés.

V – Modélisation géométrique et décomposition spatiale

V – 1 Modélisation géométrique

Le domaine de calcul correspond à la géométrie de la section d'essais du tunnel. La longueur du domaine est modifiée pour avoir 5 cordes en amont du bord d'attaque et 10 cordes en aval du bord de fuite. La figure 4 montre le domaine obtenu. La géométrie de l'hydrofoil est réduite à la partie portante, qui est supposée encastrée dans la paroi du tunnel. Les parois verticales et horizontales du tunnel sont remplacées par des conditions de symétrie et l'entrefer situé entre la section libre du foil et la paroi verticale est négligée.

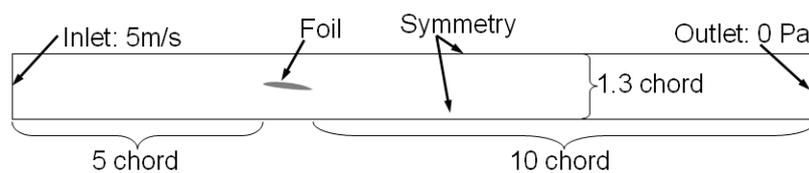


Figure 4. Domaine de calcul

V – 2 Maillages

Le maillage fluide utilisé est réalisé avec 2 005 150 éléments hexaédriques. Il permet d'obtenir une valeur moyenne de y^+ égale à 129 autour du profil. La figure 5 présente une vue du maillage dans une section 2D et sur la surface du profil qui est discrétisé en 70 éléments sur l'envergure.

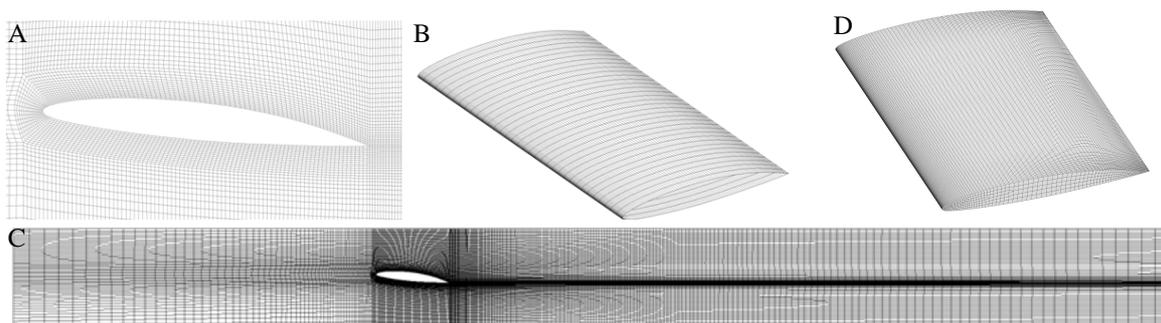


Figure 5. Maillage fluide autour du profil dans un plan 2D (A), sur l'interface (B), dans une section verticale du domaine (C), et maillage structure (D)

Le maillage structure utilise des éléments quadrangulaires à 20 nœuds (voir figure 5D). Il comporte 70 éléments le long de l'envergure ce qui permet d'assurer une coïncidence minimale entre les maillages fluide et structure. Une étude précédente a permis d'étudier l'influence du maillage sur les résultats [20].

VI – Résultats et discussion

VI – 1 Efforts hydrodynamiques

L'évolution des efforts hydrodynamiques en fonction de l'angle d'incidence, sur la figure 6, montre que plus l'incidence augmente plus les efforts augmentent, que ce soit avec ou sans déformation du profil. Du fait des faibles déformations, l'effet sur les efforts reste peu significatif. On constate aussi que l'effort de portance est non nul à l'incidence nulle, ce qui correspond bien au comportement d'un profil non symétrique.

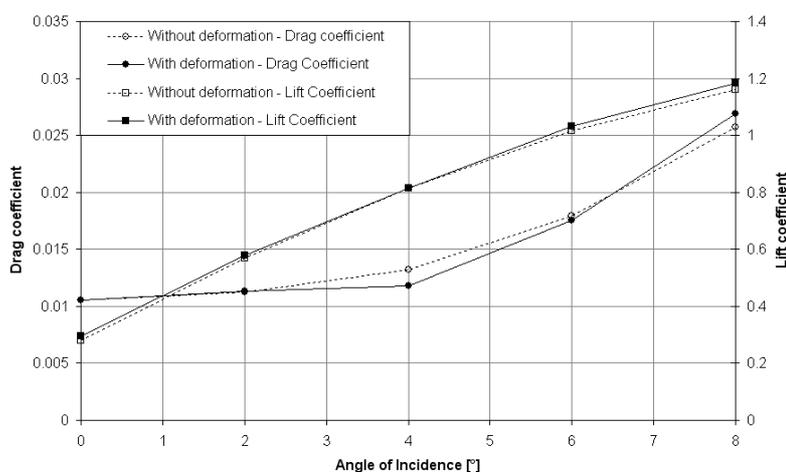


Figure 6. Evolution des coefficients de portance (lift) et de traînée (drag) obtenus numériquement avec et sans prise en compte de la déformation du profil en fonction de l'angle d'incidence – ($Re=7.5 \times 10^5$, $U=5$ m/s)

L'hydrofoil instrumenté ne permet pas la mesure des efforts expérimentalement. Par contre, un profil portant de géométrie identique réalisé en acier inoxydable a été équipé d'une balance des efforts. Il permettra de vérifier que les valeurs numériques obtenues sans déformation sont conformes à la réalité ou non.

VI – 2 Déplacement de la section libre

Le déplacement total de la section libre du profil est présenté sur la figure 7 en fonction de l'angle d'incidence. Le déplacement augmente avec l'incidence, ce qui correspond bien à l'évolution des efforts hydrodynamiques. Le déplacement plus faible au bord de fuite traduit le vrillage du profil. La comparaison des résultats numériques avec ceux expérimentaux montre une bonne précision de la méthode pour la prédiction du déplacement.

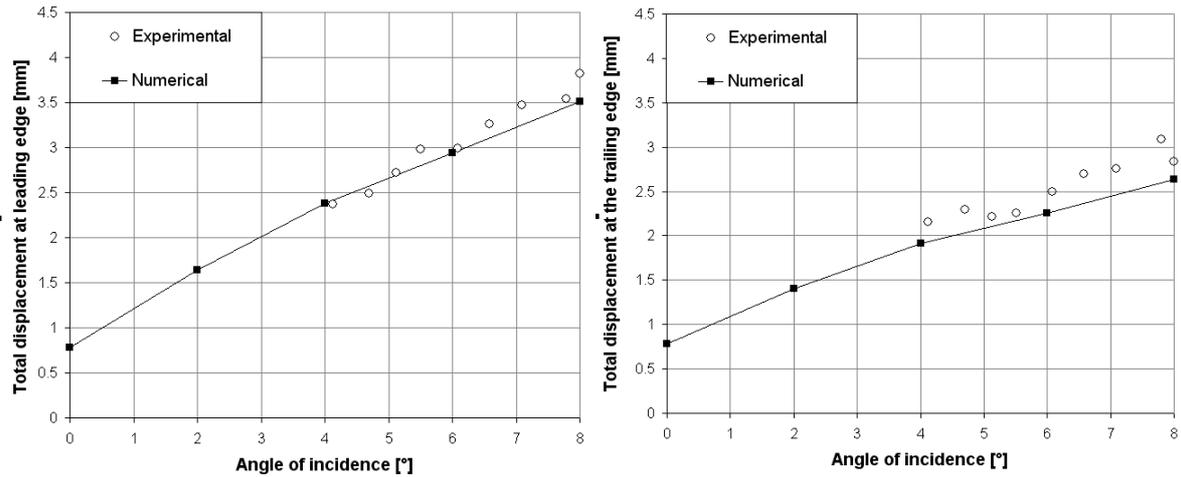


Figure 7. Déplacement total de la section libre au bord d'attaque à gauche et au bord de fuite à droite, obtenu numériquement et expérimentalement pour différents angle d'incidence – ($Re=7.5 \times 10^5$, $U=5$ m/s)

VI– 3 Déformations principales

Les jauges extensométriques permettent de déterminer les déformations principales du profil en fonction de l'incidence, voir sur la figure 8. Pour les faibles angles, on peut considérer que la première direction principale est alignée avec l'envergure du profil et la seconde avec la corde. La figure 8, montre alors clairement la prédominance de la déformation de flexion sur la déformation de torsion. Les valeurs numériques prédisent bien le comportement des déformations, qui augmentent avec l'incidence mais un écart quasi constant est présent entre les résultats expérimentaux et numériques.

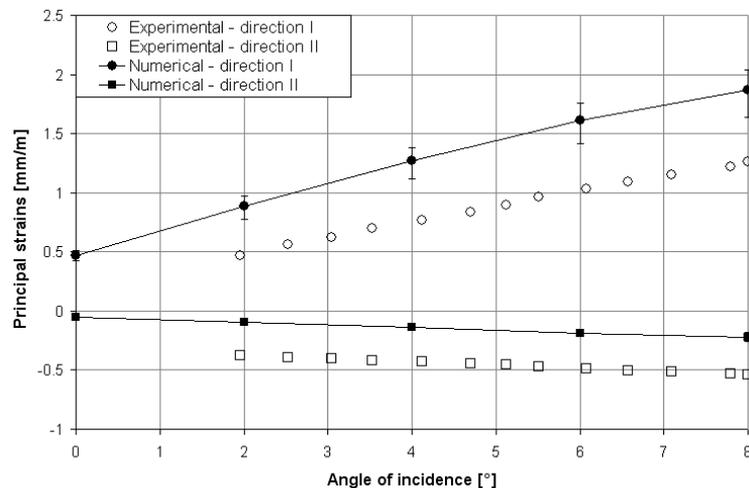


Figure 8. Déformation principale dans les directions I et II en fonction de l'angle d'incidence – les barres verticales représentent les valeurs maximales et minimales – ($Re=7.5 \times 10^5$, $U=5$ m/s)

Il est important de noter que la zone de mesure est expérimentalement composée d'une surface sur laquelle les jauges sont collées. Cette surface se situe dans une zone de forte variation des déformations et par extension des contraintes. Numériquement, afin de tenir compte de la surface de mesure, on détermine les déformations et contraintes en 6 points de la

surface de mesure puis on extrait les valeurs maximales, minimales et moyennes. Ces valeurs sont traduites par les barres de fluctuations sur le graphique précédent et sur les suivants.

La variation entre les grandeurs minimales et maximales augmente avec l'incidence. Par exemple, à 8° cette variation est égale à l'écart entre la valeur minimale mesurée numériquement et la valeur moyenne expérimentale.

VI – 4 Contraintes équivalentes de Von Mises

Les contraintes équivalentes de Von Mises sont calculées seulement avec deux directions principales expérimentalement. Le même calcul est réalisé sur les résultats numériques afin de bien comparer les mêmes contraintes. La figure 9 présente l'évolution des contraintes équivalentes de Von Mises en fonction de l'incidence.

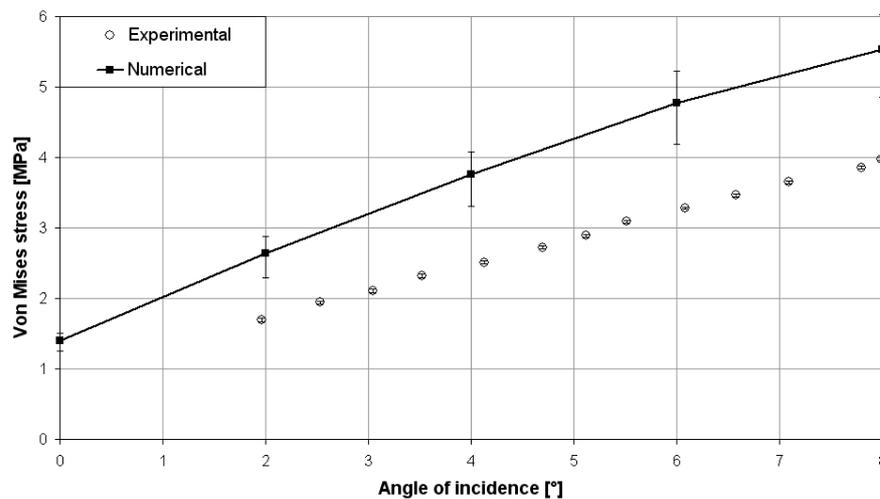


Figure 9. Contrainte équivalente de Von Mises en fonction de l'angle d'incidence – les barres verticales représentent les valeurs maximales et minimales – ($Re=7.5 \times 10^5$, $U=5$ m/s)

L'évolution obtenue numériquement est conforme à la mesure expérimentale, les contraintes augmentent bien avec l'incidence et donc avec la déformation. L'écart présent, correspond à celui vu sur les résultats en déformations. Cet écart peut provenir de la non prise en compte d'un ou plusieurs phénomènes tels que les parois latérales du tunnel, l'entrefer entre la section libre de l'hydrofoil et la paroi du tunnel.

VII – Conclusions

L'étude actuelle montre que l'utilisation d'une approche séquentielle partitionnée itérative avec une méthode volume fini pour le fluide et élément fini pour la structure constitue une approche suffisamment robuste pour résoudre des problèmes de déformations statiques sous écoulement. La précision obtenue est considéré comme satisfaisante pour une première étude avec un coût de calcul raisonnable. Comme nous l'avons vu, le déplacement de la section libre est très bien prédit avec un écart maximum de 0,2 mm pour des angles d'attaque compris entre 4 et 8°.

La prédiction des déformations et des contraintes dans la structure se révèle moins bonne par comparaison à l'expérience. L'évolution de ces grandeurs en fonction de l'incidence est

bien rendue par la méthode numérique mais les valeurs numériques sont surestimées d'un offset de l'ordre de 1 à 1,5 MPa pour la contrainte équivalente de Von Mises, ce qui correspond à un écart moyen de l'ordre de 44% entre l'expérience et la prédiction numérique.

Cependant, l'importance de ces écarts est à pondérer par la forte variation locale de ces grandeurs sur la surface de mesure. En effet, sur la surface où les jauges sont collées, les calculs montrent que les variations peuvent être du même ordre que l'écart constaté entre résultats numériques et expérimentaux. Par ailleurs, l'absence de vérifications des efforts obtenus ne permet pas de confirmer que ceux-ci sont bien prédits et donc que les hypothèses de modélisation faites sont valables. Il est prévu, de réaliser une validation des efforts hydrodynamiques et donc de valider les hypothèses simplificatrices prises sur la géométrie et le confinement. Cette étude permettra de recalibrer les valeurs de contraintes en plus des valeurs de déplacements déjà bien prédites. Ces travaux se poursuivent actuellement par la modélisation de la cavitation sur un hydrofoil souple en régime instationnaire et stationnaire.

Références

- [1] A. Ducoin, and Y. Young. Hydroelastic Response and Stability of a Hydrofoil in Viscous Flow. In *Second International Symposium on Marine Propulsors SMP'11*, 2011.
- [2] I. Dermidžić and S. Muzaferija. *Numerical method for coupled fluid flow, heat transfer and stress analysis using unstructured moving meshes with cells of arbitrary topology*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 125 : 1-4, 1995.
- [3] B. Hübner, E. Walhorn and D. Dinkler. A monolithic approach to fluid–structure interaction using space–time finite elements. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. 193 : 23-26, pp 2087-2104, 2004.
- [4] W. Dettmer, and D. Perić. A fully implicit computational strategy for strongly coupled fluid-solid interaction. *Archives of Computational Methods in Engineering*, 14(3), pp. 205-247 2007.
- [5] Y. Young. Fluid-structure interaction analysis of flexible composite marine propellers. *Journal of Fluids and Structures*, 24(6), pp. 799-818. 2008.
- [6] A. Ducoin, J.-A. Astolfi, F. Deniset, and J.-F. Sigrist. Computational and experimental investigation of flow over a transient pitching hydrofoil. *European Journal of Mechanics B/ Fluids*, 28(6), pp. 728-743. 2009.
- [7] J.-F. Sigrist. Méthodes numériques de calculs couplés fluide/structure. *Techniques de l'Ingénieur*, BM5201.
- [8] J. Ferziger and M. Perić. *Computational Method for Fluid Dynamics*. Springer-Verlag. 2002.
- [9] O.C. Zienkiewicz, and R.L. Taylor. *The Finite Element Method*, 5th edition. Butterworth-Heinemann. 2000.
- [10] J. Donea, A. Huerta, J.-P. Ponthot and A. Rodriguez-Ferran. *Encyclopedia of Computational Mechanics*. Chap. 14. John Wiley & Sons, pp. 413-437. 2004.
- [11] T.J. Bath, and D.C. Jespersen. *The design and application of upwind schemes on unstructured meshes*. AIAA Paper 89-0366. 1989.
- [12] C.M. Rhie, and W.L. Chow. *A numerical study of the turbulent flow past an isolated airfoil with trailing edge separation*. AIAA Journal, 21(11), pp.1525-1532. 1983.
- [13] F.R. Menter. Two equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA Journal*, 32(8), pp. 1598-1605. 1994.

- [14]C. Farhat, M. Lesoinne, and P. Le Tallec. Load and motion transfer algorithms for fluid/structure interaction problems with non-matching discrete interfaces: Momentum and energy conservation, optimal discretization and application to aeroelasticity. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 157(1-2), pp. 95-114. 1998.
- [15]A. De Boer, A. Von Zuijlen and H. Bijl. Review of coupling methods for non-matching meshes. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 196(8), pp. 1515-1525. 2007.
- [16]N. Maman and C. Farhat. Matching fluid and structure meshes for aeroelastic computations: A parallel approach. *Computers & Structures*, 54(4), February, pp. 779-785. 1995.
- [17]S. Piperno. Explicit-Implicit Fluid-Structure Staggered procedures with a structural predictor and fluid subcycling for 2D inviscid aeroelastic simulations. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 25(10), pp.1207-1226. 1997.
- [18]P.F. Galpin, R.B. Broberg and B.R. Hutchinson. Three-dimensional Navier-Stokes prediction of steady-state rotor/stator interaction with pitch change. *3rd Annual Conference of the CFD Society of Canada*, pp. 294-302. TB2-2. 1995.
- [19]G.A. Markou, Z.S. Mouroutis, D.C. Charmpis, and M. Papadrakakis. The ortho-semi-torsional (OST) spring analogy method for 3D mesh moving boundary problems. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. 196(4-6), pp. 747-765. 2007.
- [20]F. Gaugain, F. Deniset, J.-F. Sigrist and J.-A. Astolfi. Numerical and experimental study of a hydroelastic behaviour of a hydrofoil. In *Flow Induced Vibration FIV2012*. 2012.