



Contrôle actif par pression interne des performances hydrodynamiques et de l'apparition de la cavitation d'un hydrofoil composite déformable en composite

Fatiha Mohammed Arab

► To cite this version:

Fatiha Mohammed Arab. Contrôle actif par pression interne des performances hydrodynamiques et de l'apparition de la cavitation d'un hydrofoil composite déformable en composite. Génie mécanique [physics.class-ph]. Université de Bretagne occidentale - Brest, 2020. Français. NNT : 2020BRES0068 . tel-03457841

HAL Id: tel-03457841

<https://theses.hal.science/tel-03457841>

Submitted on 30 Nov 2021

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.

THESE DE DOCTORAT DE

L'UNIVERSITE
DE BRETAGNE OCCIDENTALE

ECOLE DOCTORALE N° 598

Sciences de la Mer et du littoral

Spécialité : Mécanique, Génie Mécanique, Mécanique des Fluides et Energétique

Par

Fatiha MOHAMMED ARAB

**Contrôle actif par pression interne des performances hydrodynamiques
et de l'apparition de la cavitation d'un hydrofoil déformable en composite**

Thèse présentée et soutenue à Lanvéoc, le 01 Décembre 2020

Unité de recherche : Institut de Recherche de l'Ecole Navale IRENav – EA 3634

Rapporteurs avant soutenance :

Uwe EHRENSTEIN Professeur des Universités, Aix-Marseille Université
Xiaoqing GONG Professeure des Universités, Institut Clément Ader de Toulouse

Composition du Jury :

Président :	Blaise NSOM	Professeur des Universités, Président de jury, Université de Bretagne Occidentale
Examineurs :	Annie LEROY	Maître de Conférences, HdR, Ecole de l'Air, Salon de Provence Air
	Peter DAVIES	HdR, IFREMER de Brest
	Uwe EHRENSTEIN	Professeur des Universités, Aix-Marseille Université
	Xiaoqing GONG	Professeure des Universités, Institut Clément Ader de Toulouse

Directeur de thèse : **Jacques André ASTOLFI** Professeur des Universités, Ecole Navale

Invité(s)

Pascal CASARI	Professeur des Universités, Université de Nantes, Co-directeur de thèse
Benoit AUGIER	Docteur-Chercheur, IFREMER de Brest, Encadrant
François DENISET	Maître de Conférences, Ecole Navale, Co-encadrant

Remerciements

Je tiens dans un premier temps à remercier le professeur Jacques André ASTOLFI, directeur de l'Institut de Recherche de l'Ecole Navale, de m'avoir accueilli comme étudiante en Master Recherche et de m'avoir proposé ce sujet de thèse et de l'avoir dirigée. Je tiens également à remercier mon codirecteur de thèse, le professeur Pascal CASARI pour ses conseils et de m'avoir transféré la culture des matériaux composites. Un énorme remerciement à mon encadrant de thèse, Benoît AUGIER, pour les différents échanges précieux et sa lecture précise des résultats. Chaque passage à IFREMER vaut un grand avancement de mes travaux de recherche. Merci à François DENISET, mon co-encadrant qui a été présent au quotidien pour répondre à mes différentes questions ainsi que sa relecture précise du manuscrit.

Je tiens à remercier chaleureusement les professeurs Uwe EHRENSTEIN et Xiaojing GONG d'avoir accepté d'être rapporteurs de ma thèse ainsi que pour l'intérêt qu'ils ont montré pour mon travail. Merci au professeur Blaise NSOM qui a présidé ma soutenance, le maître de conférences Annie LE-ROY et le HdR Peter DAVIES qui ont accepté de juger ce travail.

Je remercie l'Ecole Navale et son commandement de m'avoir recruté comme Assistante d'Enseignement et de Recherche, ce qui m'a donné l'occasion d'enseigner à des élèves officiers de la marine nationale pendant ces quatre ans de thèse.

Je remercie également l'ensemble du service technique de l'IRENav (SEFER) et en particulier Alain et Laurent pour leur aide indispensable pendant les campagnes expérimentales. Merci à Frédéric HAUVILLE pour la préparation de l'état de surface des foils en impression 3D.

Je remercie évidemment tous les enseignants chercheurs (Patrick, Thomas, Abdel, ...), les docteurs (Nacera, Hadj, Florent, ...), les thésards et le personnel de l'Institut de Recherche de l'Ecole Navale notamment Gaël et Karine qui trouvent toujours des solutions aux imprévus.

A mes parents pour leur soutien inconditionnel, mes frères et soeurs ainsi que mes neveux et ma chère nièce "Léa".

Table des matières

Table des matières	4
Liste des figures	8
Liste des tableaux	17
Nomenclature	21
Introduction générale	23
1 Etat de l'art	26
1.1 Interaction fluide-structure (IFS)	27
1.2 Profils déformables	35
1.3 Structures composites	39
1.4 Cavitation	42
1.5 Méthodes d'optimisation	49
1.6 Synthèse du chapitre	53
2 Dispositifs et protocoles expérimentaux	54
2.1 Profils étudiés	55
2.1.1 Hydrofoils avec volets	55
2.1.2 Hydrofoil déformable	58
2.1.2.1 Structure de l'hydrofoil	59
2.1.2.2 Fabrication de l'hydrofoil	60
2.2 Système de contrôle de la pression interne de l'hydrofoil déformable	61
2.3 Mesure de déformation statique de l'hydrofoil déformable en air VIC-3D	63
2.4 Tunnel hydrodynamique	64
2.4.1 Mesure de déformation en eau	66
2.4.2 Système de mise en rotation de l'hydrofoil	67
2.4.3 Mesure des forces hydrodynamiques	67
2.4.3.1 Balance hydrodynamique	67

2.4.3.2 Post-traitement	68
2.5 Synthèse du chapitre	70
3 Approches numériques	71
3.1 Modèles numériques	73
3.1.1 Description du modèle fluide parfait avec couche limite	73
3.1.2 Résolution du problème fluide visqueux	75
3.1.3 Géométries des hydrofoils avec position d'épaisseur maximale à 35%, 40%, 45% et 50% de la corde	79
3.1.4 Géométries des hydrofoils avec volets de bord de fuite	80
3.1.5 Géométries des hydrofoils avec volets de bord d'attaque	80
3.1.6 Géométries des hydrofoils avec des volets de bord d'attaque et de bord de fuite	81
3.1.7 Algorithme d'optimisation du type et de l'angle du volet	82
3.2 Outil numérique bidimensionnel de l'étude de l'interaction fluide-structure	84
3.2.1 Algorithme de couplage fluide-structure (Xfoil-ANSYS Mechanical)	84
3.2.2 Résolution du fluide	85
3.2.3 Résolution de la structure	85
3.3 Analyse structurelle de l'hydrofoil déformable en composite (ANSYS Composite Prep- Post (ACP))	86
3.3.1 Rappel sur les matériaux composites	87
3.3.2 Modélisation du comportement mécanique des matériaux composites	87
3.3.3 Description du modèle composite d'ANSYS et modélisation de l'hydrofoil défor- mable	88
3.3.4 Convergence en maillage structure	91
3.3.5 Analyse des résultats numériques	91
3.4 Etude de l'interaction fluide-structure d'un hydrofoil déformable	92
3.4.1 Résolution numérique d'un problème couplé fluide-structure	92
3.4.2 Maillage du domaine fluide et conditions aux limites	94
3.4.3 Post-traitement des résultats de l'interaction fluide-structure	94
3.5 Synthèse du chapitre	96
4 Hydrofoils avec volets	97
4.1 Vérification et validation du code de calcul Xfoil	100
4.2 Caractérisation de l'effet des paramètres géométriques sur les forces hydrodynamiques et sur la cavitation	103
4.2.1 Effet de la position d'épaisseur maximale	103
4.2.2 Effet de l'angle du volet de bord de fuite	109
4.2.3 Effet du volet de bord d'attaque	115

4.2.4	Effets combinés des volets de bord d'attaque et de bord de fuite	121
4.3	Étude expérimentale des hydrofoils avec volets de bord de fuite et de bord d'attaque . .	128
4.3.1	Validation du montage des hydrofoils en impression 3D	128
4.3.2	Résultats de l'algorithme d'optimisation du type et de l'angle du volet	131
4.3.3	Forces hydrodynamiques des hydrofoils équipés de volets	132
4.3.4	Etude de la cavitation d'un hydrofoil en impression 3D	136
4.3.5	Étude de la cavitation des hydrofoils avec volets	138
4.4	Effet de la forme du volet sur les performances hydrodynamiques	146
4.5	Synthèse du chapitre	153
5	Résultats de la caractérisation de l'hydrofoil à paroi déformable	155
5.1	Mesure de la déformabilité de l'hydrofoil en air libre	157
5.1.1	Analyse de la déformée de l'hydrofoil avec la corrélation d'images numériques .	157
5.1.2	Caractérisation de l'effet de la pression interne sur la déformée à mi-envergure .	160
5.1.3	Comparaison des déplacements expérimentaux de la paroi flexible de l'hydrofoil aux résultats d'un calcul structurel sur une section 2D	161
5.2	Analyse tridimensionnelle de la réponse structurelle de l'hydrofoil déformable avec ANSYS ACP	162
5.2.1	Calibration du modèle numérique 3D	163
5.2.2	Comparaison du déplacement expérimental de la paroi flexible à mi-envergure aux résultats d'un calcul structurel 3D (ANSYS ACP)	166
5.2.3	Analyse des contraintes en air libre $\Delta P=0.415$ bar	168
5.3	Analyse de la déformation de l'hydrofoil dans le tunnel hydrodynamique	169
5.3.1	Caractérisation de la géométrie de l'hydrofoil sous chargement hydrostatique . .	169
5.3.2	Caractérisation de la déformée de l'hydrofoil sous chargement hydrodynamique	170
5.3.3	Mesure de la déformée de l'hydrofoil sous chargement combiné hydrodynamique et mise en dépression interne	171
5.4	Caractérisation des performances hydrodynamiques de l'hydrofoil déformable	173
5.4.1	Evolution des coefficients hydrodynamiques en fonction de la mise en dépres- sion interne	174
5.4.2	Comparaison des forces de portance mesurées et calculées par l'algorithme IFS .	180
5.4.3	Analyse de la distribution de pression autour du profil déformé ($\Delta P^* = 1.92$) . .	186
5.4.4	Analyse des contraintes en eau	188
5.5	Étude de la cavitation de l'hydrofoil déformable	188
5.5.1	Etude numérique de la cavitation	189
5.5.2	Etude expérimentale de l'apparition et de la disparition de la cavitation	189

5.5.3	Formes géométriques associées à l'apparition et à la disparition de la cavitation pour les mêmes conditions d'écoulement	191
5.6	Interaction fluide-structure d'un hydrofoil déformable 3D	192
5.7	Synthèse du chapitre	197
Conclusion générale		200
Bibliographie		206
A	Analyse de la flexion trois points	216
B	Calibration du modèle composite 3D	220
C	Analyse des contraintes	223
D	Mesure du déplacement maximal par le palpeur	232
E	Les résultats numériques et expérimentaux des hydrofoils avec volets	235

Liste des figures

1.1	Comparaison du déplacement prédit par le calcul et mesuré sur la pale d'hélice [125]	32
1.2	Bateau volant développé par Seair (source : https://www.seair-boat.com/fr/solutions-bateaux-volants/)	34
1.3	Contrôle passif du bord de fuite d'un profil aérodynamique, [121]	36
1.4	Géométries des profils aérodynamiques et des lignes de cambrure du profil NACA 2412 sans et avec volets (volet traditionnel et volet parabolique) $x_f/c = 0.7$ et $\beta_f = \beta_p = 15^\circ$, [59]	37
1.5	La distribution du coefficient de pression autour du profil équipé d'un volet articulé et du profil avec un volet cambré (parabolique) pour des angles d'incidence $\alpha = 0^\circ, 2^\circ, 4^\circ$, et 6° , $Re = 2.6 \cdot 10^5$, [61]	38
1.6	Types de cavitation (images prises de [73])	44
1.7	Apparition et développement de la cavitation sur un profil NACA 66-312 modifié, $Re = 0.8 \cdot 10^6$, [76]	45
1.8	Comparaison entre le nombre d'apparition de la cavitation et l'opposé du coefficient de pression minimum obtenus par les expériences ($Re = 5 \cdot 10^5$) et par la théorie potentielle, $\Delta\alpha = \pm 0.14^\circ$, $\Delta C_p/C_p = \pm 3\%$, $\Delta\sigma_i = \pm 0.04$, [10]	46
1.9	Les coefficients hydrodynamiques moyens (C_L , C_D et C_M) prédits et mesurés de l'hydrofoil de base et de l'hydrofoil optimisé [43]	51
1.10	Evolution des valeurs de la flèche du bord libre du profil de base et de l'hydrofoil optimisé prédites et mesurées dans un écoulement stationnaire (δ_{tip}), [43]	52
1.11	Apparition de la cavitation expérimentale sur l'hydrofoil de base (droite, $\sigma = 1$, $C_L = 0.52$) et l'hydrofoil optimisé (gauche, $\sigma = 0.95$, $C_L = 0.49$), [43]	52
2.1	Schéma explicatif des différents angles des volets : angle du volet de bord d'attaque γ et angle du volet de bord de fuite β	55
2.2	Géométries des profils NACA 0012, NACA 0012 avec volet de bord d'attaque ($\gamma = 3^\circ$), NACA 0012 avec volet de bord de fuite ($\beta = 5^\circ$) et NACA 0012 avec volets de bord d'attaque et de bord de fuite ($\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$)	56

2.3	Géométrie de l'hydrofoil NACA 0012 fabriqué en impression 3D et le montage complet foil plus la queue de profil pour le montage sur la balance hydrodynamique	57
2.4	Schéma du système de montage des profils par carénage "profil-mèche" dans la veine d'essais	57
2.5	Vue de dessus du montage des profils par le système de carénage dans la veine d'essais	58
2.6	CAO du profil NACA 66312	58
2.7	Hydrofoil déformable en carbone/époxy avec la queue de profil	59
2.8	Géométrie de l'hydrofoil déformable en composite	60
2.9	Section 2D de l'hydrofoil déformable avec les paramètres caractéristiques (bord d'attaque, bord de fuite, intrados et extrados)	60
2.10	Hydrofoil déformable en carbone/époxy avec la mèche en carbone	60
2.11	Système de contrôle de pression dans la cavité de l'hydrofoil déformable	61
2.12	Système de contrôle de pression dans la cavité de l'hydrofoil déformable et le système de mesures des efforts hydrodynamiques dans le tunnel hydrodynamique	62
2.13	Mouchetis réalisé sur l'hydrofoil déformable	63
2.14	Dispositif de corrélation d'images digitales (VIC-3D)	64
2.15	Schéma général du tunnel hydrodynamique de l'IRENav	64
2.16	Veine d'essais du tunnel hydrodynamique de l'IRENav	65
2.17	Principe de fonctionnement du télémètre laser	66
2.18	Moteur pas à pas et la balance hydrodynamique à l'arrière de la veine d'essais	67
2.19	Etapes de traitement des données de la balance pour obtenir les coefficients hydrodynamiques [83]	69
3.1	Discretisation de la section du profil NACA 0012 sous Xfoil	75
3.2	Modélisation de la veine d'essais du tunnel hydrodynamique de l'IRENav et les conditions aux limites	77
3.3	Domaine fluide plus large pour analyser l'effet de confinement et les conditions aux limites procurées par la géométrie de la veine d'essai	78
3.4	Maillage du domaine fluide autour du profil NACA 0012 à une incidence de 4°	79
3.5	Profil NACA 0012 avec position d'épaisseur maximale à 35%, 40%, 45% et 50% de la corde	80
3.6	Géométries du profil NACA 0012 avec volet de bord de fuite à 70% de la corde et différents angles : $\beta = 1^\circ$, $\beta = 3^\circ$, $\beta = 5^\circ$ et $\beta = 10^\circ$	80
3.7	Profil NACA12 avec un volet de bord d'attaque à 20% de la corde et différents angles : $\gamma = 1^\circ$, $\gamma = 3^\circ$, $\gamma = 5^\circ$ et $\gamma = 10^\circ$	81
3.8	Géométries du profil NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque à 20% c et un volet de bord de fuite à 70% c et des angles : $\gamma = \beta = 1^\circ$, $\gamma = \beta = 3^\circ$, $\gamma = \beta = 5^\circ$ et $\gamma = \beta = 10^\circ$	81

3.9	Algorithme d'optimisation du type et de l'angle du volet pour un point de fonctionnement caractérisé par C_L constant	83
3.10	Algorithme de couplage fluide-structure d'un hydrofoil contrôlable par une pression interne	85
3.11	Maillage de la section du profil déformable NACA 0012	86
3.12	Convergence du déplacement maximum par rapport au nombre d'éléments de maillage, $\Delta P = 0.24$ bar	86
3.13	Elément finis utilisé pour modéliser l'hydrofoil déformable, SHELL281	88
3.14	Modélisation de l'empilement de l'hydrofoil dans ANSYS ACP(Pre)	90
3.15	Repère local des parois en silicone	90
3.16	Maillage des joints d'étanchéité de l'hydrofoil déformable	90
3.17	Convergence du déplacement maximal de la paroi déformable pour un chargement $\Delta P = 0.24$ bar	91
3.18	Champ de déplacement dans la direction verticale Y de la paroi déformable, $\Delta P = 0.415$ bar	92
3.19	Structure élastique immergée dans un fluide	93
3.20	Domaine fluide et les conditions aux limites	94
3.21	Maillage du domaine fluide à $\alpha = 4^\circ$	95
4.1	Distribution du coefficient de pression obtenu par Xfoil et Fluent en fonction de X/c autour du profil NACA 0012 avec $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$, $X_{tr} = 0.05$ et $\alpha = 5^\circ$	101
4.2	Effet du confinement du domaine fluide sur la distribution du coefficient de pression autour du profil NACA 0012, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$, $X_{tr} = 0.05$ et $\alpha = 5^\circ$, rappel : Fluent domain 1=Fluent confiné et Fluent domain 2=Fluent non confiné	102
4.3	Schéma explicatif des différents angles des volets : angle du volet de bord d'attaque γ et angle du volet de bord de fuite β	103
4.4	Coefficients de portance, de traînée et de moment ainsi que le rapport C_L/C_D en fonction de l'incidence, le coefficient de pression en fonction de X/c à $\alpha = 5^\circ$ et le centre de poussée en fonction de la position d'épaisseur maximale du profil NACA 0012 à $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	105
4.5	Effet de la position d'épaisseur maximale sur la carte de cavitation numérique du profil NACA 0012, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	107
4.6	Coefficients de portance et de traînée ainsi que la vitesse de l'hydrofoil en fonction de l'angle d'incidence et de la position de l'épaisseur maximale calculés par Xfoil, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	108

4.7	Caractérisation de l'effet de la position de l'épaisseur maximale sur les cartes de cavitation et de la vitesse du profil NACA 0012 pour une immersion de $h = 1$ m, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	108
4.8	Caractérisation de l'effet de la position de l'épaisseur maximale sur la carte de cavitation et la vitesse du profil NACA 0012 pour une immersion de $h = 1$ m, $C_L = 0.15$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	109
4.9	Géométries du profil NACA 0012 sans et avec volet de bord de fuite à 70% de la corde et différents angles : $\beta = 1^\circ$, $\beta = 3^\circ$, $\beta = 5^\circ$ et $\beta = 10^\circ$	110
4.10	$C_L(\alpha)$, $C_D(\alpha)$, $C_M(\alpha)$ et $C_L/C_D(\alpha)$ ainsi que $C_p(X/c)$ à $\alpha = 5^\circ$ en fonction de l'angle du volet de bord de fuite et $XC_p(\beta)$ pour un $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	112
4.11	Effet de l'angle du volet de bord de fuite sur la carte de cavitation du profil NACA 0012, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	113
4.12	Evolution de $C_L(\alpha)$, $10C_D(\alpha)$ et $V(\alpha)$ en fonction de l'angle du volet de bord de fuite, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	114
4.13	Evolution de $C_L(-C_{pmin})$ et $V(-C_{pmin})$ en fonction de l'angle du volet de bord de fuite, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	115
4.14	Géométries du profil NACA 0012 sans et avec volet de bord d'attaque à 20% de la corde et différents angles : $\gamma = 1^\circ$, $\gamma = 3^\circ$, $\gamma = 5^\circ$ et $\gamma = 10^\circ$	116
4.15	$C_L(\alpha)$, $C_D(\alpha)$, $C_M(\alpha)$ et $C_L/C_D(\alpha)$ ainsi que $C_p(X/c)$ à $\alpha = 5^\circ$ en fonction de l'angle du volet de bord d'attaque et $XC_p(\gamma)$ pour un $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	117
4.16	Effet de l'angle du volet de bord d'attaque sur la carte de cavitation, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	119
4.17	Performances hydrodynamiques en fonction de l'angle du volet de bord d'attaque, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	120
4.18	Géométries du profil NACA 0012 sans et avec volet de bord d'attaque à 20% et volet de bord de fuite à 70% de la corde et différents angles : $\gamma = \beta = 1^\circ$, $\gamma = \beta = 3^\circ$, $\gamma = \beta = 5^\circ$ et $\gamma = \beta = 10^\circ$	121
4.19	$C_L(\alpha)$, $C_D(\alpha)$, $C_M(\alpha)$, $C_L/C_D(\alpha)$ et $C_p(X/c)$ des profils équipés de volets du bord d'attaque et du bord de fuite et $XC_p(\gamma = \beta)$ pour un $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	123
4.20	Distribution du coefficient de pression autour du profil NACA 0012 et les profils avec volets de bord d'attaque et de bord de fuite, $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	124
4.21	Cartes de cavitation des profils équipés de volets de bord d'attaque et de bord de fuite, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	125
4.22	Coefficients de portance et de traînée ainsi que la vitesse du profil NACA 0012 et des profils avec volets de bord d'attaque et de bord de fuite en fonction de l'angle d'incidence, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	126

4.23 Effet des angles des volets de bord d'attaque et de bord de fuite sur la carte de cavitation et la vitesse d'avance du profil NACA 0012, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	127
4.24 Coefficients de portance et de traînée en fonction de l'incidence du profil NACA 66312 en inox et en PLA, $Re = 5.33 \cdot 10^5$	129
4.25 Ecart relatifs des coefficients de portance et de traînée mesurés sur le profil NACA 66312 en PLA par rapport au profil NACA 66312 en inox, $Re = 5.33 \cdot 10^5$	130
4.26 Le rapport C_L/C_D en fonction de l'angle d'incidence du profil NACA 66312 en inox et les profils en PLA comparé aux résultats de Xfoil, $Re = 5.33 \cdot 10^5$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.	131
4.27 Coefficients de portance expérimentaux et numériques des hydrofoils : NACA 0012 sans volets, NACA 0012 avec le volet $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec le volet $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec les deux volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	133
4.28 Coefficients de portance expérimentaux des profils : NACA 0012, NACA 0012 avec le volet $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec le volet $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec les deux volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$	134
4.29 Coefficients de traînée expérimentaux et numériques des profils : NACA 0012, NACA 0012 avec le volet $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec le volet $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec les deux volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	134
4.30 Influence des volets de bord d'attaque et de bord de fuite sur la distribution du coefficient de pression du profil NACA 0012 à $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	135
4.31 Cartes d'apparition et de disparition de la cavitation obtenues par différents observateurs, $Re = 10^6$	137
4.32 Cartes de cavitation expérimentales et numérique des profils NACA 66312 en inox et en PLA, $Re = 5.33 \cdot 10^5$, $N_{crit} = 9$, $X_{tr} = 0.05$	138
4.33 Apparition de la cavitation sur les hydrofoils réalisés en impression 3D à $\alpha = 0.5^\circ$, $Re = 10^6$	139
4.34 Apparition de la cavitation sur le profil NACA 0012 imprimé en PLA avec un volet de bord d'attaque à $\gamma = 3^\circ$ et un volet de bord de fuite à $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$	139
4.35 Cartes d'apparition et de disparition de cavitation expérimentale des profils : NACA 0012, NACA 0012 avec le volet $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec le volet $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec les volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$	140
4.36 Cartes d'apparition et de disparition de la cavitation issues des mesures expérimentales sur profil le NACA 0012, $Re = 10^6$	141
4.37 Comparaison des cartes de cavitation expérimentales et numériques des hydrofoils : NACA 0012, NACA 0012 avec un volet $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec un volet $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$	142
4.38 Quantification du gain en termes de cavitation pour un même point de fonctionnement, $C_L = 0.5$ et $Re = 10^6$	144

4.39 Coefficient de portance et la vitesse des hydrofoils imprimés en PLA en fonction du nombre de cavitation, $Re = 10^6$	144
4.40 Effet des volets sur le nombre de cavitation et la vitesse du profil NACA 0012 à $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$	145
4.41 Coefficients de portance et de traînée ainsi que la vitesse des hydrofoils en PLA en fonction de l'angle d'incidence (α), $Re = 10^6$	146
4.42 Géométries des profils avec le volet de bord de fuite articulé et les volets de bord de fuite paraboliques, $\beta = 5^\circ$ et $X_s = 0.7$	148
4.43 Coefficients de portance et de traînée en fonction de l'incidence du profil NACA 0012, du profil avec un volet de bord de fuite articulé à 5° et des profils avec volets de bord de fuite parabolique, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	149
4.44 Finesse du profil NACA 0012, du profil avec un volet de bord de fuite traditionnel et des profils avec des volets de bord de fuite parabolique, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	150
4.45 Cartes de cavitation numériques du profil NACA 0012, du profil avec un volet de bord de fuite traditionnel à 5° et des profils avec des volets de bord de fuite parabolique, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	151
4.46 Influence de la forme du volet de bord de fuite sur la distribution du coefficient de pression du profil NACA 0012 à $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	152
4.47 Influence de la forme du volet de bord de fuite sur la position du centre de poussée du profil NACA 0012 à $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	152
5.1 Les trois dimensions de l'hydrofoil dans le repère veine	157
5.2 Géométrie du profil déformable à l'état initial, $\Delta P = 0$ bar	158
5.3 Géométrie de la paroi rigide du profil déformable obtenue par la VIC-3D, $\Delta P = 0.494$ bar	158
5.4 Géométrie de la paroi flexible de l'hydrofoil déformable obtenue par VIC-3D, $\Delta P = 0.415$ bar	159
5.5 Champ de déplacement vertical de la paroi flexible de l'hydrofoil obtenu par VIC-3D, $\Delta P = 0.415$ bar	159
5.6 Formes de la paroi flexible et les déformées associées à mi-envergure $Z/c = 0.55$ en fonction de la corde et de la mise en dépression interne	160
5.7 Cambrure de la paroi flexible sous l'effet de $\Delta P = 0.2$ bar	161
5.8 Mesure et prédiction numérique du déplacement de l'hydrofoil à $X/c = 0.33$ et $Z/c = 0.63$ lors des essais en air libre	162
5.9 Géométrie de l'hydrofoil déformable en composite sans ses joints d'extrémités	163
5.10 Représentation du joint en silicone utilisé pour rendre le profil étanche et son maillage en éléments finis	164
5.11 Déformée de la paroi en silicone sous une pression interne de 0.624 bar ($\Delta = 0.415$ bar)	164

5.12 Effet de la raideur des joints de colle sur la déformée de l'hydrofoil à mi-envergure . . .	165
5.13 Déformées numérique et expérimentale de la paroi flexible à mi-envergure $Z/c = 55\%$.	166
5.14 Mesures et prédictions numériques du déplacement de l'hydrofoil à mi-envergure . . .	167
5.15 Champs de déplacement numérique de l'hydrofoil en composite obtenu par les simulations sous l'effet de la pression interne	167
5.16 Champs de déplacement expérimental de l'hydrofoil en composite obtenu par la VIC-3D sous l'effet de la pression interne	168
5.17 Géométries de la paroi flexible (extrados) à mi envelopure mesurées par le télémètre laser sans et avec écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $\alpha = 0^\circ$	170
5.18 Déformées numériques de la section 2D de l'hydrofoil sans et avec écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $\alpha = 0^\circ$	171
5.19 Evolution de ΔP^* en fonction de la pression dans la cavité P_{int} à $Re = 0.75 \cdot 10^6$	172
5.20 Profils modifiés sous l'effet de la pression interne ΔP^* , $Re = 0.75 \cdot 10^6$	173
5.21 Schéma explicatif des angles positifs et le système d'axes dans le repère veine	174
5.22 Coefficients de portance et de traînée expérimentaux ainsi que le rapport C_L/C_D en fonction de l'angle d'incidence et de la pression interne à $Re = 0.75 \cdot 10^6$	175
5.23 Effet de la pression interne sur le coefficient de portance et la finesse du profil NACA 0012 à $\alpha = 3^\circ$, $Re = 0.75 \cdot 10^6$	176
5.24 Variation du coefficient de portance et de la finesse du profil de base en fonction de l'incidence et de la dépression interne ΔP^* , $Re = 0.75 \cdot 10^6$	177
5.25 Coefficient de moment expérimental en fonction de l'angle d'incidence et de la pression dans la cavité à $Re = 0.75 \cdot 10^6$	178
5.26 Surface de réponse de l'hydrofoil déformable en composite, $Re = 0.75 \cdot 10^5$	179
5.27 Coefficients de portance expérimental et numérique en fonction de l'angle d'attaque pour $\Delta P^* = 1.92$ et $Re = 0.75 \cdot 10^6$. Calcul IFS du foil en composite et calcul fluide sur les sections expérimentales à mi-envergure	180
5.28 Géométries expérimentale et numérique de la section de l'hydrofoil, $\Delta P^* = 1.92$ et $Re = 0.75 \cdot 10^6$	181
5.29 Déformées expérimentales de la section de l'hydrofoil à mi-envergure et les déplacements associés, $\Delta P^* = 1.92$, $Re = 0.75 \cdot 10^6$	181
5.30 Géométries du profil NACA 0012, de la déformée expérimentale à $\Delta P^* = 1.92$ et $\alpha = 0^\circ$ et du profil NACA 2408 avec une épaisseur maximale à 18% de corde, $Re = 0.75 \cdot 10^6$. . .	184
5.31 C_L , C_D et C_L/C_D en fonction de l'incidence des profils NACA 0012, NACA 2408 avec une épaisseur maximale à 18% de la corde et la section expérimentale à $\alpha = 0^\circ$, $\Delta P^* = 1.92$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	185
5.32 Evolution du coefficient de pression numérique en fonction de la corde adimensionnée pour des angles négatifs, $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $\Delta P^* = 1.92$	187

5.33 Evolution du coefficient de pression numérique en fonction de la corde adimensionnée pour des angles positifs, $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $\Delta P^* = 1.92$	187
5.34 Evolution du coefficient de portance C_L en fonction de l'opposé du coefficient de pression minimal $-C_{pmin}$, $Re = 1.35 \cdot 10^6$, $\Delta P^* = 0$, $\Delta P^* = 1.92$, $\Delta P^* = 2.72$ et $\Delta P^* = 4$	189
5.35 Cartes expérimentales d'apparition et de disparition de la cavitation (σ) et les cartes numériques ($-C_{pmin}$) du profil symétrique et du profil déformé sous l'effet de $\Delta P^* = 0.59$, $Re = 1.35 \cdot 10^6$	190
5.36 Apparition et disparition de la cavitation sur le profil déformable en composite, $Re = 10^6$, $\alpha = 7.4^\circ$ et $\sigma = 3.8$	191
5.37 Formes géométriques de l'hydrofoil associées à l'apparition et la disparition de la cavitation, $Re = 10^6$, $\alpha = 7.4^\circ$ et $\sigma = 3.8$	192
5.38 Déformées expérimentales et numériques obtenues par l'IFS 2D et 3D de la section centrale de l'hydrofoil déformable, $Re = 0.75 \cdot 10^6$, $\Delta P^* = 1.92$, $\Delta P^* = 2.72$ et $\alpha = 4^\circ$	193
5.39 Coefficients de pression obtenus à l'aide des modèles 2D et 3D, $Re = 0.75 \cdot 10^6$, $\Delta P^* = 1.92$, $\Delta P^* = 2.72$ et $\alpha = 4^\circ$	194
5.40 Distribution de pression autour de l'hydrofoil déformable, $Re = 0.75 \cdot 10^6$, $\Delta P^* = 1.92$ et $\alpha = 4^\circ$	195
5.41 Champ de déplacement vertical de la paroi flexible de l'hydrofoil, $Re = 0.75 \cdot 10^6$, $\Delta P^* = 1.92$ et $\alpha = 4^\circ$	196
A.1 Essais en flexion trois points sur la machine Zwick	217
A.2 Evolutions expérimentales de la force en fonction de la flèche	217
A.3 Résultats numériques et expérimentaux de la flexion trois points sur les éprouvettes en carbone et en fibres de verre	218
B.1 Mesure et prédiction numérique du déplacement de l'hydrofoil à $Z/e = 25\%$	220
B.2 Mesure et prédiction numérique du déplacement de l'hydrofoil à $Z/e = 37.5\%$	220
B.3 Mesure et prédiction numérique du déplacement de l'hydrofoil à $Z/e = 50\%$	221
B.4 Mesure et prédiction numérique du déplacement de l'hydrofoil à $Z/e = 62.5\%$	221
B.5 Mesure et prédiction numérique du déplacement de l'hydrofoil à $Z/e = 70\%$	222
C.1 Géométrie de l'hydrofoil déformable en composite	224
D.1 Mesure de déplacement maximum de l'hydrofoil déformable à $X/c = 0.33$ et $Z/c = 0.63$ lors des essais en air libre	232
D.2 Mesures et prédiction numérique du déplacement de l'hydrofoil à $X/c = 0.33$ et $Z/c = 0.63$ lors des essais en air libre	234

E.1	Coefficients de portance expérimental et numérique du profil NACA 0012 sans volets, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	235
E.2	Coefficients de portance expérimental et numérique du profil NACA 0012 avec un volet de bord de fuite $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	236
E.3	Coefficients de portance expérimental et numérique du profil NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	236
E.4	Coefficients de portance expérimental et numérique du profil NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$ et un volet de bord de fuite $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	237
E.5	Cartes de cavitation expérimentales et numérique du profil NACA 0012, $Re = 10^6$, $N_{crit} =$ 9 et $X_{tr} = 0.05$	237
E.6	Cartes de cavitation expérimentales et numérique du profil NACA 0012 avec un volet de bord de fuite $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$	238
E.7	Cartes de cavitation expérimentales et numérique du profil NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	238
E.8	Cartes de cavitation expérimentales et numérique du profil NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$ et un volet de bord de fuite $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	239

Liste des tableaux

3.1	Caractéristiques des couches limites.	74
3.2	Propriétés des matériaux composites utilisés pour la fabrication de l'hydrofoil déformable.	91
4.1	Coefficients de portance et de traînée obtenus par les deux méthodes de calcul (panneaux et CFD), NACA 0012 avec $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$, $X_{tr} = 0.05$ et $\alpha = 5^\circ$	101
4.2	Effet du confinement du domaine de résolution du fluide sur les coefficients hydrodynamiques, $Re = 10^6$, $\alpha = 5^\circ$ et $N_{crit} = 9$, Domain 1=Fluent confiné, Domain 2=Fluent non confiné.	103
4.3	Le coefficient de portance à partir duquel le domaine sub-cavitant du profil NACA 0012 est élargi en fonction de l'angle du volet de bord de fuite, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	114
4.4	Le coefficient de portance à partir duquel le domaine sub-cavitant du profil NACA 0012 est élargi en fonction de l'angle du volet de bord d'attaque, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	119
4.5	Le gain en $-C_{pmin}$ des hydrofoils équipés de volets de bord d'attaque et de bord de fuite à des angles interdépendants pour un $C_L = 0.5$ par rapport au profil de base (NACA 0012).	125
4.6	Le coefficient de portance à partir duquel le domaine sub-cavitant du profil NACA 0012 est élargi en fonction des angles interdépendants des volets de bord d'attaque et de bord de fuite, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	126
4.7	Les performances hydrodynamiques prédites numériquement du profil initial NACA 0012 et des profils avec des volets pour un coefficient de portance $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$	136
4.8	L'écart entre le paramètre d'apparition de la cavitation et le $-C_{pmin}$ pour les profils NACA 0012 de base, NACA 0012 avec $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$ à $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$	143
4.9	L'écart entre le paramètre d'apparition de la cavitation et le $-C_{pmin}$ pour les profils NACA 0012 de base, NACA 0012 avec $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$ à $C_L = 0.8$, $Re = 10^6$	143

5.1	Comparaison de la grandeur du déplacement maximal de la paroi flexible mesuré et calculé.	168
5.2	Comparaison des contraintes maximales calculées aux limites de résistances des tissus de carbone et des fibres de verre données dans [47], $\Delta P = 0.415$ bar.	169
5.3	Variation du déplacement maximal en fonction de la pression interne ΔP^* , $Re = 0.75 \cdot 10^6$	173
5.4	Performances hydrodynamiques du profil sous $\Delta P^* = 2.72$ et leurs variations par rapport au profil initial à $\alpha = 3^\circ$ et $\alpha = -3^\circ$, $Re = 0.75 \cdot 10^6$	178
5.5	C_L expérimental, C_L calculé par la chaîne IFS et C_L calculé par le modèle (équation 5.4) des profils sous $\Delta P^* = 0$ et $\Delta P^* = 1.92$ à $\alpha = 3^\circ$ et $\alpha = -3^\circ$, $Re = 0.75 \cdot 10^6$	182
5.6	Comparaison des contraintes maximales dans les plis aux limites de résistance des tissus de carbone données dans [47], $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $C_L = 0.5$	188
5.7	Effet de la mise en dépression interne sur les caractéristiques du domaine sub-cavitant, $\Delta P^* = 0$ et $\Delta P^* = 0.59$, $Re = 1.35 \cdot 10^6$	191
5.8	Comparaison des coefficients de portance et de traînée mesurés et calculés par la chaîne IFS 2D et le couplage 3D pour $Re = 0.75 \cdot 10^6$, $\Delta P^* = 1.92$, $\Delta P^* = 2.72$ et $\alpha = 4^\circ$	194
5.9	Comparaison des contraintes maximales aux résistances limites des tissus de carbone et de verre de l'hydrofoil, $Re = 0.75 \cdot 10^6$, $\Delta P^* = 1.92$ et $\alpha = 4^\circ$	196
A.1	Dimensions des éprouvettes en carbone utilisées pour la caractérisation de la raideur de l'hydrofoil.	216
A.2	Dimensions des éprouvettes en fibres de verre utilisées pour la caractérisation de la raideur des fibres de verre de l'hydrofoil.	216
A.3	Propriétés des matériaux composites utilisés pour fabriquer le profil déformable et contrôlable par le pilotage de la pression.	219
C.1	Contraintes principales σ_1 et σ_2 et contraintes de cisaillement τ_{12} des plis constituant le bord d'attaque de la paroi déformable et leurs distributions à travers l'épaisseur à $X = 15$, $Y = 3.64$ et $Z = 96$, $\Delta P = 0.415$ bar.	225
C.2	Contraintes principales σ_1 et σ_2 et contraintes de cisaillement τ_{12} des plis constituant la partie extradors et leurs distributions à travers l'épaisseur à $X = 100$, $Y = 8.59$ et $Z = 96$, $\Delta P = 0.415$ bar.	226
C.3	Contraintes principales σ_1 et σ_2 et contraintes de cisaillement τ_{12} de la partie juste avant le bord de fuite de l'extrados et leurs distributions à travers l'épaisseur à $X = 125$, $Y = 3.40$ et $Z = 96$, $\Delta P = 0.415$ bar.	227
C.4	Contraintes principales σ_1 et σ_2 et contraintes de cisaillement τ_{12} du bord de fuite de l'extrados et leurs distributions à travers l'épaisseur à $X = 145$, $Y = 1.64$ et $Z = 96$, $\Delta P = 0.415$ bar.	228

C.5	Contraintes principales σ_1 et σ_2 et contraintes de cisaillement τ_{12} du bord d'attaque de l'intrados (paroi rigide) et leurs distributions à travers l'épaisseur à $X = 3$, $Y = -4.39$ et $Z = 96$, $\Delta P = 0.415$ bar.	229
C.6	Contraintes principales σ_1 et σ_2 et contraintes de cisaillement τ_{12} de la partie intrados et leurs distributions à travers l'épaisseur à $X = 100$, $Y = -8.20$ et $Z = 96$, $\Delta P = 0.415$ bar.	230
C.7	Contraintes principales σ_1 et σ_2 et contraintes de cisaillement τ_{12} du bord de fuite de la paroi rigide et leurs distributions à travers l'épaisseur à $X = 140$, $Y = -1.28$ et $Z = 96$, $\Delta P^* = 0.415$ bar.	231
D.1	Déplacement maximal de l'hydrofoil mesuré par le palpeur micrométrique à $X/c = 0.33$ et $Z/c = 0.63$ en fonction de la pression interne.	233

Acronymes

ACP	ANSYS Composite PrepPost
ANSYS APDL	Ansyp Parametric Design Language
AVL	Athena Vortex Lattice
BEM	Méthode des éléments frontières (Boundary Element Method)
CAO	Conception Assistée par Ordinateur
CFD	Computational Fluid Dynamics
CFRP	Plastique renforcé de fibres de carbone
CLT	Classical Laminate Theory
CO ₂	Dioxyde de carbone
CSD	Computational structure Dynamics
DIC ou VIC	Digital Image Correlation
DOF	Degré de liberté
FEA	Finite Element Analysis (analyse par éléments finis)
FEM	Finite Element Method : Méthode des éléments finis
IFS	Interaction fluide-structure (FSI : Fluid-structure interaction)
MFx	Multi-Field Solver
NACA	Airfoils développés par le National Advisory Committee for Aeronautics
NASA	National Aeronautical and Spatial Agency
PLA	Plastique
POM	Polyoxyméthylène
RANS	Reynolds Averaged Navier-Stokes, méthode numérique de résolution fluide
URANS	Unsteady Reynolds-Averaged Navier-Stokes
VCCTEF	Variable Camber Continuous Trailing Edge Flap

Nomenclature

Symbole	Unité	Nom
c	m	Corde de l'hydrofoil
C_d		Coefficient de dissipation
C_D		Coefficient de traînée
C_f		Coefficient de frottement
C_L		Coefficient de portance
C_M		Coefficient de Moment
C_p		Coefficient de pression
C_{pmin}		Coefficient de pression minimal
d	m	Distance de la paroi
D	N	Force de traînée
e	m	Envergure de l'hydrofoil
E_{ij}	MPa	Module de Young
h	m	Hauteur
L	N	Force de portance
M	N.m	Moment
n		Normale sortante
P_{int}	bar	Pression dans la cavité de l'hydrofoil
P_{ref}	Pa	Pression de référence
P_v	Pa	Pression de vapeur saturante
Q_{ij}		Matrice de rigidité
Re		Nombre de Reynolds
S	m ²	Surface de l'hydrofoil $S=c_e$
t	s	Constante de temps
th	m	Epaisseur du profil
U	m	Déplacement vertical
v ou V	m/s	Vitesse d'écoulement
v_e	m/s	Vitesse locale à l'extérieur de la couche limite

X, Y, Z	m	Système de coordonnées cartésiennes de position
x_f		Abscisse du point d'articulation des volets
y^+		Nombre adimensionnel caractérisant le maillage en proche parois
α	°	Angle d'incidence
α_0	°	Incidence de référence
β	°	Angle du volet de bord de fuite
β_f	°	Angle du volet articulé
β_p	°	Angle du volet parabolique
δ	m	Epaisseur de la couche limite telle que $V/V_e = 0.99$
δ^*	m	Epaisseur de déplacement
δ^{**}	m	Epaisseur de densité
δ_{tip}	m	Flèche de bord de fuite
ΔC_D		Variation de traînée
ΔC_L		Variation de portance
ΔP	bar	Différence de pression entre la pression de référence dans la veine d'essais et la pression à l'intérieur de la cavité de l'hydrofoil
$\epsilon_{X,Y,Z}$		Déformation dans le plan et la déformation transversal
γ	°	Angle du volet de bord d'attaque
Γ		Frontière
H		Facteur de forme
$H^* = \theta^* / \theta$		Facteur de forme d'énergie cinétique
$H^{**} = \delta^{**} / \theta$		Facteur de forme de densité
$k - \omega$ SST		Méthode de modélisation de la turbulence
μ	kg/(m.s)	Viscosité dynamique
μ_t	kg/(m.s)	Viscosité turbulente
ν		Coefficient de poisson de l'hydrofoil
ν_f	m ² /s	Viscosité cinématique
Ω_F	m ³	Volume fluide considéré
Ω_S	m ³	Volume solide considéré
ρ ou ρ_F	m ³ /s	Masse volumique de l'eau
ρ_S	m ³ /s	Masse volumique du profil
σ		Nombre de cavitation
$\sigma_{1,2}$	MPa	Contraintes principales
τ	MPa	Contrainte de cisaillement
θ	m	épaisseur de quantité de mouvement
θ^*	m	épaisseur d'énergie cinétique
(ξ, η)		Système de coordonnées de la couche de cisaillement

Introduction générale

Le transport maritime représente 90% du transport mondial, et la demande de réduction de la consommation des navires et des émissions de CO₂ devient de plus en plus forte. Pour répondre à cette demande et compte tenu aussi de la nécessité d'améliorer les performances, le confort et la stabilité des navires pour différentes conditions de fonctionnement, l'utilisation des surfaces de contrôle telles que les pales d'hélices, les safrans, les stabilisateurs, les barres de plongée et les hydrofoils de sustentation présente de nombreuses opportunités d'amélioration.

Les études dans ce domaine nécessitent une approche multidisciplinaire dans laquelle se combinent l'hydrodynamique, la structure, le contrôle et l'optimisation pour trouver les meilleures solutions en termes de performances et de formes des surfaces de contrôle. La modélisation du comportement mécanique de ce type de structures déformables passe par la maîtrise de l'interaction fluide-structure (IFS) qui a connu des progrès majeurs lors de ces dernières années. Les différentes méthodes d'étude de l'IFS nécessitent un temps de calcul très important, ce qui limite encore les avancées des méthodes d'optimisation. L'optimisation de la forme géométrique d'un hydrofoil se concentre souvent sur l'augmentation de la force de portance lors des phases de décollage et l'augmentation du rapport portance/trainée dans les phases de navigation. Cependant, cette amélioration des forces hydrodynamiques peut entraîner une apparition de la cavitation à haute vitesse et à des angles d'incidence modérés, mais aussi à basse vitesse et à des angles élevés. Afin de répondre aux deux exigences hydrodynamiques : i) amélioration des performances hydrodynamiques et ii) retarder l'apparition de la cavitation, des structures déformables (morphing) sont en cours de développement. L'étude des structures déformables s'est basée sur l'étude de la réponse structurelle des hydrofoils dans le but de réduire les nuisances dues à la cavitation (bruit, érosion, vibrations, baisse de performances) et d'améliorer les forces hydrodynamiques. L'étude de structures déformables a fait appel aux matériaux composites qui présentent un avantage majeur par rapport aux alliages métalliques.

Les développements récents des matériaux composites ont révolutionné des domaines tels que l'aéronautique, l'automobile, les énergies renouvelables, la santé, le sport de compétition. Leur application aux structures en mer est de plus en plus fréquente. Ces matériaux composites permettent désormais de concevoir des structures déformables souples ou rigides, et dont la géométrie peut être commandée pour modifier leurs performances, tandis que les structures actuelles en métal consi-

dérées comme infiniment rigides ne sont optimales que pour une gamme précise de conditions de fonctionnement.

Dans ce cadre, l'Institut de Recherche de l'Ecole Navale, l'Institut de Recherche en Génie Civil et Mécanique et l'IFREMER (Institut Français de Recherche pour l'Exploitation de la Mer) ont initié un programme de recherche sur les hydrofoils contrôlables pour des applications navales avec deux principales interrogations.

En exploitant les avantages des matériaux composites et le morphing ***est-il possible d'élargir le domaine de fonctionnement d'un hydrofoil et du point de vue des applications navales, est-il possible de contrôler l'apparition de la cavitation ?***

C'est dans ce cadre que s'inscrit mon sujet de thèse. Il porte principalement sur l'étude conjointe expérimentale et numérique du comportement d'un hydrofoil en composite contrôlable par le pilotage de la pression interne. Cet objectif passe par une étude paramétrique qui évalue l'impact de la modification de forme d'une section 2D par le jeu combiné de volets de bord d'attaque et de bord de fuite sur la portance et le critère d'apparition de la cavitation. Cette partie permet également de valider les choix effectués lors de l'approche par calcul CFD grâce à des comparaisons aux expériences réalisées dans le tunnel hydrodynamique.

Ce manuscrit est divisé en cinq chapitres : le premier présente un état de l'art balayant les différents phénomènes physiques qui interviennent dans le contrôle des performances hydrodynamiques et dans l'apparition de la cavitation d'un hydrofoil déformable en composite : l'interaction fluide-structure, les hydrofoils déformables, les matériaux composites, le phénomène de cavitation ainsi que des éléments d'optimisation.

Le second chapitre décrit les protocoles et les dispositifs expérimentaux qui ont été mis en place dans le cadre de cette thèse. Les différents profils étudiés sont présentés ainsi que les dispositifs de contrôle et de mesure mis en œuvre pour caractériser la réponse expérimentale des profils développés. Pour mettre en œuvre ces expériences, nous présentons également le tunnel hydrodynamique de l'IRENav qui inclut différents systèmes de mesure.

Le troisième chapitre est consacré aux approches numériques. Il décrit les modèles physiques utilisés lors de la résolution numérique de l'écoulement dans le cadre de la thèse, le logiciel de modification des paramètres géométriques des profils ainsi que les formes des profils étudiés. Dans le but de retarder l'apparition de la cavitation, un algorithme d'optimisation de quelques paramètres géométriques pour un point de fonctionnement caractérisé par un coefficient de portance constant est développé et décrit dans ce même chapitre. L'étude de l'hydrofoil déformable et contrôlable par le pilotage de la pression interne consiste en l'étude des interactions fluide-structure pour lesquelles un algorithme a été développé. Ensuite, le logiciel de calcul par éléments finis utilisé lors de la modélisation de l'hydrofoil en composite 3D avec la prise en compte des propriétés des composites est décrit. La dernière section est consacrée à l'étude du couplage fluide-structure d'un hydrofoil déformable 3D.

La présentation des résultats est divisée en deux chapitres (4 et 5). Le quatrième chapitre inclut les résultats principaux des essais en veine hydrodynamique des hydrofoils avec volets. Il débute par l'analyse de la capacité du code potentiel-couche limite Xfoil à prédire les performances hydrodynamiques d'un profil équipé de volets. Puis, les résultats de l'étude paramétrique et de l'algorithme d'optimisation sont présentés dans ce même chapitre. Ensuite, les résultats de l'étude paramétrique qui ont été validés expérimentalement en réalisant des mesures sur des hydrofoils avec volets fixes (non orientables) à l'aide de la technique d'impression 3D sont présentés.

Le dernier chapitre présente les résultats de l'hydrofoil déformable en composite et contrôlable par le pilotage de la pression dans sa cavité interne. En premier lieu, une calibration en air de la réponse mécanique de l'hydrofoil est effectuée afin de disposer d'un modèle mécanique représentatif. Ensuite l'hydrofoil est caractérisé en eau en termes de performances hydrodynamiques dépendant du pilotage de sa géométrie. Puis, l'apparition et la disparition de la cavitation sont évaluées expérimentalement en fonction de la vitesse, de l'incidence et d'une pression de pilotage, et ainsi comparées aux prédictions obtenues par l'algorithme IFS développé dans le cadre de cette thèse. Enfin, les résultats d'un modèle en IFS 3D de l'hydrofoil déformable sont présentés.

Chapitre 1

Etat de l'art

Les surfaces de contrôle telles que les pales d'hélices, les safrans, les stabilisateurs, les barres de plongée et plus récemment les hydrofoils de sustentation jouent un rôle essentiel dans la conduite d'un grand nombre d'engins de taille et de masse très variables dans de nombreuses applications navales civiles et militaires allant de petites embarcations de quelques centaines de kilos et de quelques mètres à des navires de plusieurs centaines de tonnes et plus d'une centaine de mètres ([86]).

Ce sont des structures portantes qui génèrent et supportent des efforts hydrodynamiques (portance, traînée, poussée et couple) de très fortes amplitudes. Ces efforts relevant des contraintes pariétales de pression et de frottement sont directement liés à la nature de la couche limite laminaire, de transition ou turbulente et aux phénomènes hydrodynamiques associés (décollement et échappements tourbillonnaires) et à la cavitation. Traditionnellement, ces structures sont métalliques, supposées rigides et conçues pour résister mécaniquement sur une longue durée de vie aux conditions d'écoulement très variables et parfois brutales (slamming, reverse flow, crash stop...) qu'elles peuvent rencontrer suivant les états de mer au cours de leur fonctionnement.

Plus récemment, les chercheurs et les concepteurs se sont penchés sur le contrôle de ces structures en particulier par la modification active de leur forme (morphing) pour s'adapter aux conditions de fonctionnement variables et pour élargir leur domaine de fonctionnement "optimal". Un certain nombre de recherches et d'études de concepts restées néanmoins toujours à l'état de prototype ont été menées en particulier dans le domaine de l'aéronautique ([20], [116], [118], [114], [28] et [119]) mais très peu dans le domaine de l'hydrodynamique navale si ce n'est les hélices à pas variable qui ont connu un réel développement industriel. Ces dernières ne relèvent pas directement des techniques de "morphing" mais s'y apparentent au sens où elles consistent en un changement global du pas moyen permettant au navire d'améliorer son rendement propulsif à faible vitesse et à plus haute vitesse. Nous pouvons indiquer qu'il n'est pas rare en hydrodynamique navale, qu'un engin ait à fonctionner à deux allures préférentielles. C'est le cas par exemple pour les chasseurs de mines qui ont une allure de croisière aux alentours d'une vingtaine de nœuds et une allure de "chasse" de quelques nœuds ainsi que pour les voiliers sur hydrofoils pour lesquels il est nécessaire de gérer les

conditions de décollage à vitesse modérée et les conditions de vol à très haute vitesse. Dans ce premier chapitre, nous présentons le contexte nécessaire pour comprendre ce travail exploratoire entrepris dans cette thèse autour du "morphing" pour des applications navales en se concentrant sur l'interaction fluide-structure, les hydrofoils déformables, les matériaux composites, le phénomène de cavitation ainsi que des éléments d'optimisation.

Les hydrofoils rigides sont conçus pour des régimes de fonctionnement bien définis. De nos jours, les recherches se développent afin de rendre adaptative la forme d'un hydrofoil (morphing) à différents régimes de fonctionnement (conditions d'écoulement). Ces hydrofoils sont connus sous les noms hydrofoils adaptatifs, mais aussi compliant hydrofoils en anglais. L'étude de ce type d'hydrofoil passe par l'étude de l'interaction fluide-structure afin de prédire la réponse structurelle de l'hydrofoil ainsi que ses performances hydrodynamiques. L'étude de l'interaction fluide-structure aide à une meilleure conception de l'hydrofoil.

1.1 Interaction fluide-structure (IFS)

Dans la plupart des cas, lors de l'étude des performances aérodynamiques ou hydrodynamiques des profils, la réponse de la structure est souvent négligée. Pour la mécanique des fluides, les solides sont représentés uniquement par les frontières. Lors de l'analyse de la réponse structurelle d'un profil, les déformations dues à l'écoulement ne sont généralement pas prises en considération. Pourtant, l'influence de l'écoulement sur la structure ne peut pas toujours être négligée. Un modèle IFS couplé est indispensable afin de prendre en compte le mouvement et la déformation de la structure dues à l'écoulement, mais aussi les perturbations de l'écoulement dues à la réponse de la structure.

De Langre ([29]) classe les problèmes d'IFS en fonction de différents paramètres adimensionnels définis ci-dessous :

- le nombre de masse M , le rapport de la masse volumique du fluide ρ_F sur celle de la structure ρ_S : $M = \rho_F / \rho_S$;
- le nombre de Cauchy C_Y , rapport entre la pression dynamique et l'élasticité de la structure quantifiée par le module d'Young E . Ce nombre est donné par $C_Y = \rho_f V_0^2 / E$;
- la vitesse réduite V_r , rapport entre la vitesse caractéristique de l'écoulement V et la vitesse de propagation d'une onde dans la structure c_s . $V_r = V / c_s$.

L'interaction fluide-structure a connu ces dernières années des avancées dans différents domaines : hydrodynamique, aérodynamique, automobile, mais aussi dans le domaine médical. A titre d'exemple, dans le domaine de la voile, Augier et al. ([13]) ont étudié expérimentalement l'interaction aéroélastique vent-voile dans des conditions réelles afin de valider les modèles d'interaction fluide-structure instable appliqués aux voiles de yacht. L'analyse numérique de l'IFS entre le vent et les voiles d'un voilier a également été étudiée par Lombardi [80]. Ils ont couplé un code Shell d'éléments finis pour la résolution de la structure et la méthode des volumes finis d'OpenFOAM pour la

résolution du fluide. Toujours dans le domaine de la voile, nous trouvons également les travaux de Augier et al. ([14] et [15]), Hauville et al. ([55]) et Deparday et al. dans ([30]).

L'interaction fluide-structure consiste en l'étude de la réponse structurale des hydrofoils sous écoulement. Dans le domaine de l'hydrodynamique, Chae et al. ([24]) ont analysé expérimentalement et numériquement les vibrations induites par un écoulement. L'objectif de leur étude est d'évaluer l'effet de la vitesse réduite et de l'angle d'attaque sur les fréquences de vibrations d'un profil flexible. Ils ont constaté que le profil a un comportement d'un hydrofoil rigide dans le sens de la corde et subit de la flexion et de la torsion dans le sens de l'envergure. Numériquement, un modèle IFS-2D a été développé en couplant un modèle Navier-Stokes (URANS : Unsteady Reynolds-Averaged Navier-Stokes) avec un modèle de structure à deux degrés de liberté (2-DOF) représentant les déformations de flexion et de torsion de l'hydrofoil. Il a été montré que les résultats de ces prédictions sont en bon accord avec les mesures expérimentales des vibrations naturelles induites par l'écoulement dans des conditions d'écoulement totalement turbulent et attaché.

L'institut de recherche de l'école navale s'intéresse depuis quelques années à l'étude de l'interaction fluide-structure des profils portants. L'interaction fluide structure a été analysée expérimentalement et numériquement au sein de l'institut en étudiant la réponse structurale des profils portants flexibles sous différentes conditions d'écoulement incluant les écoulements cavitants. Astolfi et al. ([11]) ont étudié numériquement et expérimentalement la réponse hydroélastique d'une structure déformable dans des écoulements cavitants. L'étude numérique a été basée sur le couplage d'un code structure éléments finis et d'un code fluide URANS volumes finis comprenant un modèle de turbulence $k - \omega$ SST (Shear Stress Transport) et un modèle de cavitation. Ce modèle de cavitation (modèle de Zwart) est basé sur un modèle de mélange qui ajoute une équation de transport de la fraction de vapeur au système d'équations URANSE. Expérimentalement, des mesures ont été réalisées sur un hydrofoil flexible du type NACA 66-312 modifié. Ce dernier a été fixé en porte-à-faux dans le tunnel hydrodynamique. La réponse de l'hydrofoil a été évaluée à l'aide des caméras rapides à haute résolution et des jauges de contraintes noyées dans l'hydrofoil. Ils ont constaté que les résultats numériques (longueur de la poche de cavitation et les contraintes) sont en bon accord avec les mesures pour des poches stables ainsi que pour des poches instables plus importantes. Néanmoins, ils ont observé certains écarts sur la valeur minimale de la pression en raison probablement des nuages de cavitation qui ne sont pas captés par le calcul. Sur la base de ces résultats, ils ont montré que les solveurs CFD-CSD sont fiables pour calculer et analyser la réponse hydroélastique d'une structure dans un écoulement cavitant à condition que les constantes des modèles appropriés soient ajustées à partir des observations expérimentales.

Dans le but de comprendre les mécanismes d'instabilités en écoulement partiellement cavitant, Leroux et al. ([77]) ont réalisé une étude numérique et expérimentale sur un profil de type NACA 66-312 fixé en porte-à-faux dans le tunnel hydrodynamique de l'IRENav. Ce type de profil est souvent utilisé pour les profils d'hélices propulsives dans l'industrie. Les expériences impliquaient des me-

sures multipoints de la pression à l'extrados et à l'intrados du profil avec des mesures de portance et de traînée. Les calculs ont été effectués dans la configuration de la section d'hydrofoil 2D et ils sont basés sur un modèle fluide homogène avec une loi barotrope. Deux comportements irréguliers périodiques différents caractérisés par des valeurs des nombres de Strouhal différentes ont été distingués. Ils ont également montré que pendant la phase instationnaire de la cavité, la longueur de la poche de cavitation varie.

Ducoin et al. ([34]) ont analysé expérimentalement la réponse hydroélastique d'un hydrofoil flexible dans un écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$. Ils ont considéré des conditions d'écoulement stationnaire et instationnaire, ainsi que sub-cavitant et cavitant. Les déplacements de l'extrémité libre de l'hydrofoil et les vibrations ont été mesurés respectivement par une caméra rapide et un vibromètre laser. Ils ont conclu que pour des régimes d'écoulement sub-cavitants, la réponse structurelle de l'hydrofoil est liée au chargement hydrodynamique, lequel est régi par des effets visqueux tels que la transition laminaire-turbulent induite par un bulbe de décollement laminaire (LSB : Laminar Separation Bubble) et le décrochage. La cavitation entraîne une forte augmentation des vibrations en raison des instationnarités qu'elle génère et peut entraîner une modification des fréquences propres, notamment par l'excitation du mode de torsion.

Ducoin et al. ([35]) ont également mené une étude expérimentale et numérique afin d'analyser le comportement d'un profil flexible dans un écoulement. Les expériences ont été réalisées sur un profil cambré monté dans le tunnel hydrodynamique de l'IRENav où ils ont développé un dispositif de traitement d'images qui permet la visualisation du déplacement du profil pour différentes conditions d'écoulement et d'incidences. L'étude numérique utilise un algorithme d'interaction fluide-structure basé sur le couplage d'un logiciel élément finis pour la résolution de la structure avec un solveur fluide de type volumes finis. Cet algorithme itératif est basé sur l'échange des conditions aux limites à l'interface fluide-structure. L'influence de ce couplage fluide-structure a été évaluée par des comparaisons avec des simulations non couplées. Leur étude a conduit aux résultats principaux ci-dessous :

- si le couplage est important, son influence est moindre pour des petits angles d'attaque et des vitesses d'écoulement faibles;
- le calcul non couplé est neuf fois plus rapide que le calcul couplé, il peut donc être suffisant dans ces conditions;
- le coefficient de portance augmente linéairement avec le déplacement vertical maximal de l'extrémité de l'hydrofoil;
- le coefficient de pression est proportionnel à la variation locale de l'incidence.

Une attention particulière est portée à la modification de la répartition de pression sur l'hydrofoil suite à des déformations pouvant conduire à une apparition de la cavitation précoce qui est d'une importance capitale pour les applications navales. Dans la continuité de ces travaux, Gaugain et

al. ([46]) ont analysé numériquement et expérimentalement l'interaction fluide-structure d'un hydrofoil déformable dans un écoulement stationnaire. Numériquement le couplage fluide-structure a été réalisé à l'aide d'une méthode itérative séquentielle basée sur le couplage de la méthode des éléments finis pour la résolution structurelle et la méthode des volumes finis pour la résolution de l'écoulement. Les couplages chaînés et partitionnés ont été mis en œuvre et comparés. Expérimentalement, le profil NACA 66-312 en polycétate (POM) a été testé dans le tunnel hydrodynamique au sein de l'IRENav dans un écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$ afin de déterminer le déplacement et les contraintes dans le profil pour des incidences comprises entre 4° et 8° . La comparaison des mesures aux prédictions numériques a montré un écart maximum de 0.2 mm sur le déplacement vertical pour des incidences comprises entre 4° et 8° . Les contraintes de Von Mises calculées par le modèle s'écartent des mesures d'environ 1 à 1.5 MPa soit un écart d'environ 44% entre l'expérience et la prédiction numérique. L'importance de cet écart est à pondérer par la forte variation locale de la contrainte sur la surface de mesure où les jauges ont été collées.

Ensuite, Lelong et al. ont réalisé dans [74] et [75] une analyse globale des vibrations, déformations, efforts... Il s'agit d'une procédure pour analyser expérimentalement l'IFS sur des structures portantes légères et flexibles dans différents régimes d'écoulement incluant des régimes cavitants. Cette procédure consiste en l'analyse de la déformation statique, des vibrations, des déformations et des contraintes d'un hydrofoil symétrique du type NACA 0015 fabriqué en POM. Les expériences ont été réalisées dans le tunnel hydrodynamique de l'IRENav dans des écoulements à des nombres de Reynolds allant de $0.3 \cdot 10^6$ à $0.6 \cdot 10^6$. Un dispositif de mesure des déformations statiques à l'aide d'un télémètre laser a été mis en place. En parallèle et dans le but d'identifier la réponse modale de l'hydrofoil, les vibrations de ce dernier ont été mesurées à l'aide de deux vibromètres laser. Quant aux déformations et aux contraintes, elles ont été obtenues à partir des jauges noyées dans la section de l'hydrofoil à proximité de l'emplanture. L'analyse des caractéristiques instationnaires de l'écoulement cavitant a été réalisée à l'aide d'une caméra rapide à haute vitesse. Ils ont conclu que :

- dans le cas d'un écoulement sub-cavitant, l'hydrofoil subit principalement une flexion statique et de très petites déformations de torsion. Les déformations et la contrainte évoluent linéairement en fonction de l'angle d'incidence et s'éloignent légèrement de l'évolution linéaire pour des angles d'incidence supérieurs à 5° . Les formes modales étaient similaires dans l'air et dans l'eau et se sont révélées très bien corrélées avec la théorie des poutres. Une diminution des fréquences modales en eau a été identifiée. Elle est due à l'effet de la masse ajoutée;
- dans le cas d'un écoulement cavitant, la fréquence du mode de flexion en fonction de l'angle d'incidence et de la vitesse d'écoulement est relativement constante. Inversement, les fréquences de torsion ont tendance à augmenter avec la vitesse d'écoulement, particulièrement pour des incidences plus grandes. Ils ont aussi observé qu'au fur et à mesure que la poche de cavitation se développe, les déformations moyennes croissent aussi avec une nette augmentation des fluctuations à des fréquences proches de la fréquence de la poche et de la fréquence de flexion.

Les mesures de vibration ont montré des changements significatifs de la réponse modale dus à la cavitation. Plus le volume de la cavité est grand, plus l'effet de masse ajoutée est faible et plus les fréquences naturelles sont élevées. Par conséquent, il serait raisonnable d'inclure ces effets pour les futures analyses et simulations IFS pour les applications hydrodynamiques.

La réponse hydroélastique d'un hydrofoil flexible en écoulement visqueux a été étudiée numériquement par Ducoin et Young ([36]) en s'appuyant sur les données expérimentales obtenues à l'IRE-Nav. Ils ont analysé les effets visqueux tels que la transition laminaire-turbulent et le décrochage sur la réponse et la stabilité hydroélastique des hydrofoils flexibles. L'étude de l'interaction fluide-structure est basée sur le couplage du logiciel de CFD CFX et un système mécanique simple composé d'une section d'hydrofoil 2D rigide à deux degrés de liberté (2-DOF) en pilonnement-tangage qui simule la torsion et la flexion d'une section d'un hydrofoil 3D fixé en porte-à-faux étudié expérimentalement. Ils ont constaté que l'hydrofoil subit une torsion dans le sens des aiguilles d'une montre car le centre de pression est situé devant l'axe de torsion. Cette torsion engendre une augmentation de l'angle d'incidence effectif et déplace le centre de pression vers le bord d'attaque. L'augmentation de l'angle d'attaque causée par cette torsion accélère la transition et favorise le décrochage. Lorsque l'écoulement devient entièrement turbulent, le coefficient de portance de l'hydrofoil augmente d'une façon non linéaire avec l'angle initial et la vitesse d'entrée car le centre de pression se décale vers le bord d'attaque.

La réponse hydroélastique sur des pales d'hélice a également été étudiée. Young ([125]) a développé un modèle numérique basé sur la méthode des éléments de frontière (BEM : Boundary Element Method) pour l'analyse de l'écoulement potentiel et la méthode des éléments finis pour l'étude de la structure. L'objectif de ses travaux est l'étude des effets de l'IFS et du modèle de cavitation (1.4) sur les performances de l'hélice et de la distribution des contraintes. Ce modèle est appliqué aux hélices métalliques à petites déformations élastiques. Les résultats de ce modèle ont été comparés aux mesures dans un écoulement instationnaire et cavitant où un bon accord a été trouvé. Les fréquences naturelles prédites par le modèle, les distributions de contraintes et les déplacements des pales se comparent bien avec les mesures. Un exemple de résultats est montré en figure 1.1. Cette figure représente l'évolution du déplacement le long de la corde de la pale.

L'algorithme de couplage développé par Young dans [125] a été appliqué sur les hydroliennes immergées soumises à un écoulement variable ([131]). L'algorithme permet la prédiction des coefficients de poussée et de puissance de l'hydrolienne en activant un modèle de cavitation. Ils ont conclu que les prédictions obtenues par l'algorithme de couplage sont en bon accord avec les résultats expérimentaux donnés dans [16]. En raison de la présence de la cavitation, le modèle permet également de prédire la diminution de la poussée et de la puissance qui peut se produire lorsque la pression du fluide descend localement en dessous de la pression de la vapeur saturante.

L'exploitation des avantages des matériaux composites (poids, résistance et orientation des fibres) peut introduire de meilleurs comportements des hélices marines. Young présente dans [126] une

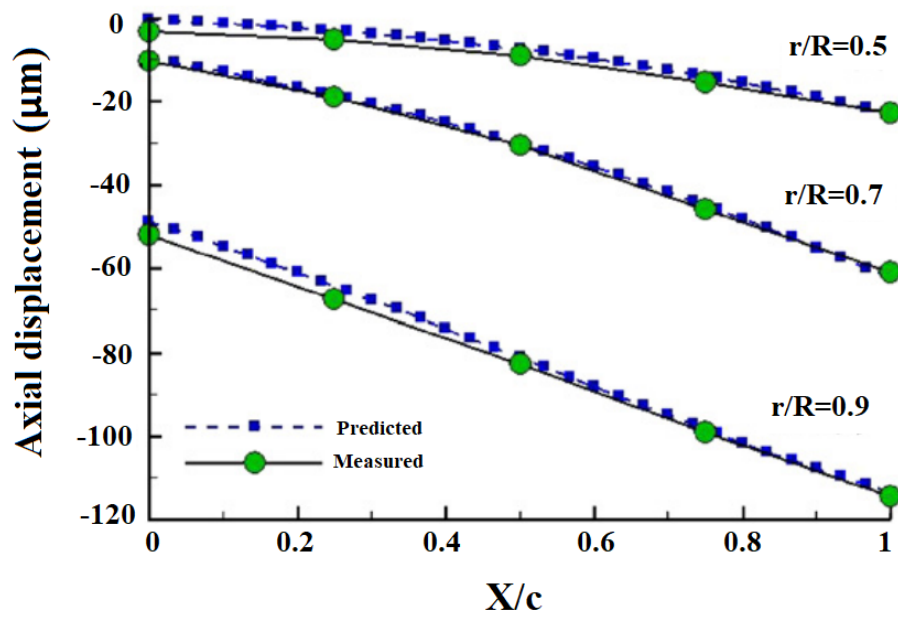


FIGURE 1.1 – Comparaison du déplacement prédit par le calcul et mesuré sur la pale d'hélice [125].

approche numérique pour l'étude de l'interaction fluide-structure des hélices composites flexibles soumises à des charges hydrodynamiques et inertielles, y compris l'effet de la cavitation instationnaire. L'objectif de son travail est d'améliorer la compréhension et les capacités prédictives du comportement hydroélastique des hélices composites flexibles. Elle a montré que la prise en compte de l'interaction fluide-structure dans l'étude des hélices composites flexibles est indispensable car la déformation des pales modifie le champ d'écoulement local, ce qui modifie à son tour les distributions de pression et les conditions de cavitation. En raison de la masse ajoutée, Young a aussi montré que les fréquences fondamentales des hélices marines composites peuvent être considérablement réduites. La composition du matériau et la séquence de stratification d'un composite ont un effet sur le champ de distribution de contraintes. Il est nécessaire de prendre en compte ces éléments lors de l'étude de la réponse hydroélastique des hélices composites flexibles afin d'améliorer leurs performances et éviter la défaillance du matériau.

Très récemment, l'interaction fluide-structure et la réponse hydroélastique d'un hydrofoil composite ont été numériquement et expérimentalement étudiées par Pernod et al. dans [98]. Dans le but d'augmenter la compréhension des hélices marines composites, ils ont fabriqué et testé un hydrofoil composite avec une forme trapézoïdale qui a une corde variable le long de l'envergure et qui a une section du type NACA 66-206 modifiée. Un capteur à fibre optique a été intégré dans les plis composites pendant le processus de fabrications afin de mesurer les déformations de l'hydrofoil. En plus des mesures des déformations, ils ont analysé dans le tunnel de l'IRENav les vibrations de l'hydrofoil à l'aide d'un vibromètre laser à effet Doppler. Numériquement, l'étude de la réponse hydroélastique

de l'hydrofoil est basée sur le couplage d'un code éléments finis et d'un code volumes finis URANS (Unsteady-Reynolds-Averaged Navier-Stokes) et ils ont trouvé une comparaison prometteuse sur la torsion.

Pearce et al. ([96]) ont consacré leurs travaux de recherche à l'étude de l'influence du couplage flexion-torsion sur le comportement en cavitation des hydrofoils composites. Ils ont testé trois hydrofoils à géométries identiques fabriqués en matériaux différents. L'un de ces hydrofoils en acier inoxydable est rigide. Les deux autres ils sont flexibles et fabriqués en composites avec des orientations à -30° et $+30^\circ$. Les expériences ont été réalisées dans un écoulement à $Re = 0.8 \cdot 10^6$, une incidence de 6° et différents nombres de cavitation entre apparition et une supercavitation. Les fréquences de détachement de la poche de cavitation et de la réponse structurelle de chaque hydrofoil ont été mesurées à l'aide de caméras rapides à haute vitesse et les forces hydrodynamiques ont été mesurées à l'aide d'une balance hydrodynamique à six composantes. L'apparition de la cavitation sur l'hydrofoil en composite avec couplage flexion-torsion positif par rapport au profil rigide a été observée pour des nombres de cavitation plus élevés alors qu'elle se produit à un nombre de cavitation plus faible pour l'hydrofoil en composite avec couplage flexion-torsion négatif. Cela est dû à des incidences croissantes et décroissantes pour le couplage flexion-torsion positif et négatif respectivement par rapport à l'hydrofoil rigide. La longueur moyenne de la poche de cavitation sur les hydrofoils en composite est affectée de la même manière par les effets positifs et négatifs du couplage flexion-torsion. La longueur de la poche augmente pour l'hydrofoil avec couplage flexion-torsion positif et diminue pour l'hydrofoil avec couplage flexion-torsion négatif par rapport à l'hydrofoil rigide. Les deux hydrofoils composites ont montré un comportement de lock-in (accrochage fréquentiel) : à des fréquences de $1/2$ et $3/2$ de la première fréquence propre pour l'hydrofoil $+30^\circ$ et à $1/2$ de la première fréquence propre seulement pour l'hydrofoil -30° . Aux faibles nombres de cavitation, les trois hydrofoils affichent un lock-in à la fréquence la plus basse, indiquant que la dynamique de détachement de la cavité domine toute réponse IFS dans cette région.

Harwood et al. ([53] et [54]) ont étudié le comportement d'un hydrofoil composite en cavitation et au voisinage de la surface libre pour l'étude de la ventilation. Les effets de divers écoulements sur les réponses hydrodynamiques et hydroélastique passives ou induites par l'écoulement d'un hydrofoil rigide et de deux hydrofoils flexibles perforant la surface libre ont été expérimentalement évalués. Les régimes d'écoulement entièrement mouillés, partiellement ventilés, partiellement cavitants et entièrement ventilés ont été considérés. Ils ont montré que le régime d'écoulement sur un hydrofoil perforant la surface libre a un effet significatif sur la réponse hydroélastique, y compris l'identification de l'accrochage fréquentiel (lock-in) du tourbillon de von Karman. Ils ont également montré que la présence de la cavitation ou de la ventilation sur une structure flexible modifie son comportement et affecte les fréquences de résonance. L'écoulement entièrement ventilé réduit la masse ajoutée du fluide, ce qui fait augmenter les fréquences de résonance jusqu'à une valeur limitée par les valeurs de la condition d'un écoulement entièrement mouillé. L'écoulement partiellement cavitant avait un

faible effet sur les fréquences de résonance pour les conditions testées car la taille limitée des poches de vapeur produisait une petite diminution de la masse ajoutée. A leur tour, les vibrations de cette structure peuvent affecter la dynamique de la cavité de vapeur. L'ensemble de ces études montre que l'interaction fluide-structure des surfaces portantes déformables a des effets importants sur les performances hydrodynamiques de telles structures.

Dans une autre étude, Liao et al. ([79]) ont étudié numériquement l'interaction fluide-structure d'un hydrofoil composite en porte-à-faux. Un modèle tridimensionnel de Navier-Stokes (RANS) a été couplé avec un modèle éléments finis pour prédire la réponse de l'hydrofoil ainsi que ses performances hydrodynamiques.

Dans la plupart des cas, il apparaît également que les méthodes de calcul en IFS sont coûteuses en temps de calculs, ce qui semble être un frein aux avancées des méthodes d'optimisation des structures déformables sous écoulement. De ce fait, il est nécessaire de développer de nouveaux modèles plus rapides pour accélérer les études d'optimisation qui doivent se focaliser sur certains régimes de fonctionnement. Ainsi l'optimisation d'un hydrofoil de sustentation se concentre sur l'augmentation de la force de portance lors des phases de décollage et l'augmentation du rapport portance/trainée dans les phases de navigation tout en contrôlant la cavitation. La figure 1.2 représente un bateau volant qui fonctionne à différents régimes d'écoulement.



FIGURE 1.2 – Bateau volant développé par Seair (source : <https://www.seair-boat.com/fr/solutions-bateaux-volants/>).

Afin de répondre aux deux exigences hydrodynamiques : i) amélioration des performances hydrodynamiques et ii) retarder l'apparition de la cavitation, des structures déformables (morphing) peuvent être une solution.

1.2 Profils déformables

Actuellement, les hydrofoils utilisent des systèmes mécaniques comme les volets pour modifier leurs formes et contrôler leurs performances. Les structures de morphing pourraient être une voie intéressante pour modifier les performances hydrodynamiques des hydrofoils ([119]).

Dans les applications aérodynamiques, l'utilisation de structures morphing a prouvé son effet sur les performances de vol ([26]). Brailovski et al. ([21]) ont développé un modèle numérique basé sur le couplage du logiciel éléments finis ANSYS pour résoudre le modèle structurel et le code potentiel Xfoil comme solveur du fluide pour évaluer les performances aérodynamiques d'une aile dans différents régimes de vol. Le profil d'aile déformable a été conçu pour des conditions de vol subsoniques. Ce profil est composé d'un extradors flexible, d'un intrados rigide et d'un groupe d'actionneurs situé à l'intérieur du profil. Dans une autre étude ([121]), Woods et al. ont introduit la transition du volet déformable qui cherche à traiter une source de bruit et de traînée qui fait l'objet de recherche de longue date dans la conception des ailes d'avion. Il s'agit de l'espace présent aux extrémités dans le sens de l'envergure des surfaces de contrôle. Cet espace ou ce vide crée de grandes discontinuités de l'écoulement, génère un bruit et une traînée très importante. Woods et al. ont remplacé cet espace par une section de transition lisse de morphing en trois dimensions. Cette section se délatte élastiquement entre l'aile rigide et la surface de contrôle mobile (volet) d'une manière passive et continue. Les formes du profil initial et déformé dans une soufflerie sont présentées en figure 1.3. Le contrôle passif de cette transition de volet de morphing a l'avantage d'augmenter la portance et de réduire la traînée. Maintenant, des systèmes dits intelligents qui intègrent des actionneurs piézoélectriques dans les rotors pour obtenir un contrôle actif de la torsion dans le but d'éliminer les vibrations et les bruits générés par les pales, afin ainsi d'améliorer les performances des pales d'hélicoptère sont résumés dans [84]. Le contrôle de forme des profils aérodynamiques à l'aide des actionneurs piézoélectriques est aussi étudié dans [56], [123] et [105]. D'autres chercheurs se concentrent sur le contrôle du bord d'attaque des profils aérodynamiques. Cependant, le morphing du bord d'attaque peut améliorer les conditions de transition laminaire-turbulent, optimiser le rapport portance/traînée ou l'adaptation aux exigences spécifiques du second régime de vol telles que le décollage et l'atterrissage ([95] et [66]).

De nombreuses autres études se concentrent sur l'utilisation des Alliages à Mémoire de Forme (AMF) afin de modifier la forme des structures aérodynamiques. Ces alliages possèdent la capacité de garder en mémoire une forme initiale et d'y retourner même après une déformation. Un exemple d'aileron déformable à l'aide des fils en alliages à mémoire de forme qui sont chauffés par effet Joule et entraînent la déformation de l'aileron est représenté par Rediniotis et al. dans [100]. Nous trouvons également les travaux Karakalas et al. ([62]), Garner et al. [44] et Schetky et al. [106]. En plus de ces capteurs/actionneurs piézoélectriques et les alliages à mémoire de forme, nous trouvons également les capteurs à fibres optiques et réseaux de Bragg, les jauges de contrainte et les lois de commande.



FIGURE 1.3 – Contrôle passif d'un bord de fuite d'un profil aérodynamique, [121].

Parmi les modèles numériques aussi développés pour étudier le morphing des ailes, nous trouvons les travaux de Kaygan et al. Ils ont présenté dans [64], un concept de conception pour contrôler activement la torsion des ailes d'avions. Le concept consiste en des éléments de morphing qui ont été conçus pour fournir une peau suffisamment rigide pour maintenir la rigidité structurelle et lisse pour éviter le décollement de la couche limite. Ils ont utilisé ANSYS pour l'analyse de la structure et la méthode Athena Vortex Lattice (AVL) pour prédire les performances aérodynamiques, après une optimisation structurelle réalisée via ANSYS Statique. Les résultats de ce concept offrent une torsion des ailes efficace tout en préservant une surface aérodynamique lisse et compliant. Une rigidité structurelle suffisante en flexion est également obtenue. Kumar et al. ([68]) ont mené une étude comparative de l'analyse structurelle et aérodynamique entre un concept de cambrure active en os de poisson et un autre est une aile à cambrure variable composée d'une seule structure ondulée. L'analyse structurelle est basée sur un solveur à éléments finis avec mécanisme d'actionnement, quant à l'analyse aérodynamique est effectuée à l'aide de deux méthodes : une approche analytique basée sur la théorie du profil aérodynamique mince, et l'autre numérique à l'aide du code potentiel-couche limite Xfoil. Les résultats ont montré que la configuration de morphing à cambrure variable avec structure à double ondulation peut supporter plus de charges sans déformation nuisible, ce qui se traduit par une efficacité aérodynamique supérieure par rapport aux autres configurations.

Nous ne pouvons pas parler des avantages des structures de morphing sur les performances aérodynamiques, sans parler de l'effet de la cambrure continue du volet de bord de fuite (VCCTEF : variable camber continuous trailing edge flap) sur les forces de portance et de traînée ([63]). Cette dernière a montré que les meilleures performances portance/traînée (L/D) étaient obtenues par les volets avec une cambrure en arc circulaire et en parabolique. La forme du volet de bord de fuite a été également évaluée par Abdessemed et al. dans [1] et Hunsaker et al. dans [59]. Leurs travaux ont été

basés sur la définition d'une équation parabolique de la cambrure du volet de bord de fuite. Cette forme permet d'obtenir le même déplacement vertical du bord de fuite classique tout en éliminant la discontinuité au niveau du point d'articulation du volet. La figure 1.4 représente les formes des volets de bord de fuite des profils aérodynamiques étudiés par Hunsaker et al. dans [59]. Ces travaux ont abouti à de meilleures performances du volet parabolique que celles obtenues par un volet traditionnel. L'effet de la forme du volet d'un profil aérodynamique a été largement étudié ces dernières années.

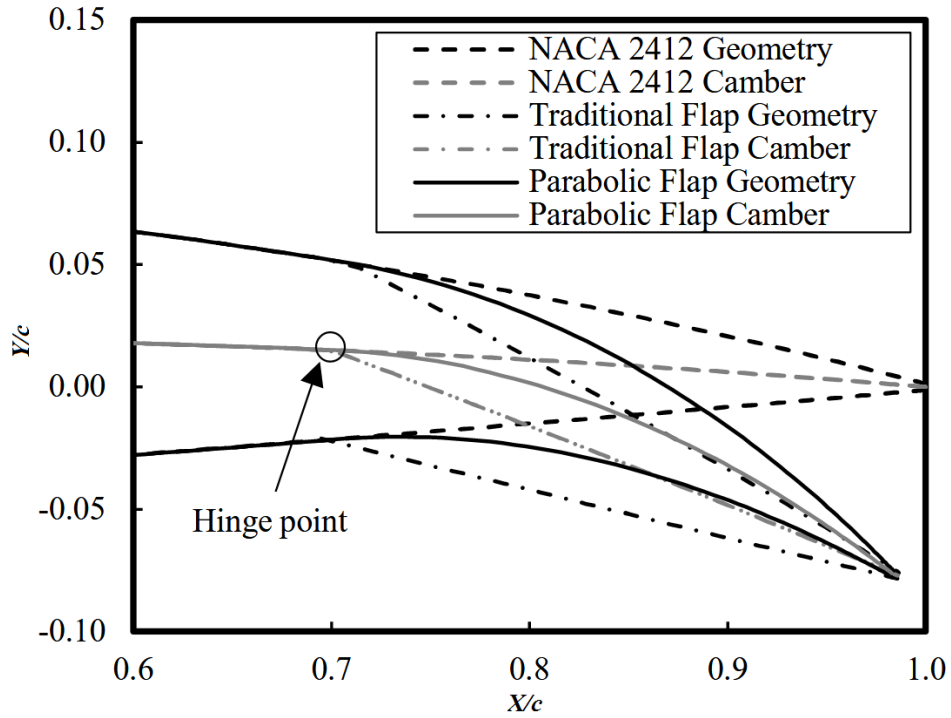


FIGURE 1.4 – Géométries des profils aérodynamiques et des lignes de cambrure du profil NACA 2412 sans et avec volets (volet traditionnel et volet parabolique) $x_f/c = 0.7$ et $\beta_f = \beta_p = 15^\circ$, [59].

avec x_f l'abscisse du point d'articulation du volet, β_f et β_p sont respectivement les angles du volet traditionnel et du volet parabolique.

Jawahar et al. ([61]) ont étudié numériquement et expérimentalement les performances aérodynamiques d'un profil de type NACA 0012 équipé d'un volet articulé et des volets cambrés (morphed) dans un écoulement à une vitesse de 20 m/s qui correspond à un nombre de Reynolds de $2.6 \cdot 10^5$. La mesure des performances aérodynamiques a montré que le volet fortement cambré produit une portance plus élevée que celle d'un profil avec un volet articulé. Leur étude a montré aussi que même si le volet parabolique augmente le coefficient de portance, le rapport C_L/C_D n'est pas trop affecté par cette cambrure. Lors de l'analyse des mesures de pression, ils ont constaté que le pic d'aspiration du profil avec un volet articulé est inférieur à celui du profil avec un volet fortement cambré. Pour de faibles incidences, ce pic est jusqu'à 40% inférieur par rapport au pic généré par le profil avec un volet

fortement cambré et la différence diminue lorsque l'incidence augmente. La distribution de pression au niveau du volet de bord de fuite du profil avec un volet cambré est complètement différente de celle du volet articulé mais elle est dépendante de l'angle d'incidence (figure 1.5). Une revue a résumé les différentes technologies de changement de forme des ailes d'avions fixes et rotatives et elle a souligné la nécessité de recherches supplémentaires sur les peaux, les actionneurs/mécanismes et les théories de contrôle ([17]). Une autre méthodologie d'optimisation de la conception du volet de bord de fuite déformable a été développée par Ai et al. ([2]). La méthodologie est basée sur l'utilisation d'un noyau en nid d'abeille imprimé en 3D à rigidité adaptée. Les résultats de l'optimisation ont été comparés aux résultats des expériences réalisées sur un démonstrateur.

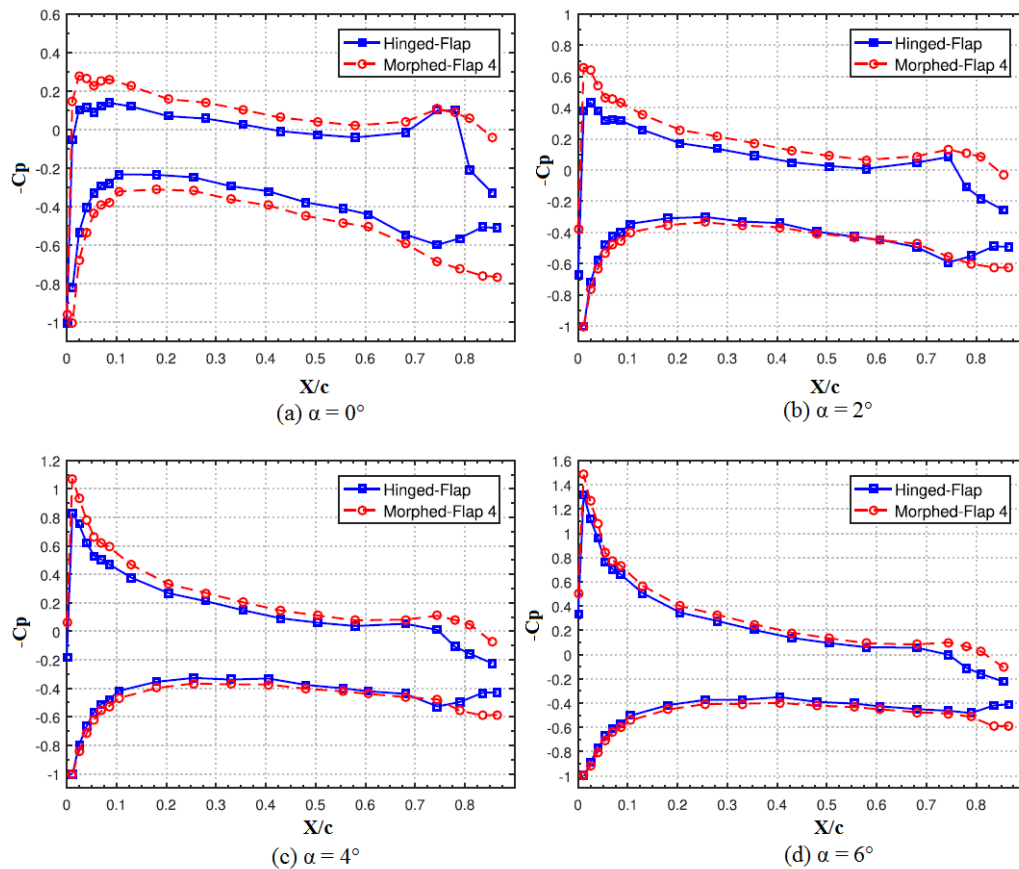


FIGURE 1.5 – La distribution du coefficient de pression autour du profil équipé d'un volet articulé et du profil avec un volet cambré (parabolique) pour des angles d'incidence $\alpha = 0^\circ, 2^\circ, 4^\circ$, et 6° , $Re = 2.6 \cdot 10^5$, [61].

Les ailes d'avions et les pales des éoliennes sont généralement optimisées pour certaines conditions de fonctionnement. Les capacités d'adaptation des géométries permettent le contrôle actif de la charge et l'amélioration des performances globales. Les progrès prometteurs dans les technologies de morphing incluant les nouveaux mécanismes et concepts de morphing, de nouvelles méthodes d'actionnement et des matériaux intelligents sont résumés par Lachenal et al. ([70]), Concilio et al. ([26]), Karakalas et al. ([62]) ainsi que par Chopra et al. ([25]).

Même si les principaux objectifs des applications hydrodynamiques sont similaires à ceux de l'aérodynamique, de nombreuses techniques employées dans les applications aérodynamiques ne peuvent pas être transférées aux applications navales. Il est donc nécessaire de prendre en compte les différences entre les propriétés des fluides et les phénomènes de cavitation dans les applications navales. Il faut également prendre en compte l'encombrement et l'exigence de l'étanchéité par les structures navales ainsi que l'agressivité de l'écoulement.

Dans [130], les auteurs ont résumé les progrès de la modélisation numérique, des études expérimentales, de la conception et de l'optimisation des propulseurs marins adaptatifs composites et des turbines. Premièrement, ils ont présenté les différences entre les surfaces portantes aérodynamiques adaptatives et hydrodynamiques. Par conséquent, dans les applications hydrodynamiques, les fluctuations locales de pression ont conduit à la formation de cavitation ([22]), ce qui peut entraîner des fluctuations de charge, des vibrations et une dégradation des performances. De plus, ils ont discuté les défis actuels de la modélisation numérique, des études expérimentales, de la conception et de l'optimisation des propulseurs marins adaptatifs et des turbines. Les défis majeurs de la modélisation numérique et l'étude expérimentale sont l'interaction fluide-structure visqueuse tridimensionnelle [127] et la cavitation [3].

Hueber et al. ont présenté dans [58] un nouveau concept pour améliorer la stabilité et les performances d'un kitesurf. Le concept exploite la possibilité d'avoir un bord de fuite déformable avec un contrôle passif pour adapter la forme de la section à la vitesse. Dans le même contexte que cette problématique, Sacher et al. ([103]) ont développé une méthode d'optimisation d'un hydrofoil basée sur l'étude de l'interaction fluide-structure d'un hydrofoil avec un bord de fuite flexible. L'objectif de leur travail était de minimiser la traînée tout en restant dans un écoulement sub-cavitant. Les résultats de cette étude ont été comparés à ceux obtenus sur un hydrofoil rigide dans les mêmes conditions de fonctionnement (vitesse et force de portance). Cette comparaison a montré que l'hydrofoil avec un bord de fuite flexible apporte plus d'avantages que l'hydrofoil rigide.

De nombreux développements récents se sont concentrés sur l'utilisation des matériaux composites par rapport aux matériaux métalliques traditionnels. Les matériaux composites présentent de nombreux avantages, notamment des rapports résistance/poids plus élevés, la possibilité d'adapter la réponse de la structure selon les choix de conception (orientation et épaisseur des fibres) ainsi que de meilleures caractéristiques de résistance à la fatigue. Ils offrent une résistance à l'eau salée et améliorent la résistance à la corrosion ([92]).

1.3 Structures composites

L'effet du matériau et du nombre de Reynolds sur les performances hydrodynamiques des hydrofoils a été étudié expérimentalement par Zarruk et al. ([133]). Ils ont étudié expérimentalement les performances hydrodynamiques et hydroélastiques de six hydrofoils flexibles à géométries simi-

lares. Parmi ces six hydrofoils, deux sont fabriqués en acier inoxydable, deux en aluminium et les deux autres en plastique renforcé de fibres de carbone (CFRP) avec des orientations à 0° et 30° par rapport à l'axe de l'envergure de l'hydrofoil. Ils ont choisi deux types de sections d'hydrofoils : NACA 0009 standard pour les profils en acier et en aluminium et NACA 0009 modifié avec un bord de fuite plus épais pour une meilleure fabrication des hydrofoils CFRP. Les hydrofoils ont été testés dans un tunnel hydrodynamique et pour plusieurs nombres de Reynolds. Ils ont conclu que les hydrofoils composites ont les meilleures performances hydrodynamiques, montrant le potentiel d'un hydrofoil composite hydroélastique sur mesure.

Au cours de ces dernières décennies, de nombreux chercheurs s'intéressent aux calculs couplés fluide-structure pour étudier les hélices flexibles en composites. Le comportement hydroélastique d'une hélice flexible a été analysé par Maljaars et al. ([82]). Ils ont comparé les résultats de la méthode des éléments de frontière (BEM : Boundary Element Method) couplée à la méthode des éléments finis (FEM : Finite Element Method) aux résultats d'un solveur des équations de Navier-Stokes couplé également à un logiciel basé sur les éléments finis. Les résultats de ces deux méthodes ont été comparés à ceux obtenus expérimentalement à partir des mesures des déformations de pales dans un tunnel hydrodynamique. Les résultats montrent que les réponses de flexion mesurées sont bien prédites par les calculs RANS-FEM. Ils ont également constaté que les résultats calculés par BEM-FEM sont cohérents avec ceux de RANS-FEM.

Les effets du couplage flexion-torsion dépendant de la charge sur la réponse hydroélastique à l'état stationnaire des hydrofoils en composites ont été étudiés expérimentalement et numériquement par Young et al. ([128]). Pour une meilleure comparaison, ils ont analysé quatre profils à géométries identiques fixés en porte-à-faux. L'un des hydrofoils est rigide fabriqué en acier inoxydable et il sert de référence. Les trois hydrofoils en composites se différencient dans l'orientation des couches de carbone par rapport à l'axe longitudinal des hydrofoils. Numériquement, un modèle simple de l'interaction fluide-structure à deux degrés de liberté a été présenté. Les auteurs ont conclu que le couplage flexion-torsion affecte la déformation des hydrofoils qui modifient les performances hydrodynamiques. Dans une autre étude, Young et al. ([129]) ont analysé expérimentalement l'effet du couplage flexion-torsion du matériau sur la réponse en cavitation des hydrofoils en composites adaptatifs. A l'état de repos, les hydrofoils ont des géométries identiques. Deux hydrofoils en composite et un troisième en acier inoxydable (SS : stainless steel) fixés en porte-à-faux ont été testés dans un tunnel hydrodynamique. Ils ont conclu que le couplage flexion-torsion du matériau a un effet sur les coefficients hydrodynamiques, l'apparition de la cavitation et la longueur maximale de la poche de cavitation par rapport à l'hydrofoil SS.

Giovanetti et al. ([50]) ont développé une méthodologie basée sur le couplage de la CFD (Computational Fluid Dynamics) et de l'analyse par éléments finis (FEA : Finite Element Analysis) afin de prédire les performances d'un hydrofoil flexible. Cet hydrofoil a été conçu pour réduire passivement le coefficient de portance avec l'augmentation de la vitesse d'écoulement. L'introduction des

fibres de composites orientées selon des angles hors axe principal permet à cet hydrofoil de contrôler passivement son angle de tangage afin de réduire la portance, donc d'obtenir un vol stable dans une large gamme de conditions d'écoulement. Les résultats de cet outil numérique ont été validés expérimentalement en réalisant des essais en soufflerie, y compris des mesures du champ de déformation. Ils ont conclu que les déformations en torsion entraînent une réduction de l'angle d'attaque effectif d'environ 30% à des vitesses d'écoulement plus élevées, ce qui réduit de manière significative la portance et la traînée de l'hydrofoil.

L'effet des matériaux sur le comportement en cavitation des hydrofoils fait l'objet de plusieurs recherches ces dernières années. L'influence de l'interaction fluide-structure sur le nuage de cavitation d'un hydrofoil flexible a été étudiée par Smith et al. Ils ont divisé leur étude en deux parties. La première partie [113] a été consacrée à l'établissement d'une référence en étudiant un hydrofoil relativement rigide, les déformations étant petites par rapport aux dimensions de l'hydrofoil. Par conséquent, la dynamique structurale de l'hydrofoil a un faible effet sur la dynamique de chargement et de la cavité. La deuxième partie [112] est consacrée à l'influence de l'IFS d'un hydrofoil déformable en comparant les résultats obtenus à ceux d'un hydrofoil rigide ([113]). Les hydrofoils ont une géométrie identique en forme conique fixée en porte-à-faux verticalement dans un tunnel hydrodynamique. Les déformations du bord libre et le comportement en cavitation ont été enregistrés avec des mesures de force synchronisées à l'aide de deux caméras rapides à hautes résolutions. Les expériences ont été réalisées pour $Re = 0.8 \cdot 10^6$, un nombre de cavitation σ compris entre 0.2 et 1.2 et une incidence $\alpha = 6^\circ$. L'hydrofoil flexible a été fabriqué en composite avec une stratification autorisant la flexion dans le sens de l'envergure sans couplage flexion-torsion induit par le matériau. Ils ont observé que le couplage hydrodynamique en flexion-torsion entraîne des déformations en torsion provoquant une modulation de la fréquence due à l'augmentation de la longueur de la cavité. Lors de l'étude de l'hydrofoil rigide, ils ont identifié trois modes de cavitation qu'ils ont nommés type I, type IIa et type IIb. Le type I est entraîné par des ondes de choc qui se produisent pour des valeurs faibles de σ (0.3 - 0.6). Le type IIa se produit pour des valeurs de σ allant de 0.4 à 1 et le type IIb apparaît pour des valeurs de σ comprises entre 0.7 et 0.9. Les différents modes ont été retrouvés également sur l'hydrofoil flexible avec le type IIb qui est identifié à $0.7 \leq \sigma \leq 0.75$, mais entre différents modes. La flexibilité génère une accélération de la transition du régime de la cavitation en réduisant σ . Cela se voit avec la croissance rapide et l'influence de l'instabilité des ondes de choc sur les forces, les flèches et le comportement de cavitation sur l'hydrofoil flexible, suggérant que le comportement structurel joue un rôle important dans la modification de la physique des cavités.

Les applications navales se concentrent sur l'utilisation des matériaux composites en raison de leurs nombreux avantages notamment sur le comportement en cavitation des hydrofoils. Afin de concevoir des hydrofoils pour retarder l'apparition de la cavitation, augmenter l'efficacité et assurer la résistance structurelle en optimisant la forme et l'angle d'orientation des fibres composites, Liao et al. ([78]) ont utilisé une méthode d'optimisation basée sur le gradient avec des modèles CFD et FEM

haute-fidélité. Ils ont effectué une optimisation en un seul point pour des hydrofoils composites et métalliques dans deux conditions de fonctionnement différentes. Ils ont comparé le comportement en cavitation ainsi que les performances des hydrofoils en composites optimisés par rapport aux autres hydrofoils optimisés en aluminium. Ils ont remarqué que tous les hydrofoils optimisés retardent considérablement l'apparition de la cavitation et améliorent l'efficacité par rapport aux hydrofoils de base. Pour le point de fonctionnement caractérisé par $C_L = 0.3$, l'hydrofoil composite optimisé présente une réduction de traînée d'environ 4.1% par rapport au profil de base et le profil optimisé en aluminium. Cette réduction est de l'ordre de 3.6% par rapport au profil de base en aluminium. A $C_L = 0.5$, la réduction de la traînée des hydrofoils optimisés en composite et en aluminium est de 5% et de 4.7% par rapport aux profils de base. Pour l'optimisation en un seul point, les conceptions optimisées de l'hydrofoil composite et des hydrofoils en aluminium se révèlent très similaires en termes de géométrie finale, d'efficacité et de sensibilité à la cavitation. Les hydrofoils composites sont beaucoup moins sensibles aux défaillances structurelles que les hydrofoils métalliques en raison de la haute résistance intrinsèque, ce qui rend la structure composite avantageuse par rapport à la structure métallique conventionnelle en termes de sécurité structurelle et d'endurance.

1.4 Cavitation

La cavitation est un phénomène propre au domaine de l'hydrodynamique. Elle correspond à la vaporisation d'un liquide lorsque la pression au sein de celui-ci atteint la pression de vapeur saturante P_v . La formation de la cavitation dépend de la pression de vapeur saturante, mais aussi de la nature de l'écoulement (présence d'obstacles, turbulence...), de la qualité de l'eau (quantité et taille des germes, salinité...). La présence de la cavitation a des conséquences néfastes :

- la production d'un bruit important et des vibrations du système propulsif causés par l'implosion de la bulle de vapeur;
- création des dommages sur les structures environnantes pouvant conduire à leur destruction;
- érosion des matériaux situés dans la zone du collapse;
- pertes de performances hydrodynamiques.

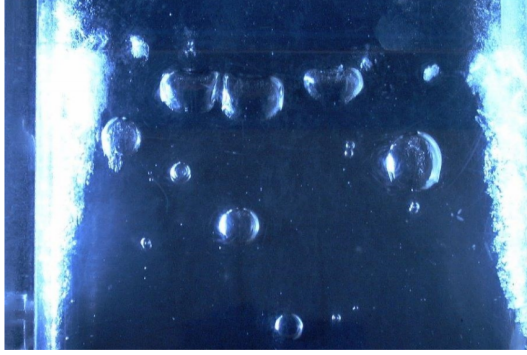
Il est très important de prendre en considération ces différents effets lors de la conception des hélices marines. Différentes étapes dans le phénomène de cavitation sont distinguées :

- l'apparition (inception) qui correspond à la formation des premières cavités de vapeur (bulles, poches, patches...);
- le grossissement de la cavité qui correspond à l'accroissement du volume de vapeur;
- le collapse total ou partiel, qui est l'implosion de la cavité sous l'effet d'une augmentation de la pression environnante.

La cavitation peut se présenter sous différentes formes ([22] et [9]). Les types de cavitation sont résumés en figure 1.6 :

- **la cavitation par bulles (*Bubble cavitation*)** correspond à l'apparition des bulles de vapeur en plusieurs points de la structure. Elle apparaît généralement dans des zones à faibles gradients de pression ou à faibles incidences.
- **la cavitation par poche attachée (*Sheet cavitation*)** lorsque la vapeur se présente sous forme d'une poche attachée à la structure. Ce type de cavitation apparaît généralement dans les zones de décollement laminaire de couche limite au bord d'attaque d'un hydrofoil résultant d'un gradient de pression important.
- **le nuage de cavitation (*Cloud Cavitation*)** est une forme instable de cavité pour laquelle l'interface entre la vapeur et la phase liquide est difficile à discerner. Il peut s'agir d'une poche qui devient instable du fait de la variation d'un paramètre (vitesse, pression...). La cavitation la plus néfaste pour les structures est la cavitation par bulles.
- **la cavitation de vortex (*Vortex cavitation*)** apparaît dans les zones de fortes vorticités. Elle peut apparaître à l'extrémité des pales d'hélice et lors de la phase de décrochage d'un hydrofoil à forte incidence.

Plus de détails sur les types de cavitation sont donnés dans [73], [45], [23], [39] et [40].



(a). Cavitation par bulles

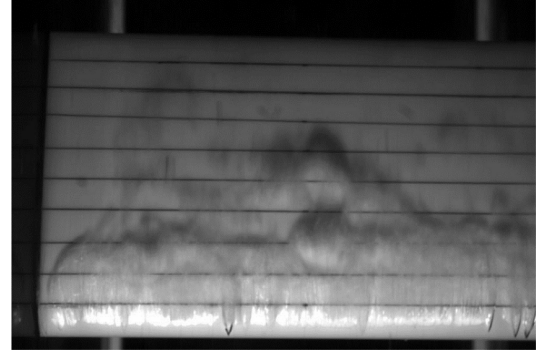
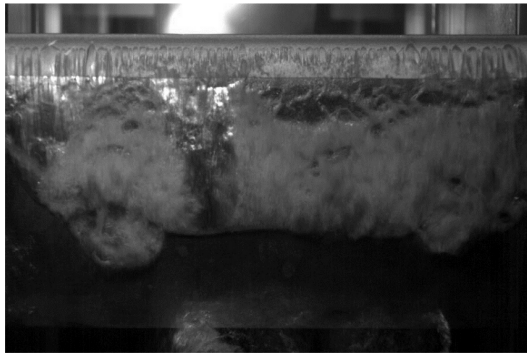
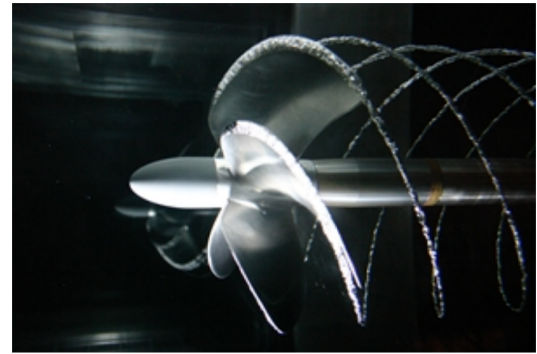
(b). Poche de cavitation au-dessus d'un profil
NACA 0015 en POM(c). Nuage de cavitation au-dessus d'un profil
NACA 0015 en acier inoxydable(d). Cavitation de vortex à l'extrémité de pale
d'hélice

FIGURE 1.6 – Types de cavitation (images prises de [73]).

L'apparition de la cavitation est donc censée se produire sur la structure lorsque la pression minimale sur la section atteint la pression de vapeur saturante et elle peut être prédite à partir de la distribution des pressions. La cavitation peut être définie à l'aide du nombre de cavitation et du coefficient de pression donnés par les équations 1.1 et 1.2 :

$$\sigma = \frac{P_{ref} - P_v}{\frac{1}{2}\rho V^2} \quad (1.1)$$

$$C_p = \frac{P - P_{ref}}{\frac{1}{2}\rho V^2} \quad (1.2)$$

avec P_{ref} est la pression de référence de l'écoulement et V est sa vitesse. P_v correspond à la pression de vapeur saturante du fluide et ρ à sa masse volumique. C_p est le coefficient de pression et P correspond à la pression locale.

Une hypothèse faite sur la cavitation précise que la cavitation apparaît lorsqu'il y a égalité entre l'opposé du coefficient de pression minimal $-C_{pmin}$ et le nombre de cavitation σ . L'étude de la cavitation expérimentalement se fait pour un nombre de cavitation fixe. Ce dernier est obtenu en baissant la pression dans la veine d'essais. Ensuite, pour ce paramètre (σ), l'angle d'incidence est aug-

menté par un certain pas jusqu'à l'apparition de la cavitation sur l'hydrofoil. Pour un angle d'incidence donné, la carte de cavitation est caractérisée par deux zones distinctes :

- $\sigma > -C_{pmin}$ domaine sub-cavitant ;
- $\sigma < -C_{pmin}$ domaine cavitant.

L'influence de l'incidence (forme du coefficient de pression) et du nombre de cavitation σ sur les types de cavitation a été analysée par Leroux et al. dans [8]. L'impact de ces deux paramètres (α et σ) sur les types de cavitation est résumé en figure 1.7. Pour de faibles incidences et basse pression (faible σ), la cavitation est de type bulles. Cette dernière est très sensible à la teneur en germes. Pour de fortes incidences lorsque le pic de dépression est marqué au bord d'attaque, la cavitation est de type poches, dont le développement est moins sensible à la teneur en germes ([76]).

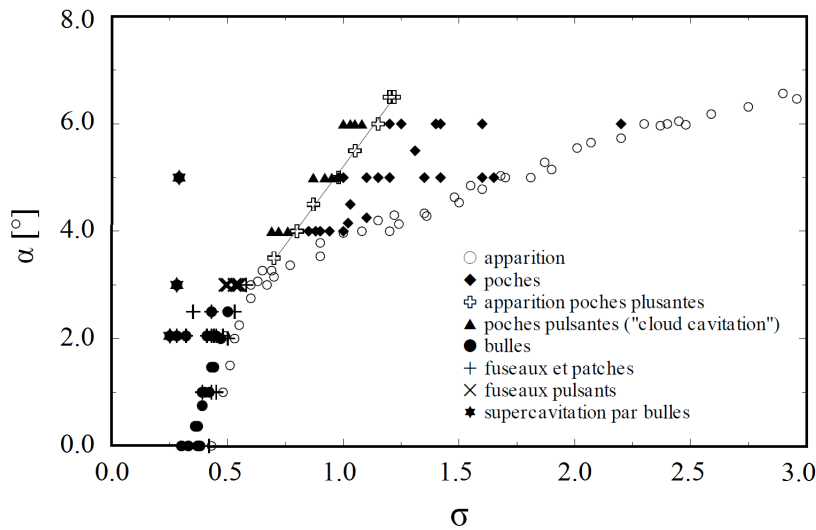


FIGURE 1.7 – Apparition et développement de la cavitation sur un profil NACA 66-312 modifié, $Re = 0.8 \cdot 10^6$, [76].

Dans les applications navales, il est indispensable de prendre en considération la cavitation lors du dimensionnement des éléments propulsifs.

Dans le but de retarder l'apparition de la cavitation et son développement, les hélices marines innovantes nécessitent de nouvelles sections d'hydrofoils. Ceci peut être réalisé en optimisant les foils existants ou en développant de nouvelles sections de foils. Valentine ([117]) a étudié expérimentalement l'effet de la modification du rayon de bord d'attaque d'une section d'un hydrofoil du type NACA 66. Ce type d'hydrofoil est largement connu et utilisé sur les hélices marines afin de retarder l'apparition de la cavitation. Astolfi et al. ([10]) ont étudié expérimentalement l'apparition et le développement de la cavitation sur une section d'un hydrofoil (Eppler [37]). Cette section d'hydrofoil a été conçue pour avoir un large bucket de cavitation ([38] et [109]). Ils ont déterminé expérimentalement les nombres d'apparition de la cavitation, le niveau du bruit, la distribution de la vitesse,

le coefficient de pression minimum, les modèles de cavitation ainsi que la longueur de la poche de cavitation. Une différence entre le nombre d'apparition de la cavitation et l'opposé du coefficient de pression minimum pour des angles d'incidence supérieurs à 1° a été obtenue (figure 1.8). Cependant, l'opposé du coefficient de pression minimum est en bon accord avec le nombre de cavitation obtenu à partir des mesures de vitesse pour des incidences entre 0° et 6° . L'écart entre la théorie et la mesure pour les modèles réduits est généralement attribué à la séparation de l'écoulement au bord d'attaque. Bien qu'il y ait des indications de la séparation de l'écoulement au bord d'attaque, les mesures de vitesse ne montrent pas l'existence de l'écoulement inverse (vitesses négatives) pour des incidences inférieures à 10° .

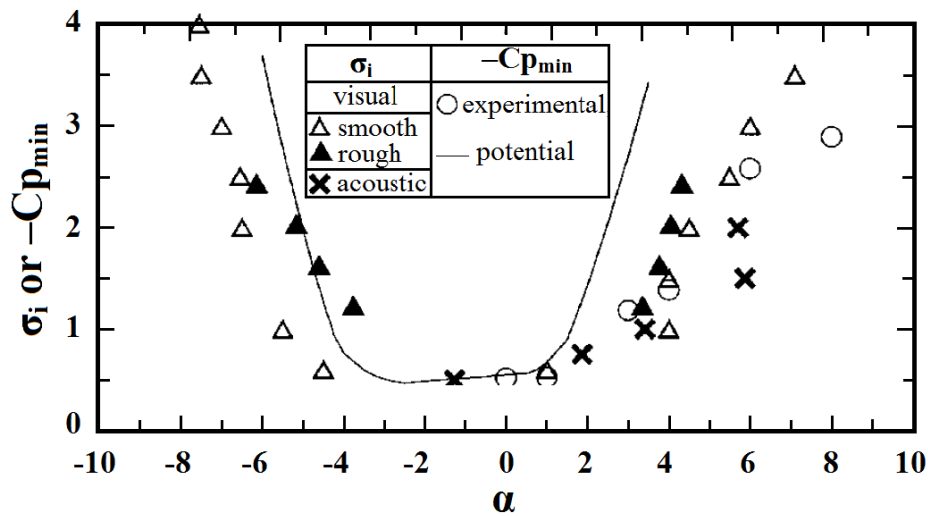


FIGURE 1.8 – Comparaison entre le nombre d'apparition de la cavitation et l'opposé du coefficient de pression minimum obtenus par les expériences ($Re = 5 \cdot 10^5$) et par la théorie potentielle, $\Delta\alpha = \pm 0.14^\circ$, $\Delta C_p/C_p = \pm 3\%$, $\Delta\sigma_i = \pm 0.04$, [10].

La variation des nombres d'apparition et de disparition de cavitation est aussi sensible à la forme de l'hydrofoil ainsi qu'aux matériaux de fabrication. Amromin ([6]) a montré numériquement et expérimentalement que pour un même hydrofoil fabriqué avec différents matériaux, les nombres d'apparition et de disparition de la cavitation peuvent être différents. Cette différence est due aux vibrations induites par l'écoulement car ces vibrations affectent les pulsations de pressions sur la surface de l'hydrofoil. L'influence du matériau de l'hydrofoil ou pale d'hélice est aussi étudiée par Gindroz et al. [49].

La présence de la cavitation sur les structures navales induit des bruits et des vibrations. Akcabay et al. ([3]) ont analysé numériquement et expérimentalement l'effet des vibrations induites par la cavitation sur la réponse dynamique et la stabilité d'un hydrofoil de type NACA 66. Cet hydrofoil est soumis à un angle d'incidence de 8° et à un écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$. L'hydrofoil a été supposé rigide dans le sens de la corde, tandis que les déformations de flexion et de torsion dans le sens de

l'envergure sont représentées à l'aide d'un modèle structural à deux degrés de liberté. L'écoulement multiphasique est modélisé à l'aide d'un solveur des équations de Navier-Stokes pour un écoulement incompressible avec le modèle de fermeture de turbulence $k - \omega$ SST (Shear Stress Transport). Les évolutions de phases ont été modélisées par un modèle de cavitation basé sur des équations de transport des fractions massiques de liquide et de vapeur. Les prédictions numériques ont été comparées aux mesures pour les deux profils NACA 66 respectivement en acier inoxydable et en POM (polyoxyméthylène). Ils ont conclu que les fréquences prédites par le modèle sont cohérentes avec celles mesurées. La cavitation implique un déplacement du centre de pression du profil. Lorsque la poche est développée, celui-ci se trouve alors devant le centre élastique, réduisant l'influence de la flexibilité. Dans le cas contraire, la torsion tend à augmenter l'incidence et donc la portance du profil. Dans la même problématique, Akcabay et Young ([4]) ont montré que dans un écoulement cavitant, les parties fluctuantes des charges hydrodynamiques et des déformations peuvent devenir aussi grandes que leurs valeurs moyennes. Cette remarque est obtenue particulièrement lorsque la longueur maximale de la cavité se rapproche de la longueur de la corde. Dès que l'extrémité aval de la cavité dépasse le bord de fuite les fluctuations diminuent. L'effet du nuage de cavitation instable sur la réponse hydroélastique des hydrofoils a été étudié par Akcabay et al. ([5]).

Dans la continuité des travaux de l'IRENav, Wu et al. ([122]) ont étudié numériquement et expérimentalement la réponse hydroélastique de deux hydrofoils (rigide et flexible) du type NACA 66 dans un écoulement sub-cavitant incluant un écoulement cavitant. Lors de la présentation des résultats, ils ont présenté le cas d'un hydrofoil soumis à $\alpha = 8^\circ$, $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et à un nombre de cavitation de $\sigma = 0.8$ pour l'écoulement sub-cavitant. En ce qui concerne l'écoulement cavitant, les résultats ont été présentés pour la même incidence que pour l'écoulement sub-cavitant mais pour un nombre de cavitation $\sigma = 1.4$. Ils ont utilisé la même approche numérique que [3] avec un modèle de cavitation de Zwart. Les résultats ont montré que la cavitation a un effet significatif sur la déformation de l'hydrofoil. Pour l'écoulement sub-cavitant ($\sigma = 0.8$), la torsion de l'hydrofoil augmente l'angle d'attaque effectif, ce qui conduit à une augmentation de la pression près du bord d'attaque de l'hydrofoil, ainsi qu'à un gradient de pression plus élevé. Pour l'écoulement cavitant ($\sigma = 1.4$), la déformation en flexion est améliorée avec la cavitation et le développement transitoire de la cavitation a affecté les caractéristiques instables de la réponse hydroélastique. La réponse hydroélastique à son tour affecte le processus de développement de la cavitation et les interactions de la structure tourbillonnaire. Les coefficients hydrodynamiques de l'hydrofoil flexible fluctuent d'une manière significative par rapport aux coefficients hydrodynamiques de l'hydrofoil rigide.

Dans un écoulement cavitant, deux hydrofoils tridimensionnels (3D) ont été étudiés expérimentalement dans un tunnel hydrodynamique afin d'analyser le comportement du nuage de cavitation ([110] et [111]). L'un des hydrofoils est rigide fabriqué en acier inoxydable, quant au second déformable fabriqué en carbone/époxy et en fibre de verre. Dans le but d'éviter le couplage flexion-torsion, des fibres de renfort ont été alignées dans le sens de l'envergure. Au repos les hydrofoils ont la forme

du profil NACA 0009. Les essais ont été réalisés à un nombre de Reynolds de $0.7 \cdot 10^6$, un angle d'incidence de 6° et un nombre de cavitation de $\sigma = 0.8$. Ces essais ont montré que la déformabilité de l'hydrofoil amortit la fréquence la plus élevée de la force normale mesurée tout en montrant une forte corrélation entre le déplacement du bord libre et la force normale. La nature 3D du champ d'écoulement a été considérée comme provoquant un comportement de cavitation complexe avec deux modes de détachement (shedding) observés sur les deux modèles.

La simulation des écoulements cavitants est difficile car elle nécessite un couplage entre la résolution des équations de Navier-Stokes, un modèle physique de cavitation et également un modèle de turbulence. Coutier-Delgosha et al. ont présenté dans [27] une comparaison entre les simulations CFD bidimensionnelles et des mesures expérimentales de l'écoulement cavitant autour d'un hydrofoil symétrique. Les calculs ont été basés sur une approche d'un mono-fluide d'un écoulement cavitant. Le mélange liquide/vapeur a été traité comme un fluide homogène dont la densité est contrôlée par une loi d'état barotrope. Leurs résultats ont été portés sur l'apparition de la cavitation, la forme et le comportement général de la poche de cavitation, les forces de portance et de traînée sans et avec cavitation, les signaux de pression de la paroi autour de l'hydrofoil et la fréquence des oscillations dans le cas de l'instabilité de la poche de la cavitation. Ils ont aussi analysé la capacité du modèle numérique à prédire successivement le champ d'écoulement sub-cavitant, la cavitation par poche presque stable, le nuage de cavitation instable et enfin l'écoulement presque super-cavitant. Il a été montré que les caractéristiques instables de l'écoulement sont correctement prédites par le modèle, tandis que certains arrangements subtils de l'écoulement diphasique pendant le processus de condensation ne sont pas reproduits. Ils ont constaté que non seulement le modèle de cavitation et le modèle de turbulence, mais aussi le traitement numérique des équations a une forte influence sur les résultats.

L'apparition de la cavitation est sensible à la forme des hydrofoils, ce qui a mené les chercheurs à évaluer l'effet des paramètres géométriques d'un profil sur ces performances hydrodynamiques notamment sur la cavitation. Ladino [71] a évalué numériquement l'effet des paramètres géométriques d'un profil à quatre chiffres sur les cartes de cavitations numériques. Pour son étude, il a utilisé le code potentiel-couche limite Xfoil où l'influence de l'épaisseur relative, de la cambrure maximale et de sa position ainsi que de l'angle du volet de bord de fuite sur le comportement en cavitation des profils cambrés a été analysée. Il a constaté que les profils plus épais ont un comportement symétrique pour des nombres de cavitation $\sigma > 2$ et ils repoussent l'apparition de la cavitation pour des chargements plus élevés. Les profils fortement cambrés retardent l'apparition de la cavitation pour des C_L très élevés (angles d'incidence plus importants). Lors de l'analyse de l'effet de la position de la cambrure maximale, il a remarqué qu'au fur et à mesure que cette position est reculée vers le bord de fuite, le domaine sub-cavitation du profil NACA 2415 est élargi uniquement pour des $C_L > 0.8$. L'étude de l'effet de l'angle du volet de bord de fuite sur la carte de cavitation du profil NACA 4412 a montré que l'augmentation de cet angle permet de reculer l'apparition de la cavitation pour des C_L

positifs ($C_L > 0.2$). De plus, l'angle du volet de bord de fuite montre qu'un même C_L peut être obtenu avec un angle d'attaque et un coefficient de pression inférieurs par rapport à ceux du profil de base.

1.5 Méthodes d'optimisation

En parallèle des méthodes de calculs en IFS, de nouvelles recherches se concentrent sur l'optimisation de la forme des structures ([103]). Les propulseurs marins ont des géométries complexes comme il a été noté dans [65]. Par conséquent, un grand nombre de variables de conception sont nécessaires pour paramétrer leur forme. Cela est tout aussi vrai pour d'autres surfaces telles que les navires sur foils, les voiles, les gouvernails, les hydrofoils, les ailes et autres surfaces de contrôle. Les performances des différentes structures sont très sensibles aux changements de leurs géométries notamment les structures navales qui sont connues pour leur sensibilité à la cavitation.

Une attention particulière est requise dans leur conception et leur optimisation afin d'empêcher ou de contrôler la cavitation. Le défi de l'optimisation de la forme par rapport à un grand nombre de variables de conception à l'aide de la CFD et de la méthode des éléments finis (FEM) a été relevé dans le domaine de la conception des ailes d'avions [60], [7], [101], [102] et [99]. Par exemple, un modèle d'optimisation de la forme aérodynamique basé sur la résolution des équations de Navier-Stokes moyennées au sens de Reynolds avec un modèle de turbulence Spalart-Allmaras a été développé par Lyu et al. ([81]). L'algorithme d'optimisation est basé sur la minimisation du coefficient de traînée en fonction du coefficient de portance et du moment de tangage et des contraintes géométriques. Une optimisation en un seul point réduit le coefficient de traînée de 8.5%. Ils ont également montré qu'une optimisation multipoint fournit un meilleur compromis entre la valeur de traînée optimisée et le nombre d'itérations nécessaires à l'optimisation.

Bien que cette approche ait été appliquée avec succès dans la conception des ailes d'avions, les applications navales posent des défis supplémentaires tels qu'une charge plus élevée, une interaction fluide-structure plus forte ainsi que la cavitation et les instabilités hydroélastiques.

Dans le but de minimiser le coût de la consommation du carburant, Motley et al. ont présenté dans [88] une nouvelle approche basée sur une méthode probabiliste multipoint pour optimiser les hélices marines composites. Lors de cette approche, les contraintes et l'apparition de la cavitation ont été prises en compte. Une approche probabiliste multipoint similaire a été utilisée par Kramer et al. [67] pour optimiser la taille du jet d'eau. L'objectif de leur étude est de minimiser la consommation annuelle en carburant avec prise en compte des performances des différents systèmes coque/ moteur/ propulseur et les contraintes de taille et de cavitation. Ils ont constaté une légère augmentation de l'efficacité à vie pour la conception optimisée multipoint par rapport à la conception monopoint. Divers autres chercheurs ([89], [93] et [124]) ont également montré que la conception probabiliste multipoint peut conduire à une amélioration des performances sur l'ensemble du profil d'exploitation du navire, au lieu d'un seul point de conception. Cependant, l'optimisation multipoint proba-

biliste mentionnée ci-dessus n'a été effectuée qu'avec des solveurs de flux potentiels à faible fidélité, principalement en raison du coût de calcul élevé avec des méthodes haute fidélité pour l'optimisation multipoint.

Avec les progrès récents du calcul haute performance, la modélisation de la dynamique des fluides (CFD) est devenue une partie intégrante de l'analyse technique et même du processus de conception des navires et des propulseurs marins. Garg et al. ([41]) ont mené une étude d'optimisation en un seul point pour diverses valeurs du coefficient de portance et ils ont comparé les résultats aux performances de l'hydrofoil de base NACA 0009. Au total, ils ont utilisé 210 variables de conception dans les études d'optimisation. L'hydrofoil optimisé se révèle avoir un coefficient de pression minimum beaucoup plus faible, et donc une apparition de la cavitation retardée par rapport à l'hydrofoil d'origine pour la valeur du C_L de conception considéré. Les résultats montrent une géométrie optimale significativement différente pour chaque C_L . Pour obtenir les meilleures performances possibles dans toutes les conditions de fonctionnement, un morphing hydrofoil actif est nécessaire.

Une approche d'optimisation de conception hydrostructurale haute fidélité qui peut générer un grand nombre de variables de conception a été développée par Garg et al. ([42]). L'approche est basée sur le couplage d'un solveur fluide Navier-Stokes à moyenne de Reynolds incompressible en 3D et d'un solveur structure à éléments finis 3D. Pour valider l'approche, les coefficients hydrodynamiques et les déformations en flexion de la section extrême d'un hydrofoil en alliage d'aluminium fixé en porte-à-faux avec une section transversale d'un profil NACA 0009 et une forme trapézoïdale ont été analysés. Une optimisation hydrostructurale en un seul point de l'hydrofoil de base NACA 0009 entraîne une augmentation de 12.4% du rapport portance/trainée, une réduction de 2.5% de la masse et une augmentation de 45% de la vitesse d'apparition de la cavitation (ou CIS : cavitation inception speed). D'autre part, une optimisation multipoint améliore les performances sur toute la gamme des conditions de fonctionnement attendues avec une augmentation moyenne pondérée du rapport de portance/trainée de 8.5% et une augmentation de la vitesse d'apparition de la cavitation de 38%. Les résultats de leur étude ont été comparés à ceux obtenus par une optimisation hydrodynamique. Ils ont montré la nécessité d'une optimisation hydrostructurale couplée.

Les prédictions numériques des efforts hydrodynamiques, des déformations et des performances en cavitation d'un hydrofoil NACA 0009 et d'un hydrofoil optimisé ont été étudiées par Garg et al. ([43]). Ces prédictions numériques ont été comparées aux mesures réalisées dans un tunnel hydrodynamique. Les hydrofoils sont fabriqués en aluminium et ils ont été fixés en porte-à-faux dans le tunnel hydrodynamique. L'hydrofoil optimisé était un résultat d'une approche d'optimisation de conception hydrostructurale à haute fidélité et efficace. Cette méthode peut gérer un grand nombre de variables de conception ([42]). Les coefficients hydrodynamiques (C_L , C_D et C_M) et les flexions du bord libre prédites par les calculs s'ajustent bien avec les mesures expérimentales sur l'hydrofoil de base et l'hydrofoil optimisé pour une large gamme de conditions de fonctionnement. Les différences moyennes entre les prédictions numériques et les mesures expérimentales du C_L , C_D et C_M

pour l'hydrofoil optimisé sont respectivement de 2.96%, 5.1% et 3.0% (figure 1.9).

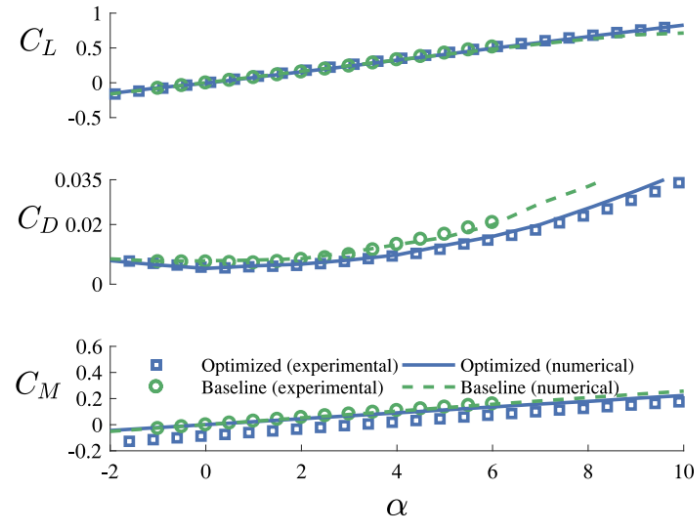


FIGURE 1.9 – Les coefficients hydrodynamiques moyens (C_L , C_D et C_M) prédits et mesurés de l'hydrofoil de base et de l'hydrofoil optimisé [43].

La différence moyenne de la flèche du bord libre est de l'ordre de 3.45% (figure 1.10). Bien que l'hydrofoil optimisé soit plus épais que l'hydrofoil de base afin de supporter des charges plus élevées, cet hydrofoil donne une augmentation du rapport portance/trainée d'environ 29% pour des coefficients de portance entre -0.15 et 0.75 et présente une apparition de la cavitation un peu retardée par rapport au profil de référence. L'amélioration des performances hydroélastiques et le recul de l'apparition de la cavitation sont dus à la variation de la cambrure, de la torsion, de l'épaisseur ainsi que du rayon de bord d'attaque de l'hydrofoil optimisé.

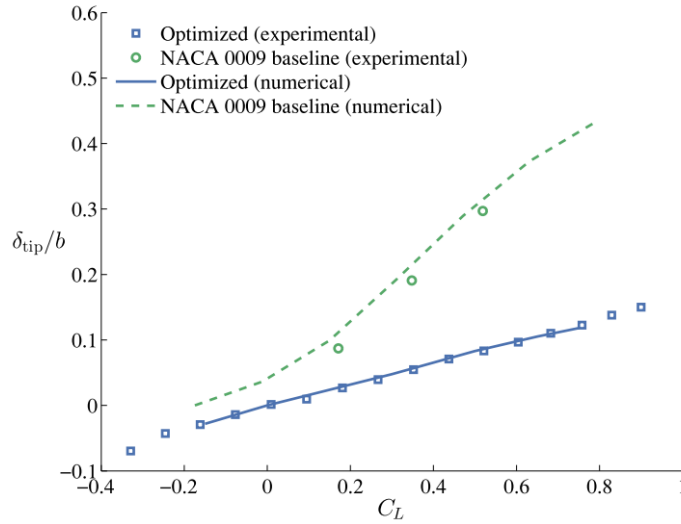


FIGURE 1.10 – Evolution des valeurs de la flèche du bord libre du profil de base et de l'hydrofoil optimisé prédites et mesurées dans un écoulement stationnaire (δ_{tip}), [43].

avec δ_{tip} la flèche du bord libre de l'hydrofoil de base et de l'hydrofoil optimisé.

Un exemple de l'étude expérimentale de la cavitation est illustré en figure 1.11. Cette figure montre que la cavitation apparaît au niveau du bord d'attaque de l'hydrofoil de base pour un nombre de cavitation $\sigma = 1$ et un coefficient de portance $C_L = 0.52$. La poche de cavitation a une longueur d'environ 40% de la longueur de corde. Pour l'hydrofoil optimisé et pour des conditions plus proches ($\sigma = 0.95$ et $C_L = 0.49$), la cavitation n'apparaît pas.

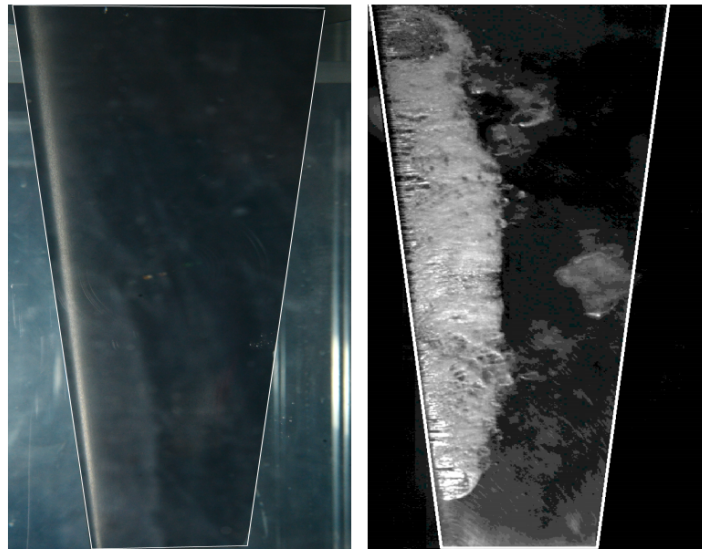


FIGURE 1.11 – Apparition de la cavitation expérimentale sur l'hydrofoil de base (droite, $\sigma = 1$, $C_L = 0.52$) et l'hydrofoil optimisé (gauche, $\sigma = 0.95$, $C_L = 0.49$), [43].

1.6 Synthèse du chapitre

Dans ce chapitre, une étude bibliographique est menée. Elle englobe la plupart des méthodes numériques et expérimentales utilisées pour l'étude de l'interaction fluide-structure sur les hydrofoils. Une recherche bibliographique autour des profils déformables est également menée. Elle traite les profils flexibles utilisés en aérodynamique mais également dans les applications navales. Les industries aéronautique et navale s'intéressent aux matériaux composites en raison de leurs nombreux avantages en termes de résistance, de poids et d'adaptation de la réponse de la structure selon les choix de conception (orientation et épaisseur des fibres). Une revue de la littérature sur ce sujet est effectuée et présentée dans ce rapport. Les structures sous-marines peuvent être soumises à la cavitation en fonction des conditions d'écoulement. Ce phénomène néfaste a fait l'objet de plusieurs recherches qui sont présentées dans ce chapitre. Le contrôle de la cavitation reste un sujet d'actualité car encore assez peu documenté. Dans le but de retarder l'apparition de la cavitation et d'améliorer les performances hydrodynamiques il est nécessaire d'optimiser les paramètres géométriques des structures navales. Une recherche bibliographique sur le thème de l'optimisation est aussi menée et présentée dans ce chapitre.

Chapitre 2

Dispositifs et protocoles expérimentaux

Dans ce chapitre, nous décrivons les différents moyens expérimentaux mis en œuvre pour l'étude de l'interaction fluide-structure d'un hydrofoil déformable. Ce chapitre débute par la présentation des deux types de profils étudiés : i) des profils avec volets fabriqués en impression 3D et ii) un profil déformable fabriqué en carbone/époxy et contrôlable par le pilotage de pression interne. La modification de la pression interne nécessite la mise en place d'un système de contrôle de pression qui est décrit dans la partie 2.2. La variation de pression interne induit une variation de géométrie. Cette variation de géométrie est caractérisée en air libre où le profil est soumis uniquement à la pression interne. Cette étude a été menée en utilisant un système de mesures de déformations sans contact "la corrélation d'images numériques (VIC-3D)" (2.3) dont dispose le laboratoire GeM (Institut de Recherche en Génie Civil et Mécanique).

Ensuite, l'IFS de l'hydrofoil déformable est analysée dans le tunnel hydrodynamique de l'IRENav. Nous avons évalué à la fois l'effet de la pression interne sur la géométrie de l'hydrofoil, sur les forces hydrodynamiques et sur la carte de cavitation. Le dispositif expérimental de l'étude de l'IFS de l'hydrofoil déformable débute par le "tunnel hydrodynamique", le principal moyen de mesure dont dispose l'IRENav (2.4). La description du tunnel hydrodynamique inclue la description du système de mesures de déformation (2.4.1), système de mise en incidence des profils (2.4.2) et la description du système de mesures des efforts hydrodynamiques (2.4.3).

Sommaire

1.1 Interaction fluide-structure (IFS)	27
1.2 Profils déformables	35
1.3 Structures composites	39
1.4 Cavitation	42
1.5 Méthodes d'optimisation	49
1.6 Synthèse du chapitre	53

2.1 Profils étudiés

Lors de ces travaux de recherche, le profil de base étudié est un profil de type NACA 0012. Il s'agit d'un profil 2D, rectangulaire, fixé en porte-à-faux à 25% de corde dans la veine d'essais du tunnel hydrodynamique de l'IRENav décrit en 2.4. Ce profil a une corde de 150 mm, une envergure de 191 mm et une épaisseur relative de 12%. Ce type de profil est fabriqué par deux méthodes distinctes dans le but d'évaluer l'effet des paramètres géométriques du profil sur ses performances hydrodynamiques :

- profils indéformables fabriqués en impression 3D avec volets (flaps) (2.1.1);
- profil souple fabriqué en matériaux composites (2.1.2).

2.1.1 Hydrofoils avec volets

Dans le but d'analyser expérimentalement l'effet des volets de bord de fuite et de bord d'attaque sur les performances hydrodynamiques, une sélection de quatre hydrofoils a été fabriquée et testée dans le tunnel hydrodynamique (2.4) à l'IRENav. Ces prototypes représentent chacun un point de fonctionnement choisi pour présenter la réponse qui serait celle d'un seul hydrofoil réglable au bord d'attaque et/ou au bord de fuite. Ce choix a permis de simplifier grandement les expériences comme nous le verrons au chapitre 4.

Les différents angles intervenant dans la définition des volets sont décrits en figure 2.1. β indique l'angle du volet de bord de fuite et γ caractérise l'angle du volet de bord d'attaque.



FIGURE 2.1 – Schéma explicatif des différents angles des volets : angle du volet de bord d'attaque γ et angle du volet de bord de fuite β .

Les quatre hydrofoils se différencient par l'angle des volets. Le premier profil a la forme du profil NACA 0012 standard et sert de référence. Le deuxième a un volet de bord de fuite de 5° à 70% de la corde, le troisième a un volet de bord d'attaque de 3° à 20% de la corde et le dernier possède les deux volets (figure 2.2).

Le choix des angles des volets a été fait sur la base d'un algorithme d'optimisation de type et de l'angle des volets qui permettent pour un point de fonctionnement caractérisé par un coefficient de

portance constant d'élargir le domaine sub-cavitant du profil symétrique. Cet algorithme est décrit en 3.1.7 et les résultats correspondants sont représentés dans le chapitre 4.

Les quatre hydrofoils ont été fabriqués en plastique (PLA) en utilisant la technique d'impression 3D. Cette technique a pour avantages d'un gain très important en temps et en coût par rapport à l'usinage.

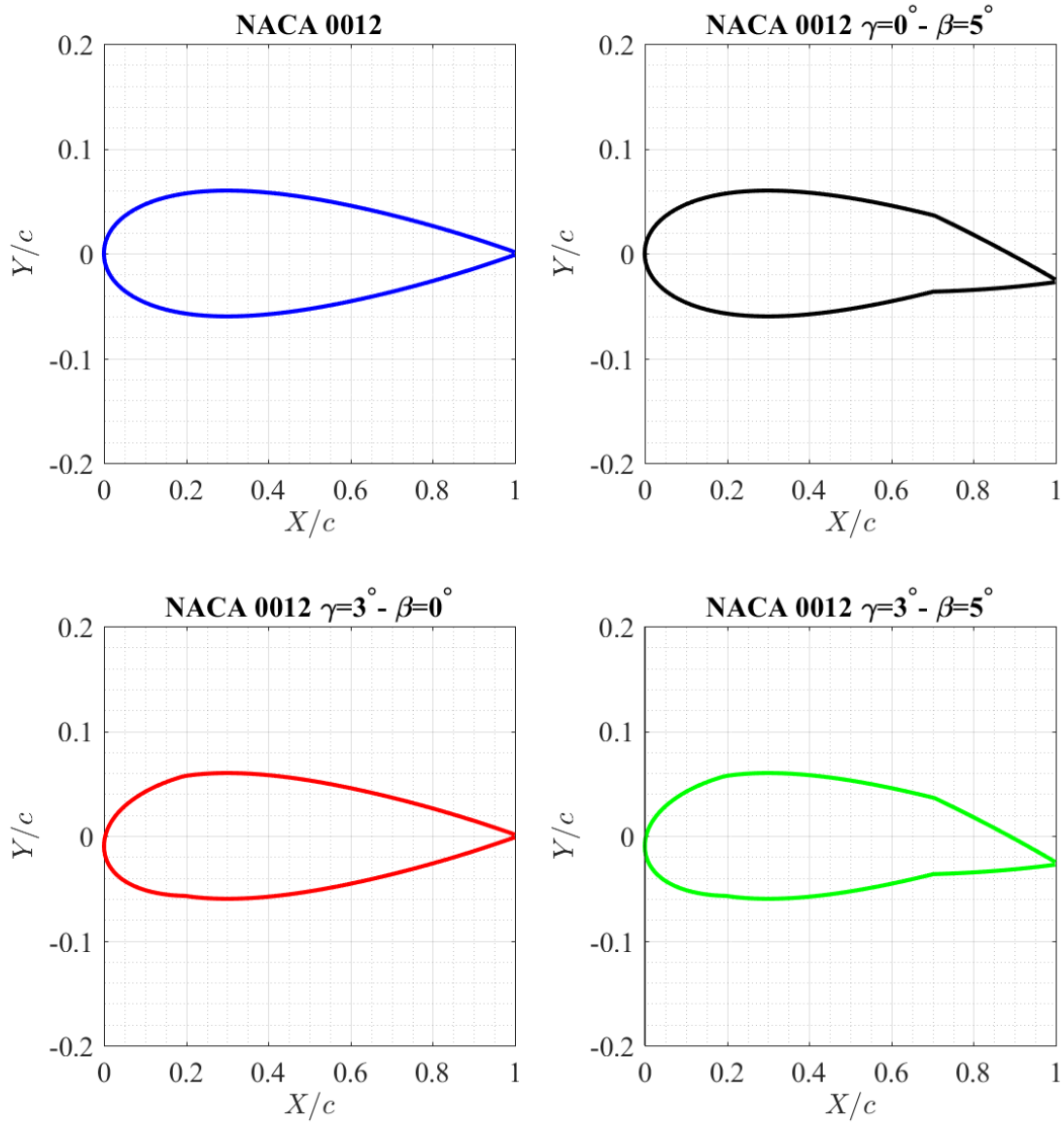
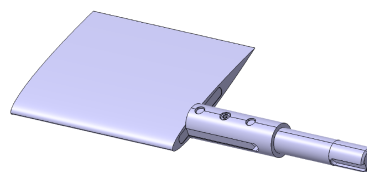


FIGURE 2.2 – Géométries des profils NACA 0012, NACA 0012 avec volet de bord d'attaque ($\gamma = 3^\circ$), NACA 0012 avec volet de bord de fuite ($\beta = 5^\circ$) et NACA 0012 avec volets de bord d'attaque et de bord de fuite ($\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$).

Le profil NACA 0012 imprimé en 3D et le montage complet foil plus la queue de profil sont représentés respectivement en figures 2.3.(a) et 2.3.(b).



(a). Profil NACA 0012 en impression 3D



(b). CAO du montage complet foil plus queue de profil pour le montage sur la balance hydrodynamique

FIGURE 2.3 – Géométrie de l'hydrofoil NACA 0012 fabriqué en impression 3D et le montage complet foil plus la queue de profil pour le montage sur la balance hydrodynamique.

Les hydrofoils en impression 3D sont montés dans le tunnel hydrodynamique à l'aide d'un système de carénage "profil-mèche". Il s'agit de glisser les profils sur une mèche rectangulaire positionnée à $X/c = 0.25$. Cette dernière a une longueur de 185 mm, une largeur 9.5 mm et elle est fabriquée en inox afin d'éviter tout effet de flexion ou/et de torsion. Ensuite, la mèche est fixée sur une queue de profil en inox pour la liaison profil-balance. La queue de profil est fabriquée en aluminium afin qu'aucune déformation de celle-ci n'intervienne et ne perturbe les mesures de la balance. La figure 2.4 schématise le système de carénage "profil-mèche". La mèche en inox est glissée dans la cavité ou la lumière de la mèche par pression pour assurer un assemblage rigide. Dans la veine d'essais, les profils sont montés selon le montage de la figure 2.5.

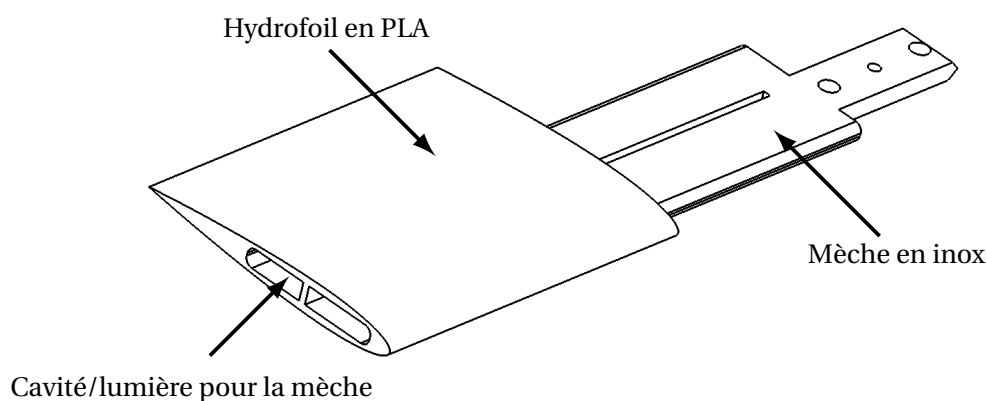


FIGURE 2.4 – Schéma du système de montage des profils par carénage "profil-mèche" dans la veine d'essais.

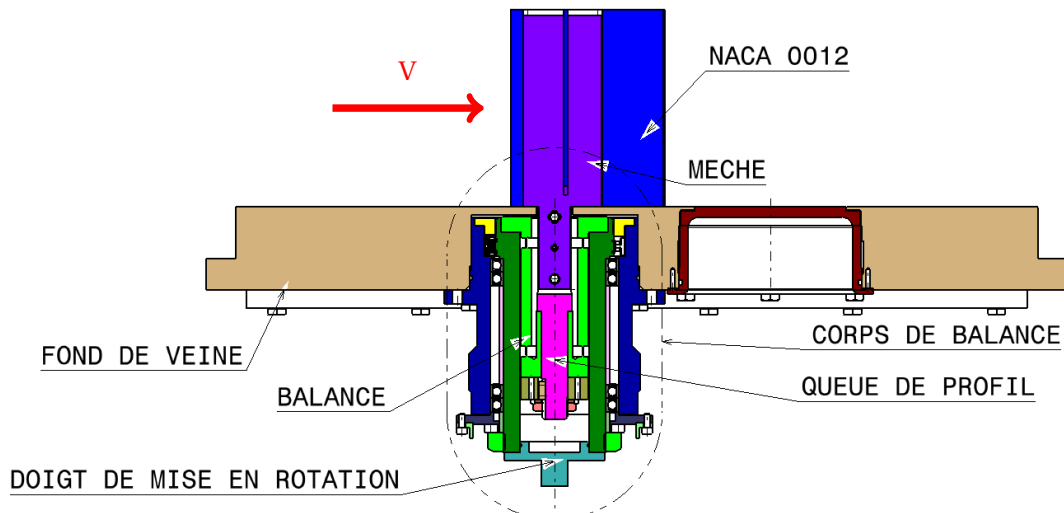


FIGURE 2.5 – Vue de dessus du montage des profils par le système de carénage dans la veine d'essais.

Le système de montage des profils en impression 3D (carénage profil-mèche) a été validé par des essais préliminaires réalisés sur des profils du type NACA 66312. Ce type de profil est souvent utilisé pour les profils d'hélices propulsives dans l'industrie et largement étudié à l'IRENav ([76] et [33]). Les essais consistent la comparaison des forces hydrodynamiques mesurées sur un profil fabriqué en impression 3D (PLA) à celles mesurées sur un profil usiné (inox). Les résultats de ces essais sont présentés dans la partie 4.3.1 du chapitre 4.

La figure 2.6 représente la géométrie du profil NACA 66312. Ce profil a une corde de 100 mm et une envergure de 191 mm. Son épaisseur relative maximale est de 12% et il a une cambrure de 2% de la corde.

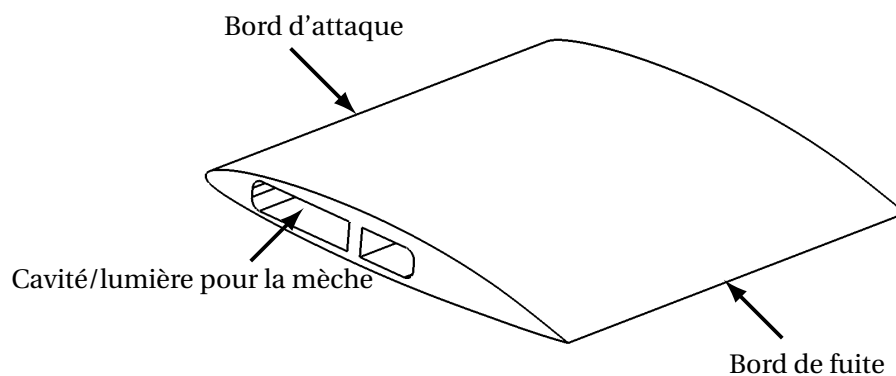


FIGURE 2.6 – CAO du profil NACA 66312.

2.1.2 Hydrofoil déformable

Nous détaillons dans la partie 2.1.2.1 la géométrie du profil déformable, principalement guidés par des considérations hydrodynamiques afin d'élargir son domaine de fonctionnement (2.1.2.1). Puis, nous décrivons dans la partie 2.1.2.2 le procédé de fabrication de cet hydrofoil.

2.1.2.1 Structure de l'hydrofoil

Nous rappelons que l'hydrofoil est du type NACA 0012 avec une envergure en accord avec la veine d'essais de l'IRENav (191 mm) afin de procéder aux essais en tunnel hydrodynamique. La figure 2.7 représente l'hydrofoil déformable relié à la queue de profil par une mèche rigide rectangulaire en carbone. A la sortie de la queue, nous retrouvons deux tuyaux pour la régulation de la pression interne.

L'hydrofoil est composé d'une paroi flexible (extrados) et d'une paroi rigide (intrados). Ces caractéristiques sont obtenues par une stratification adaptée comme le montrent les figures 2.8 et 2.9. L'extrados est rendu souple par le choix d'une stratification de faible épaisseur constituée de deux plis : le premier en carbone/époxy de 280 g/m^2 avec des orientations à $[0^\circ/90^\circ]$ et le second en fibres de verre de 200 g/m^2 orientées à 45° . La paroi de dessous (intrados) est plus rigide. Elle se compose de cinq plis de carbone/époxy de 280 g/m^2 avec des orientations à $[0^\circ/90^\circ]$. La mèche a été fabriquée en 8 plis de tissus de carbone de 280 g/m^2 orientés à $[0^\circ/90^\circ]$. Elle est collée sur la paroi rigide de l'hydrofoil à $X/c = 0.25\%$ puis noyée dans l'alésage de la queue de profil (figure 2.10) qui assure l'interface avec la veine d'essais et la balance hydrodynamique.

Les deux extrémités de l'hydrofoil (emplanture et bord libre) sont rendues étanches à l'aide d'une colle en silicone suffisamment souple pour permettre au profil de se déformer (figure 2.8). Nous reviendrons sur les effets de bords induits dans les prochains paragraphes.

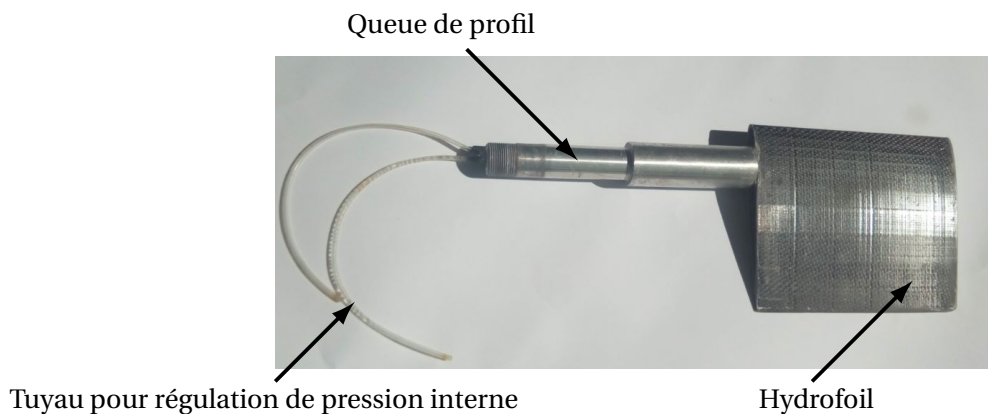


FIGURE 2.7 – Hydrofoil déformable en carbone/époxy avec la queue de profil.

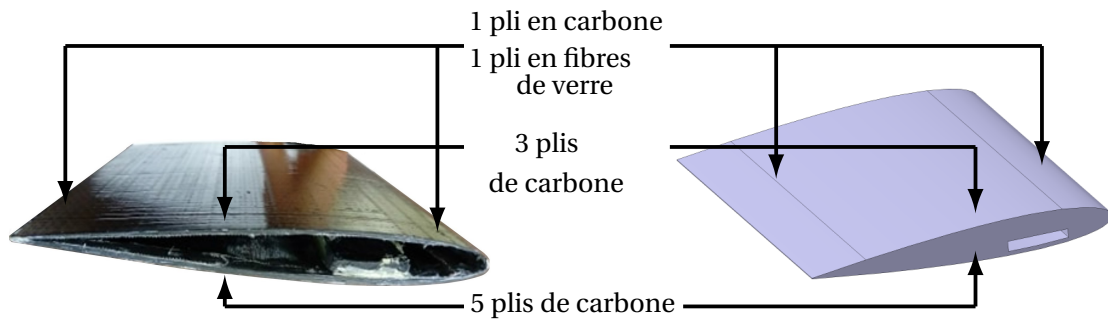


FIGURE 2.8 – Géométrie de l'hydrofoil déformable en composite.

La figure 2.9 représente une section 2D de l'hydrofoil déformable avec la définition des différents paramètres caractéristiques (bord d'attaque, bord de fuite, intrados (paroi rigide) et extrados (paroi flexible)).

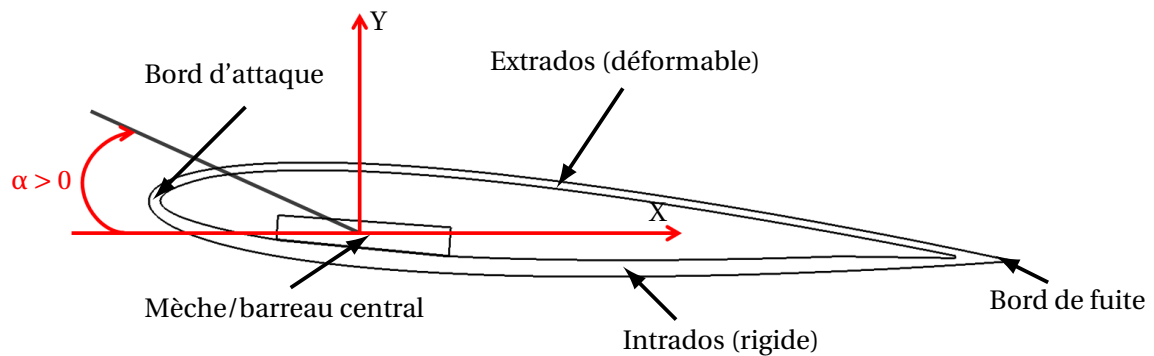


FIGURE 2.9 – Section 2D de l'hydrofoil déformable avec les paramètres caractéristiques (bord d'attaque, bord de fuite, intrados et extrados).

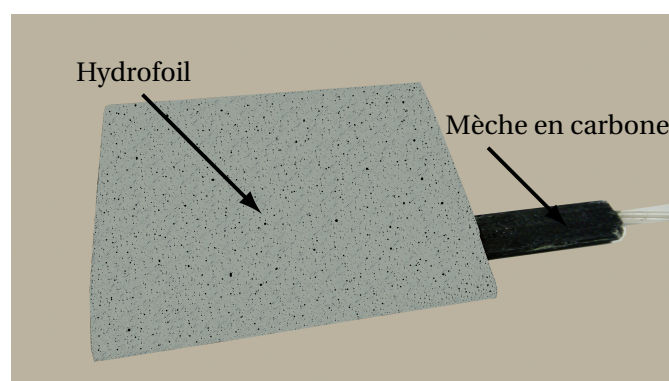


FIGURE 2.10 – Hydrofoil déformable en carbone/époxy avec la mèche en carbone.

2.1.2.2 Fabrication de l'hydrofoil

L'hydrofoil est stratifié en voie humide sous vide dans un moule femelle correspondant à la géométrie du profil NACA 0012 et fabriqué en impression 3D. Celui-ci a la particularité d'avoir une char-

nière au niveau du bord d'attaque et être ouvert à son bord de fuite. Une fois les différentes couches de plis orientées et empilées les unes par rapport aux autres, elles sont glissées et positionnées dans le moule pour réaliser le vide et obtenir le profil NACA 0012. Nous rappelons que les plis de tissus de carbone de 280 g/m^2 orientés à $[0^\circ/90^\circ]$ et des de verre de 200 g/m^2 orientées à 45° ont été utilisés lors de la fabrication de l'hydrofoil. Le premier pli de carbone entoure tout le profil pour assurer une continuité du matériau et avoir un bon état de surface. Pour le contrôle de la pression dans la cavité interne, deux tubes en silicone flexible ont été collés sur la mèche en carbone et sortent par la queue du profil. Les propriétés mécaniques des composites peuvent varier de celles connues dans la littérature. Cela dépend notamment de taux de fibres dans le composite. Les propriétés des composites utilisés dans le cadre de la thèse (tissu de carbone et fibres de verre) ont été caractérisées par des essais de flexion trois points. Les résultats sont rapportés en annexe A.

2.2 Système de contrôle de la pression interne de l'hydrofoil déformable

L'hydrofoil déformable en composite est équipé d'une cavité interne soumise à une dépression qui permet de modifier la forme de l'hydrofoil. La pression interne est transférée entre le vérin pneumatique et la cavité par une action mécanique sur le vérin et mesurée en utilisant un manomètre. La figure 2.11 représente l'hydrofoil déformable et le système de contrôle de la pression interne lors des essais en air libre. La gamme de variation de la pression interne est entre $\Delta P = 0$ et $\Delta P = 0.4 \text{ bar}$. Cette gamme de fonctionnements a été déterminée à partir des mesures de la déformabilité de l'hydrofoil en air dont les résultats sont présentés dans le chapitre 5.

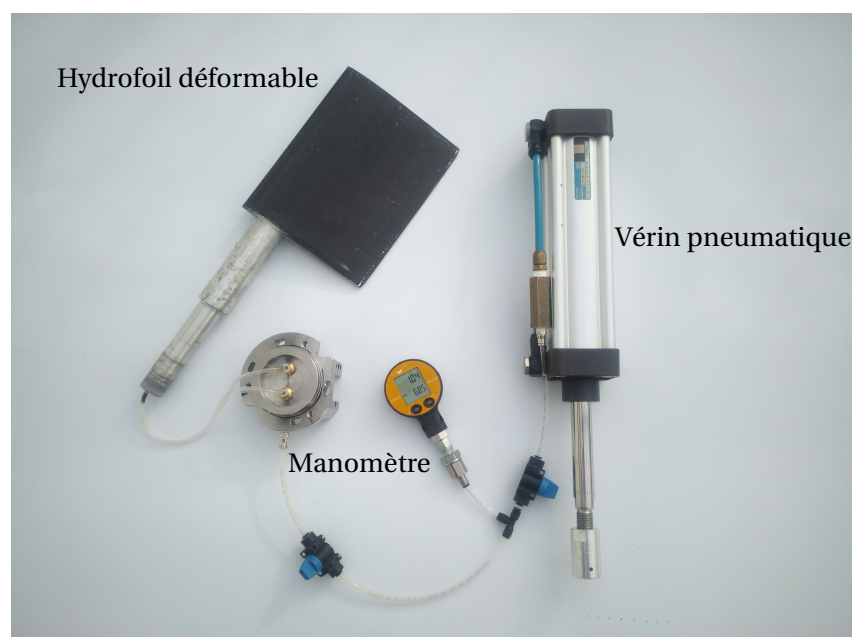


FIGURE 2.11 – Système de contrôle de pression dans la cavité de l'hydrofoil déformable avec le vérin pneumatique.

Une vue d'ensemble du montage de l'hydrofoil déformable avec le système de contrôle de la pression interne ainsi que le système de mesures des efforts est proposée sur la figure 2.12. L'hydrofoil est fixé à la balance hydrodynamique (2.4.3.1) via la queue de profil et relié au logiciel balance pour la mesure d'efforts. Les tubes en silicone sortant de la queue de profil sont reliés au vérin pour la régulation ou le contrôle de la pression dans la cavité du profil.

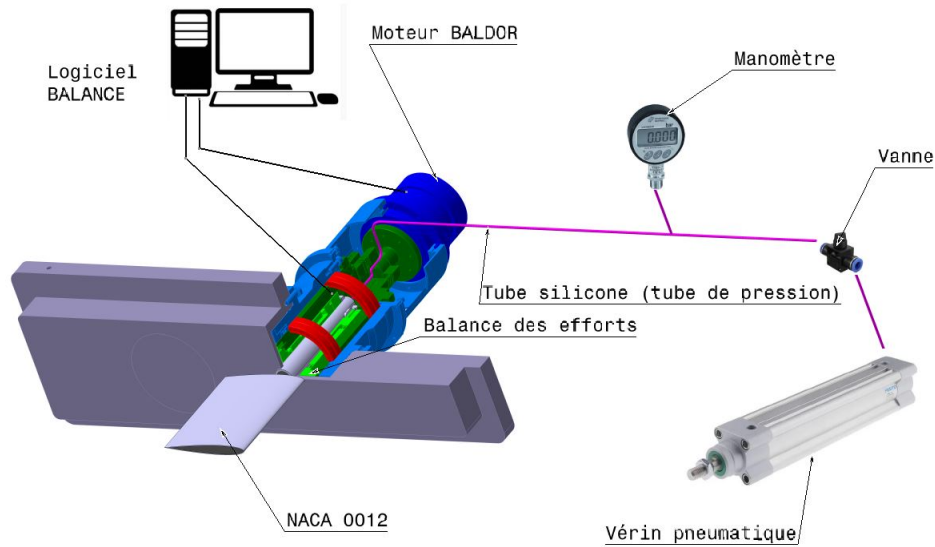


FIGURE 2.12 – Système de contrôle de pression dans la cavité de l'hydrofoil déformable et le système de mesures des efforts hydrodynamiques dans le tunnel hydrodynamique.

Nous définissons la quantité ΔP qui représente la différence de pression par rapport à la pression atmosphérique de référence. ΔP croissant signifie que la pression à l'intérieur de la cavité diminue. Un exemple de la quantité ΔP est donné en équation 2.1. Lors des mesures sous écoulement cette quantité est adimensionnée par la pression dynamique $q = \frac{1}{2}\rho V^2$ et nommée ΔP^* . L'évolution de cette dernière en fonction de la pression interne est détaillée dans le chapitre 5 en figure 5.19.

$$\begin{aligned}\Delta P &= P_{ref} - P_{int} \\ \Delta P &= 1.04 - 0.8 \\ \Delta P &= 0.24 \text{ bar}\end{aligned}\tag{2.1}$$

avec P_{ref} pression atmosphérique de référence et P_{int} la pression dans la cavité interne de l'hydrofoil.

2.3 Mesure de déformation statique de l'hydrofoil déformable en air VIC-3D

La déformation statique de l'hydrofoil est caractérisée premièrement en air libre où l'hydrofoil est soumis uniquement à la dépression interne. Les résultats de cette analyse sont présentés dans la partie 5.1 du chapitre 5. L'effet de la pression interne sur la déformée de l'hydrofoil est obtenu pour différents niveaux de conditions chargement (pression interne). Le déplacement des parois flexible et rigide est mesuré en air à l'aide du système de corrélation d'images numériques (Digital Image Correlation) connu sous le nom commercial de VIC 3D (figure 2.14). Cette méthode est sans contact et convient particulièrement aux matériaux flexibles ([115]). Elle permet de mesurer les déplacements, les formes, les déformations, les vibrations et les contraintes sur toute structure qui peut être visualisée par deux caméras à chaque instant. Elle est basée sur l'acquisition de deux images de la surface de l'hydrofoil, puis sur la reconstruction via un logiciel de la géométrie. En effectuant cette mesure dans les états initial et déformé, nous pouvons en déduire un champ de déplacement tridimensionnel. Pour rendre la technique possible, un motif de peinture aléatoire doit être appliqué sur la surface de l'hydrofoil dans le but de produire des détails fins et exploitables (figure 2.13).



FIGURE 2.13 – Mouchetis réalisé sur l'hydrofoil déformable.

Comme montré sur la figure 2.14, l'hydrofoil déformable a été posé sur une table afin qu'il soit vu par les deux caméras. Les deux caméras CCD sont fixées au-dessus de l'hydrofoil pour mesurer la progression de la déformation sous l'effet la mise en dépression interne. La précision de ce système de mesures est d'environ 0.002 mm pour les déplacements dans le plan et de 0.004 mm pour les déplacements hors plan. Chaque face a été caractérisée en retournant l'hydrofoil puis en répétant la mise en dépression.

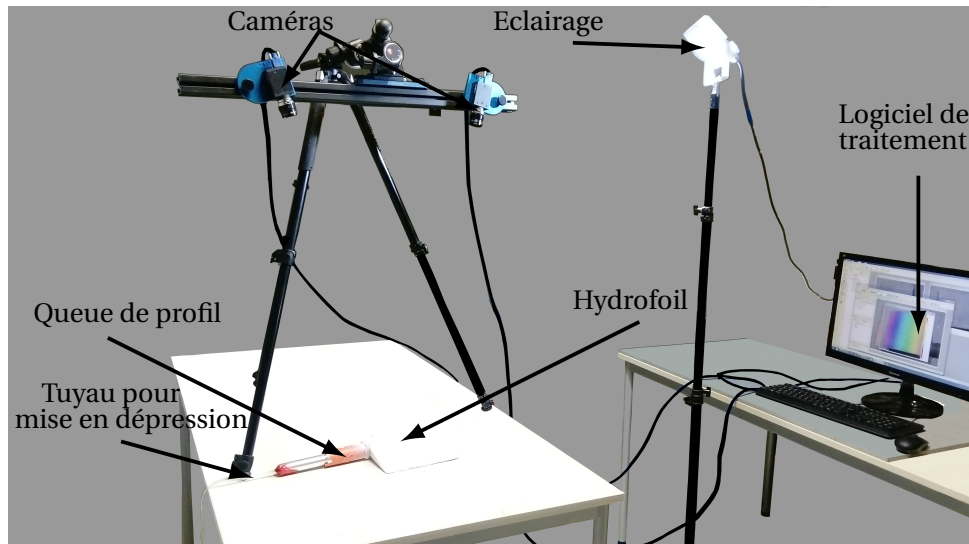


FIGURE 2.14 – Dispositif de corrélation d'images digitales (VIC-3D).

2.4 Tunnel hydrodynamique

Les différentes campagnes d'essais sont réalisées dans le tunnel hydrodynamique de l'IRENav dont le schéma général est présenté en figure 2.15. Ce dernier permet d'étudier des écoulements autour de différentes structures disposées dans la veine d'essais. La structure globale du tunnel s'étend sur deux étages, elle mesure 15 m de long et 7 m de haut avec une capacité d'environ 60 m³ d'eau. Les principaux organes énumérés suivant le sens de l'écoulement que comprend la boucle hydrodynamique sont respectivement : un groupe moteur-pompe (1), un résorbeur (2), un système de nids d'abeille (3), un convergent asymétrique (4), une veine d'essai (5), un prédivergent (6), un divergent (7) et une cuve aval (8) ([90]).

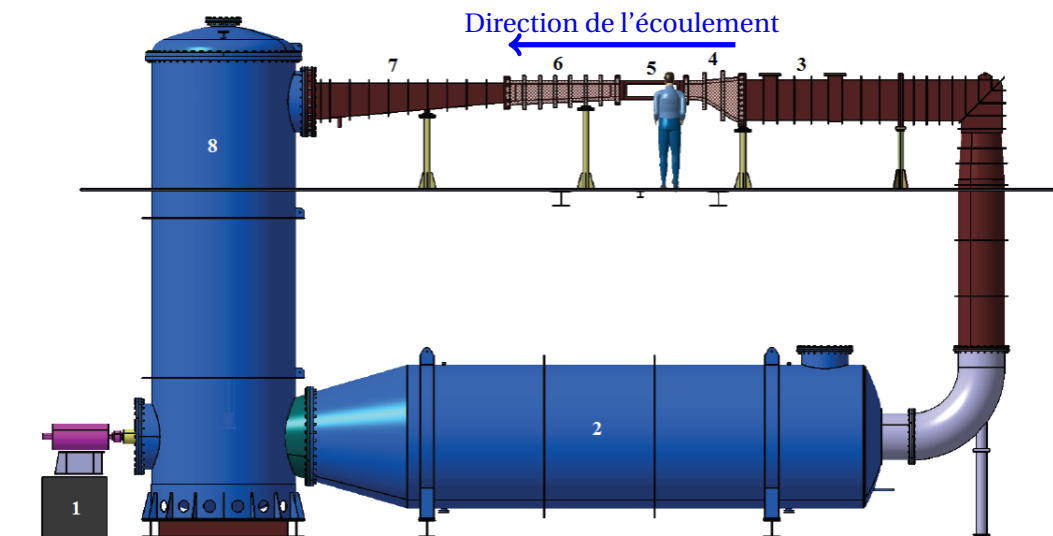


FIGURE 2.15 – Schéma général du tunnel hydrodynamique de l'IRENav.

Plus de détails sur le tunnel hydrodynamique de l'IRENav sont donnés par Ducoin ([33]) et Gaudin ([45]) lors de leurs travaux de thèse.

La veine d'essais du tunnel représentée en figure 2.16 mesure 1 m de long avec une section carrée de 192 mm de côté. Elle est située en aval d'un convergent dont la section d'entrée est haute de 600 mm pour 192 mm en sortie. Les trois parois de la veine (avant, bas et haut) sont en plexiglas tandis que le fond est constitué d'une plaque en aluminium usinée pour permettre le montage de différents profils. La paroi inférieure de la veine est légèrement inclinée par rapport à la paroi supérieure utilisée comme référence de direction de l'écoulement. Cette inclinaison est conçue pour minimiser l'influence du développement des couches limites de paroi sur la section débitante. L'inclinaison par rapport à l'horizontal a été estimée à 0.14° par Lelong [73].

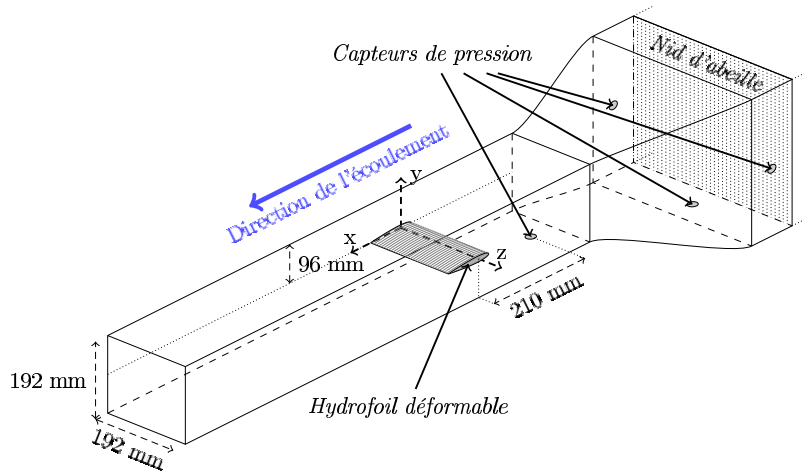


FIGURE 2.16 – Veine d'essais du tunnel hydrodynamique de l'IRENav.

La vitesse d'écoulement en entrée de la veine peut être variée entre 0.5 et 15 m/s. La pression dans la veine d'essais du tunnel varie entre 0.1 et 3 bar pour contrôler l'apparition de la cavitation qui est caractérisée par le nombre de cavitation défini en équation 2.2. Ce nombre de cavitation peut donc être comparé à l'inverse du coefficient de pression $-C_{pmin}$ défini comme le minimum du coefficient de pression (équation (2.3)).

Le convergent placé en amont de la veine a pour avantage d'accélérer l'écoulement. Dans le but de rendre l'écoulement plus homogène, notamment du point de vue de la turbulence, deux grilles en nid-d'abeilles sont placées avant le convergent. Elles permettent d'obtenir un taux de turbulence dans la veine de l'ordre de 2%.

$$\sigma = \frac{P_{ref} - P_v}{\frac{1}{2}\rho V^2} \quad (2.2)$$

$$C_p = \frac{P - P_{ref}}{\frac{1}{2}\rho V^2} \quad (2.3)$$

avec P_{ref} est la pression de référence de l'écoulement et V est sa vitesse. P_v correspond à la pression de vapeur saturante du fluide et ρ à sa masse volumique. C_p est le coefficient de pression et P correspond à la pression locale.

2.4.1 Mesure de déformation en eau

Les mesures de variation de l'hydrofoil déformable en eau sont réalisées à l'aide d'un télémètre laser. Le télémètre laser est monté sur un système de translation 2D placé au-dessus de la veine d'essais. Il est fixé sur un bras motorisé dont le déplacement est programmé par l'utilisateur. Celui-ci mesure en continu la distance verticale (Y) qui le sépare de sa cible (paroi de l'hydrofoil) à une fréquence d'échantillonnage de 50 Hz.

Un capteur AR700 d'Acuity® projette un faisceau laser qui crée une tache de lumière sur la paroi à mesurer. Cette tache est repérée par une caméra selon un angle β , qui est alors converti en distance (figure 2.17, [73]).

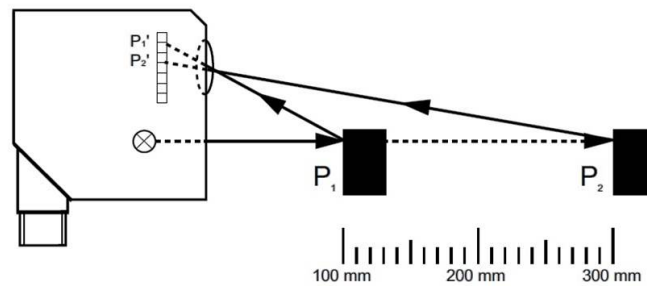


FIGURE 2.17 – Principe de fonctionnement du télémètre laser ([73]).

Calibration du système laser

L'analyse des mesures du télémètre laser exige deux corrections à prendre en compte : i) l'épaisseur du plexiglas traversée par le laser et ii) l'indice optique de l'eau. Ces deux corrections impliquent respectivement l'ajout d'un offset et la multiplication par un facteur correctif. Les deux facteurs correctifs sont déterminés à partir du calibrage du laser. Ce calibrage est effectué grâce à une mire en escalier. Le télémètre laser mesure la forme de la mire sur les neuf marches en air sans hublot, puis avec la veine remplie d'eau et fermée par le hublot de plexiglas.

La surface de l'hydrofoil est scannée pour une condition d'écoulement donnée le long de neuf sections selon l'envergure. Cette analyse est effectuée uniquement pour la paroi flexible. Les sections sont équidistantes de l'emplanture à la section libre. Ensuite, le déplacement est obtenu en comparant les mesures issues entre deux pressions dans la cavité interne de l'hydrofoil. La précision du télémètre laser utilisé pour la mesure de la forme de l'hydrofoil est d'environ ± 0.046 mm.

2.4.2 Système de mise en rotation de l'hydrofoil

Le réglage de l'incidence du profil dans le tunnel hydrodynamique se fait via un moteur électrique "pas à pas : BALDOR®". Ce moteur est couplé mécaniquement à la queue du profil à l'arrière de la veine d'essais (figure 2.18). Le pas d'incidence ($\Delta\alpha$), l'accélération et la vitesse de rotation sont entrés via un logiciel développé au sein de l'institut. L'incidence à α_0 de l'hydrofoil est contrôlée à l'aide d'un niveau à bulle. Ensuite pour plus de précision, elle est corrigée en déterminant l'angle entre la corde du profil et la surface de l'eau à mi-hauteur de la veine d'essais à l'aide d'une photo. Avec cette méthode la correction est estimée à 0.01° .

Le profil peut également être mis en incidence grâce à un générateur de signal relié au moteur. Le moteur est solidaire du support de la balance et couplé mécaniquement à la queue du profil par un manchon ETP®.

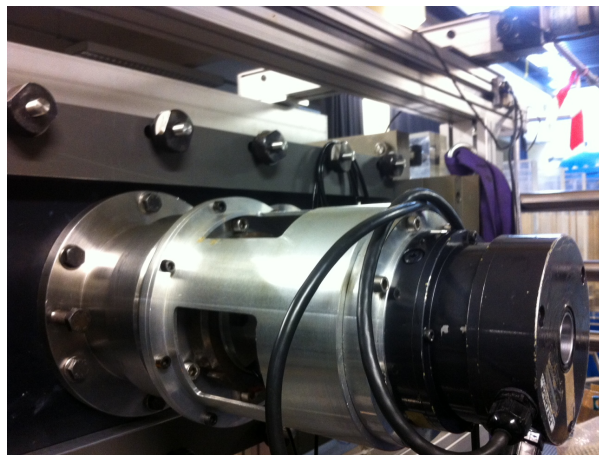


FIGURE 2.18 – Moteur pas à pas et la balance hydrodynamique à l'arrière de la veine d'essais [90].

2.4.3 Mesure des forces hydrodynamiques

Nous décrivons dans la partie 2.4.3.1 de cette section la balance hydrodynamique qui a été utilisée pour la mesure des forces hydrodynamiques. Les tensions mesurées sont traitées et transformées en coefficients hydrodynamiques en utilisant la matrice de passage et l'algorithme qui sont décrits dans 2.4.3.2.

2.4.3.1 Balance hydrodynamique

Les chargements des profils sont mesurés à l'aide d'une balance hydrodynamique immergée et équipée de cinq ponts de jauges. Elle est fixée par une clavette à la queue du profil entre le moteur BALDOR® et l'arrière de la veine d'essais.

Les données recueillies sont transmises à un ordinateur via un rack Iotech® Strainbook 616. La précision des jauges permet de mesurer la portance à ± 1.02 N, la traînée à ± 0.324 N et le moment à

$\pm 0.26 \text{ N.m.}$

Les mesures réalisées sont dites à incidence fixe, c'est-à-dire que les variations de l'incidence α du profil durant la mesure sont très faibles et sont uniquement dues aux vibrations induites par l'écoulement, elles sont donc négligées.

Pour cela, le profil est mis en place à l'angle désiré. Lorsque l'écoulement autour du profil est stabilisé, les données de la balance sont enregistrées pendant dix secondes, avec une fréquence d'échantillonnage $f = 1000 \text{ Hz}$. La valeur moyenne de chaque signal est alors calculée : c'est cette moyenne qui sera utilisée dans le traitement des données.

2.4.3.2 Post-traitement

Les cinq ponts de jauges de la balance hydrodynamique délivrent cinq signaux en volts correspondants aux forces de portance, de traînée et des trois moments suivant les trois directions X, Y et Z. Ces signaux doivent être traités et convertis en forces afin d'obtenir les coefficients de portance, traînée et moments dans le repère de la veine.

L'organigramme présenté en figure 2.19 résume les différentes étapes de traitement des données de la balance hydrodynamique pour obtenir les coefficients qui nous intéressent.

Les signaux mesurés par la balance hydrodynamique comprennent une composante correspondant au poids de l'hydrofoil et de son équipement. Cette composante correspond à la valeur V_{0i} dans l'organigramme présenté en figure 2.19 (où i représente la portance, la traînée ou l'une des composantes du moment). Elle est caractérisée à partir d'une campagne de mesure réalisée sans écoulement. Cette étape permet de ne traiter que la part du signal due à l'écoulement. Une matrice permet de convertir les valeurs obtenues en forces dans le repère de la balance. Enfin, les valeurs de ces forces dans le repère de la veine sont déterminées grâce à la connaissance de α , et les coefficients de portance, traînée et moment, notés respectivement C_L , C_D et C_M , peuvent être calculés en utilisant les formules ci-dessous :

$$C_L = \frac{L}{\frac{1}{2}\rho V^2 S} \quad (2.4)$$

$$C_D = \frac{D}{\frac{1}{2}\rho V^2 S} \quad (2.5)$$

$$C_M = \frac{M}{\frac{1}{2}\rho V^2 S c} \quad (2.6)$$

avec ρ la masse volumique de l'eau, $S = ce$ la surface de référence du profil, c sa corde, e son envergure et V la vitesse de l'écoulement en amont du profil.

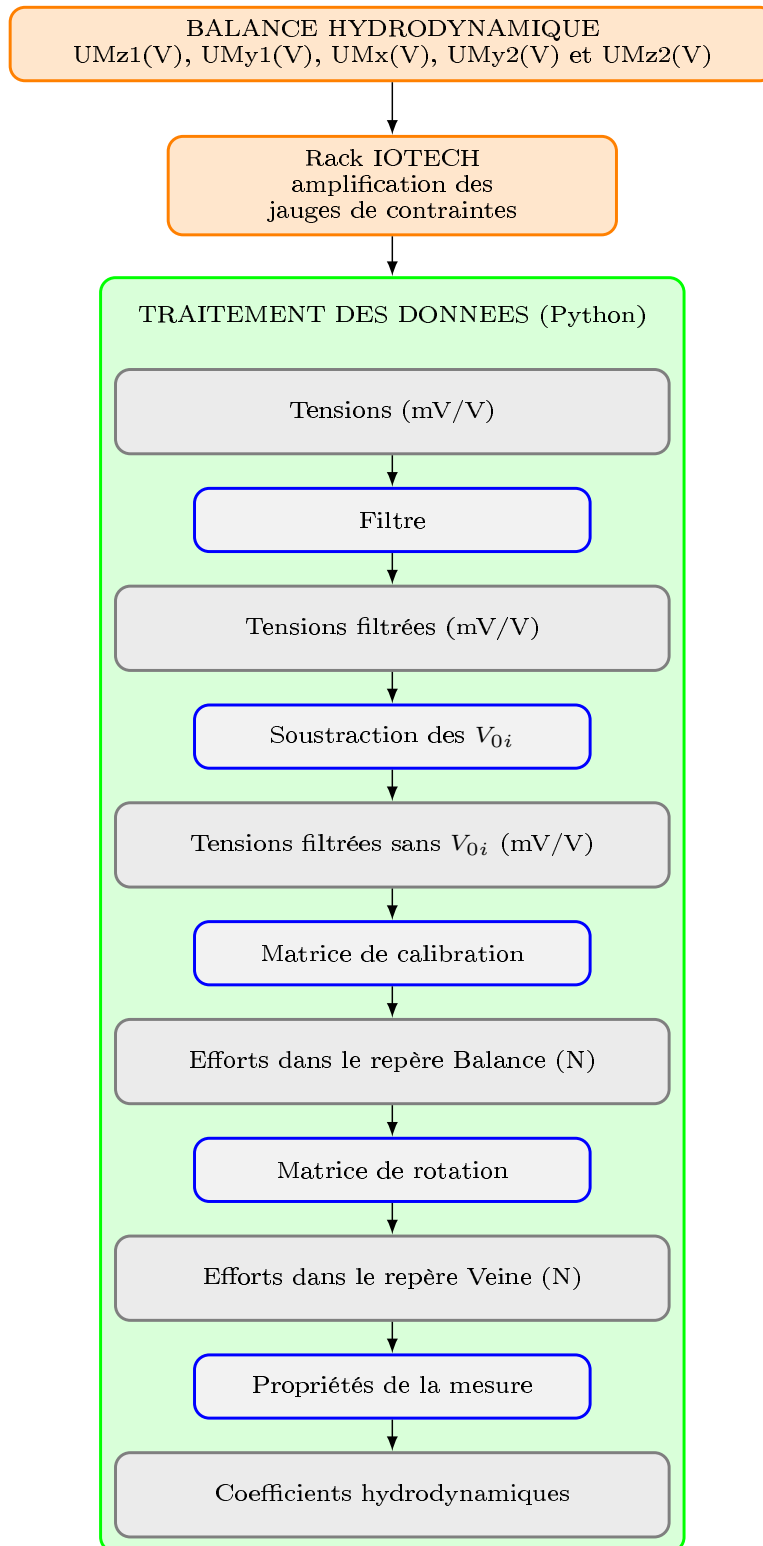


FIGURE 2.19 – Etapes de traitement des données de la balance pour obtenir les coefficients hydrodynamiques [83].

2.5 Synthèse du chapitre

Dans ce chapitre, nous avons décrit :

- les deux types d'hydrofoils utilisés et testés :
 - 4 hydrofoils avec volets fixes imprimés en PLA qui représentent différents calages des volets de bord de fuite et de bord d'attaque d'un même hydrofoil;
 - un hydrofoil déformable en composite et contrôlable par le pilotage de la pression interne.
- le système complet du profil déformable (fabrication et contrôle de pression interne);
- les moyens de mesures de la déformation en air libre (corrélation d'images numériques);
- le tunnel hydrodynamique et les moyens de mesures associés :
 - télémètre laser pour la mesure de déformation de l'hydrofoil en eau;
 - balance hydrodynamique pour la mesure des forces hydrodynamiques;
 - algorithme de post-traitement des mesures des forces hydrodynamiques.

Chapitre 3

Approches numériques

L'étude expérimentale des hydrofoils à échelle réduite permet d'identifier et de mettre en évidence les phénomènes physiques mis en jeu et de résoudre des verrous scientifiques et technologiques. Les mesures constituent des données précieuses lors de la recherche de validation des résultats des modèles utilisés lors de la conception des foils (forme et structure) et lors de la prédiction de leurs performances.

Dans ce chapitre, nous allons présenter les différents modèles qui ont été utilisés et/ou développés pour l'étude de l'influence de la forme des hydrofoils sur leurs performances. La section 3.1 est consacrée à la description du modèle fluide parfait du code Xfoil (XFLR5). Ce modèle a été utilisé lors de l'étude paramétrique et pour la résolution de l'écoulement lors du couplage fluide-structure. L'étude paramétrique consiste à analyser l'effet de la position de l'épaisseur maximale et l'angle des volets du bord d'attaque et du bord de fuite sur les performances hydrodynamiques et sur le critère d'apparition de la cavitation. A l'aide du logiciel XFLR5 et de son module "Direct foil design", la position de l'épaisseur maximale et l'angle des volets de bord de fuite et de bord d'attaque ont été améliorés. La position de l'épaisseur maximale varie entre 30% et 50% de la corde avec un pas de 5% de la corde. Les géométries des hydrofoils sont présentées en 3.1.3. Les angles des volets du bord de fuite et du bord d'attaque ont été variés entre 0° et 10° avec un pas de 1°. Nous présentons en 3.1.4 et 3.1.5 uniquement les géométries des profils avec des volets à 1°, 3°, 5° et 10°. Dans la partie 3.1.6 les hydrofoils avec des volets de bord d'attaque et bord de fuite à des angles interdépendants ($\beta = \gamma = 1^\circ$, $\beta = \gamma = 3^\circ$, $\beta = \gamma = 5^\circ$ et $\beta = \gamma = 10^\circ$) sont présentés.

L'effet de ces différents paramètres géométriques sur les coefficients de portance, de traînée et de moment ainsi que sur le critère d'apparition de la cavitation $-C_{pmin}$ sera évalué dans un écoulement caractérisé par un nombre de Reynolds de 10^6 . Les résultats de cette étude paramétrique sont présentés au chapitre 4. En parallèle, un outil d'optimisation du type de volet (bord de fuite ou/et bord d'attaque) et de l'angle des volets de bord d'attaque et de bord de fuite a été développé sous Python. Cet outil a pour objectif de post-traiter les résultats des 121 combinaisons formées à partir des angles des deux volets. Il permet pour un point de fonctionnement caractérisé par un coefficient

de portance constant d'identifier la meilleure combinaison, c'est-à-dire d'extraire le type et l'angle du volet qui permet d'élargir le domaine de fonctionnement du profil NACA 0012 initial (sans volets) et qui permet de repousser l'apparition de la cavitation. Cet algorithme fait l'objet de la partie 3.1.7.

L'étude de l'influence des différents paramètres géométriques de l'hydrofoil permet de définir le paramètre le plus pertinent, c'est-à-dire celui qui modifie le plus favorablement ses performances hydrodynamiques. Les géométries des hydrofoils générées par XFLR5 possèdent une discontinuité au niveau du point d'articulation du volet qui peut conduire au décollement de l'écoulement près de l'axe de rotation du volet. La résolution de ce type de problème fait l'objet d'une étude qui sera présentée au chapitre 4. La modification des paramètres géométriques d'un hydrofoil nécessite un dispositif de contrôle de forme qui passe par l'étude de l'interaction entre le fluide et la structure (IFS). Dans nos travaux, nous avons développé un outil numérique bidimensionnel qui permet l'étude des interactions fluide-structure d'un hydrofoil dont la géométrie est contrôlable par le pilotage de la pression interne. Dans la partie 3.2, nous décrivons cet algorithme de couplage fluide-structure. Il est basé sur le couplage du code potentiel-couche limite Xfoil pour la résolution de l'écoulement avec le code éléments finis ANSYS Mechanical pour la partie structure. Il permet d'analyser la réponse structurelle et les performances hydrodynamiques d'un hydrofoil déformable. L'hydrofoil est modélisé par un matériau homogène équivalent pour lequel le module d'Young a été défini à partir de l'étude expérimentale du déplacement de l'hydrofoil en fonction de la pression interne. L'algorithme développé (dans cette étude) présente un net avantage en termes de temps de calcul par rapport aux méthodes avancées CFD-CSD qui nécessitent des temps de calcul très importants.

Le comportement de l'hydrofoil 3D a été analysé numériquement avec prise en compte des propriétés des matériaux composites (épaisseurs et orientations des plis). Cette étude a débuté par la caractérisation numérique du comportement structurel de l'hydrofoil. Le code ANSYS Workbench et le module ACP(PrePost) qui permet la paramétrisation des composites (propriétés, épaisseurs et orientations) ont été choisis pour évaluer l'effet de la pression interne sur les champs de déplacement et de contrainte des différents plis constituant l'hydrofoil (3.3.3). Ensuite, la partie 3.4 décrit l'étude des interactions fluide-structure et leur effet sur l'hydrofoil en composite. Pour cela, le modèle composite (ACP) ainsi que le modèle de turbulence $k - \omega$ SST sont activés.

Sommaire

2.1 Profils étudiés	55
2.1.1 Hydrofoils avec volets	55
2.1.2 Hydrofoil déformable	58
2.2 Système de contrôle de la pression interne de l'hydrofoil déformable	61
2.3 Mesure de déformation statique de l'hydrofoil déformable en air VIC-3D	63
2.4 Tunnel hydrodynamique	64
2.4.1 Mesure de déformation en eau	66
2.4.2 Système de mise en rotation de l'hydrofoil	67

2.4.3 Mesure des forces hydrodynamiques	67
2.5 Synthèse du chapitre	70

3.1 Modèles numériques

Dans le cadre de cette thèse, deux modèles ont été utilisés pour la résolution de l'écoulement : le modèle fluide parfait avec couche limite de Xfoil et le modèle fluide visqueux de Fluent.

3.1.1 Description du modèle fluide parfait avec couche limite

Le code Xfoil est souvent utilisé lors de l'optimisation de la géométrie d'un profil pour améliorer ses performances. Ce logiciel permet de faire varier les paramètres géométriques d'un profil (cambrure, épaisseur, Volet, ...). Il permet un gain très important en temps de calcul par rapport aux logiciels de CFD. Ce code a été créé par Drela (1986) et il bénéficie d'une vaste communauté. Il est basé sur la méthode des singularités réparties sur des panneaux d'un profil bidimensionnel. Un modèle fluide parfait et un modèle fluide visqueux sont disponibles. Le modèle fluide parfait est basé sur une méthode de singularités grâce à une répartition d'éléments de vorticité sur la surface du profil. Le système d'équations est fermé par une condition explicite de Kutta-Joukowski qui impose à l'écoulement de quitter tangentiellement le profil au bord de fuite. Cette condition exprime l'égalité des pressions d'extrados et d'intrados au bord de fuite (continuité du milieu fluide) ( quation 3.1) :

$$\gamma_1 + \gamma_N = 0 \quad (3.1)$$

γ_1 et γ_N sont les intensités des tourbillons élémentaires sur l'intrados et l'extrados du bord de fuite.

Le modèle fluide visqueux permet de calculer les paramètres de la couche limite et du sillage. Il est basé sur la résolution de l'équation de la quantité de mouvement et une équation obtenue par la combinaison de cette dernière avec l'équation d'énergie cinétique ( quation 3.2, [19]).

$$\begin{aligned} \frac{d\theta}{d\xi} + (2 + H + M_e^2) \cdot \frac{\theta}{v_e} \cdot \frac{dv_e}{d\xi} &= \frac{C_f}{2} \\ \theta \cdot \frac{dH^*}{d\xi} + (2H^{**} + H^*(1 - H)) \cdot \frac{\theta}{v_e} \cdot \frac{dv_e}{d\xi} &= 2C_d - H^* \cdot \frac{C_f}{2} \end{aligned} \quad (3.2)$$

Avec (ξ, η) est le système de coordonnées de la couche de cisaillement. Le tableau 3.1 résume les caractéristiques des couches limites.

Paramètre	Définition
δ	Epaisseur de la couche limite telle que $V/V_e = 0.99$
δ^*	Epaisseur de déplacement
δ^{**}	Epaisseur de densité
θ	Epaisseur de quantité de mouvement
θ^*	Epaisseur d'énergie cinétique
H	Facteur de forme
$H^* = \theta^* / \theta$	Facteur de forme d'énergie cinétique
$H^{**} = \delta^{**} / \theta$	Facteur de forme de densité

TABLEAU 3.1 – Caractéristiques des couches limites.

L'épaisseur de l'énergie cinétique est définie par l'équation 3.3. Quant à l'épaisseur de densité, elle est définie par l'équation 3.4.

$$\theta^* = \int \left(\frac{\rho v}{\rho_e v_e} \right) \left[1 - \left(\frac{v^2}{v_e^2} \right) \right] d\eta \quad (3.3)$$

$$\delta^{**} = \left(\frac{v}{v_e} \right) \left[1 - \left(\frac{\rho}{\rho_e} \right) \right] d\eta \quad (3.4)$$

C_d et C_f sont le coefficient de dissipation et le coefficient de frottement pariétal définis par les équations 3.5 et 3.6 respectivement. Avec τ contrainte de cisaillement.

$$C_d = \frac{1}{\rho_e v_e^3} \int \tau \left(\frac{\partial v}{\partial \eta} \right) d\eta \quad (3.5)$$

$$C_f = \frac{2\tau_{paroi}}{\rho_e v_e^2} \quad (3.6)$$

Xfoil permet aussi de prédire les points de transition et le point de décollement, grâce à la résolution de la couche limite et des équations de transition qui est basée sur une méthode de Newton. L'effet du nombre de panneaux sur les performances du profil a été analysé précédemment à l'institut par plusieurs chercheurs. Il a été montré que la convergence des performances hydrodynamiques (C_L , C_D et C_p) est obtenue à partir de 150 panneaux. L'influence du nombre de points utilisés pour la définition d'un profil aérodynamique dans Xfoil a été également étudiée par Kumar et al. dans [69]. Ils ont conclu que pour un nombre de panneaux supérieurs à 150, Xfoil ne montre pas de différence significative dans les polaires du profil aérodynamique. Morgado et al. ([87]) ont aussi montré que la convergence des résultats de Xfoil a été obtenue pour un profil discrétisé en 150 panneaux. Cependant, comme Xfoil ne nécessite pas beaucoup de temps pour la convergence des polaires, les hydrofoils dans notre étude sont discrétisés en 200 panneaux. La figure 3.1 montre la discrétisation

du profil NACA 0012 en 200 points dans Xfoil avec des zooms au niveau du bord d'attaque et du bord de fuite. Plus de détails concernant Xfoil sont donnés dans [32], [48] et [31].

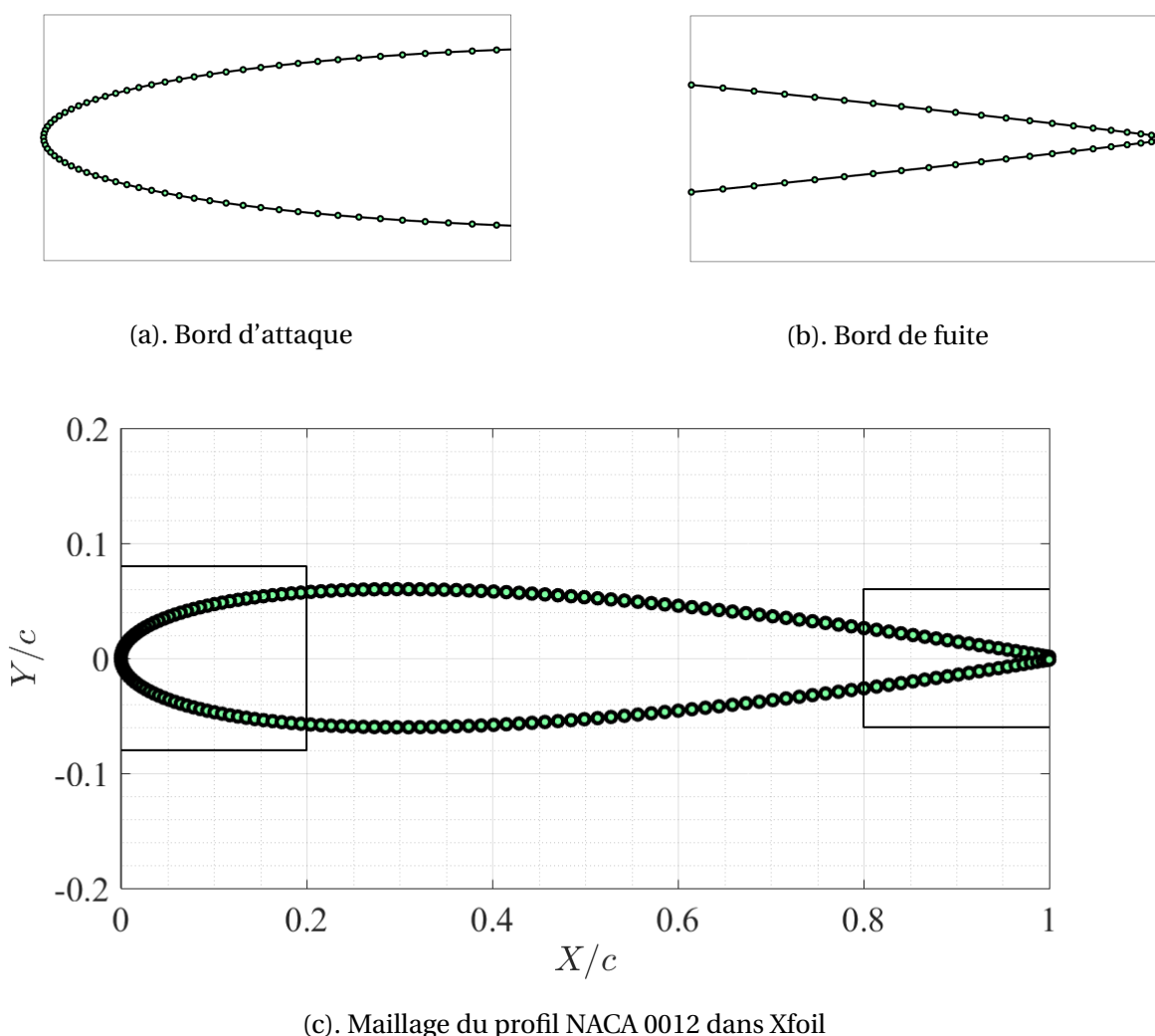


FIGURE 3.1 – Discretisation de la section du profil NACA 0012 sous Xfoil.

Lors de ces travaux, nous avons choisi d'effectuer l'étude paramétrique avec ce code de calcul. Les résultats fournis par Xfoil sont cohérents avec les résultats expérimentaux et ceux obtenus par un calcul CFD ([72] et [51]).

3.1.2 Résolution du problème fluide visqueux

Le modèle de fluide visqueux du code Fluent a été utilisé pour résoudre numériquement les équations de Navier-Stokes (équation 3.7). Ces équations sont obtenues en appliquant le principe de la conservation de la masse et de la conservation de la quantité de mouvement.

$$\frac{\partial v_i}{\partial t} + v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x_i} + \nu_f \frac{\partial^2 v_i}{\partial x_j \partial x_j} \quad \frac{\partial v_i}{\partial x_i} = 0 \quad (3.7)$$

avec v_i la vitesse du fluide ($i = 1, 2, 3$: composantes de vitesse), t le temps, ρ densité du fluide, P la pression et ν_f viscosité cinématique.

Elles sont résolues en utilisant le modèle de turbulence $k - \omega$ SST (Shear Stress Transport). Ce modèle a été développé par Menter ([85]). Le modèle $k - \omega$ SST combine les avantages des modèles $k - \epsilon$ et de $k - \omega$. Il permet une diminution de l'influence de la valeur initiale de ω par rapport au modèle $k - \omega$ de Wilcox ([120]). Ce modèle présente des avantages par rapport au modèle $k - \omega$ Standard car il utilise ce modèle près des parois et le modèle $k - \epsilon$ dans le champ lointain.

Les équations de transport, une pour l'énergie cinétique turbulente k et une seconde pour la fréquence de la turbulence ω sont liées par la relation : $\mu_t = \frac{\rho k}{\omega}$.

L'équation de transport pour la fréquence caractéristique de la turbulence ω est modifiée :

$$\frac{\partial(\rho\omega)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\rho V_j \omega - (\mu + \sigma \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) = \gamma \rho \Omega^2 - \beta \rho \omega^2 + 2(1 - F_l) \frac{\rho \sigma \omega_2}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (3.8)$$

Le passage d'un modèle à autre se fait via la fonction de mélange F_l donnée par l'équation 3.9 :

$$F_l = \tanh \left(\left[\min \left\{ \max \left\{ \frac{\sqrt{k}}{0.09 d \omega'}, \frac{500 \mu}{\rho d^2 \omega} \right\}, \frac{4 \rho \sigma \omega_2 k}{CD_{k\omega} d^2} \right\} \right]^4 \right) \quad (3.9)$$

avec :

$$CD_{k\omega} = \max \left(\frac{2 \rho \sigma \omega^2}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}, 10^{-10} \right) \quad (3.10)$$

et d la distance de la paroi la plus proche. F_l vaut donc 0 hors de la couche limite ce qui active le modèle $k - \epsilon$ et passe à 1 dans la couche limite pour utiliser le modèle $k - \omega$.

La viscosité turbulente μ_t est donnée par l'équation 3.11

$$\mu_t = \frac{\frac{\rho k}{\omega}}{\max \left(1, \Omega \frac{F_2}{a_1 \omega} \right)} \quad (3.11)$$

avec $a_1 = 0.31$ et F_2 une fonction auxiliaire donnée par l'équation 3.12 :

$$F_2 = \tanh \left(\left[\max \left\{ 2 \frac{\sqrt{k}}{0.09 d \omega'}, \frac{500 \mu}{\rho d^2 \omega} \right\} \right]^2 \right) \quad (3.12)$$

Les coefficients β , γ , σ_k et σ_ω de l'équation de transport de ω sont déterminés par le modèle courant, 1 pour $k - \omega$ et 2 pour $k - \epsilon$. La transition entre les deux modèles est définie par l'équation 3.13

$$\phi = F_1 \phi_1 + (1 - F_1) \phi_2 \quad \text{avec} \quad \phi = \beta, \gamma, \sigma_5, \sigma_\omega \quad (3.13)$$

Chaque modèle a donc des valeurs de constantes différentes, soit :

- pour le modèle en proche paroi :

$$\sigma_{k1} = 0.85, \quad \sigma_{\omega1} = 0.5, \quad \beta_1 = 0.075, \quad \gamma_1 = \frac{\beta_1}{\beta^*} - \frac{\sigma_{\omega1} k^2}{\sqrt{\beta^*}} = 0.553$$

- pour le modèle en champ lointain :

$$\sigma_{k1} = 1, \quad \sigma_{\omega1} = 0.5, \quad \beta_1 = 0.0828, \quad \gamma_1 = \frac{\beta_1}{\beta^*} - \frac{\sigma_{\omega1} k^2}{\sqrt{\beta^*}} = 0.44$$

Plus de détails sur les différents modèles de turbulence ont été donnés par Ducoin lors de ses travaux de thèse [33].

Les termes de convection et de diffusion sont tous deux discrétisés à l'aide d'un schéma numérique précis du second ordre. L'algorithme couplé est utilisé pour assurer le couplage pression-vitesse. L'intensité de la turbulence en champ lointain est de 2%.

Le domaine fluide présenté en figure 3.2 possède une hauteur équivalente à celle de la veine d'essais du tunnel hydrodynamique de l'IRENav avec un facteur de confinement de $h/c = 1.28$. Dans le but de s'affranchir de cet effet de confinement, un deuxième domaine avec une hauteur égale à 10 fois la corde a été étudié (figure 3.3). Les domaines s'étendent sur 5 cordes en amont du profil et sur 10 cordes en aval du bord d'attaque du profil NACA 0012.

La vitesse d'écoulement à l'entrée de la veine est imposée à $V = 6.67 \text{ m/s}$ qui correspond à un nombre de Reynolds $Re = 10^6$ et la pression de référence en sortie de la veine est de $P = 0 \text{ Pa}$.

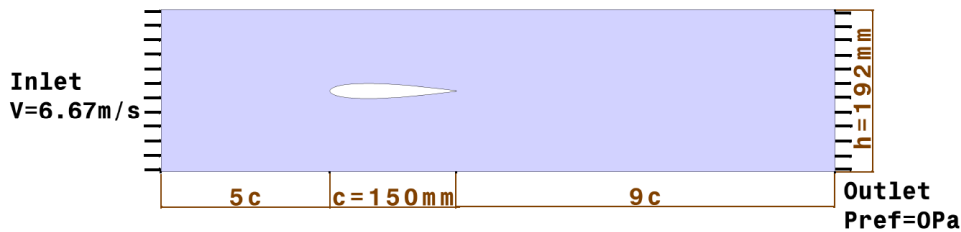


FIGURE 3.2 – Modélisation de la veine d'essais du tunnel hydrodynamique de l'IRENav et les conditions aux limites.

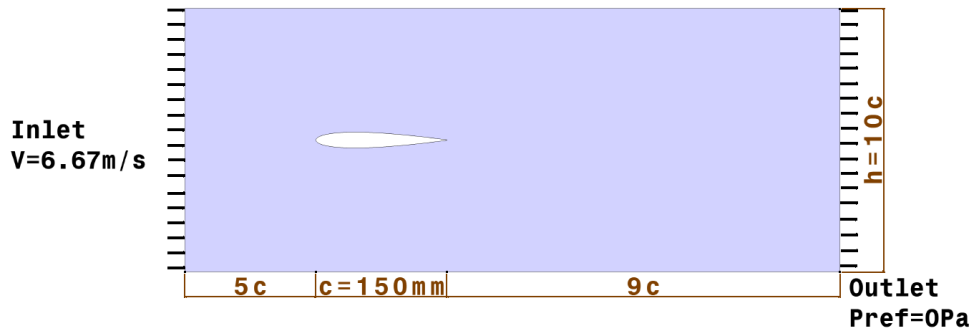
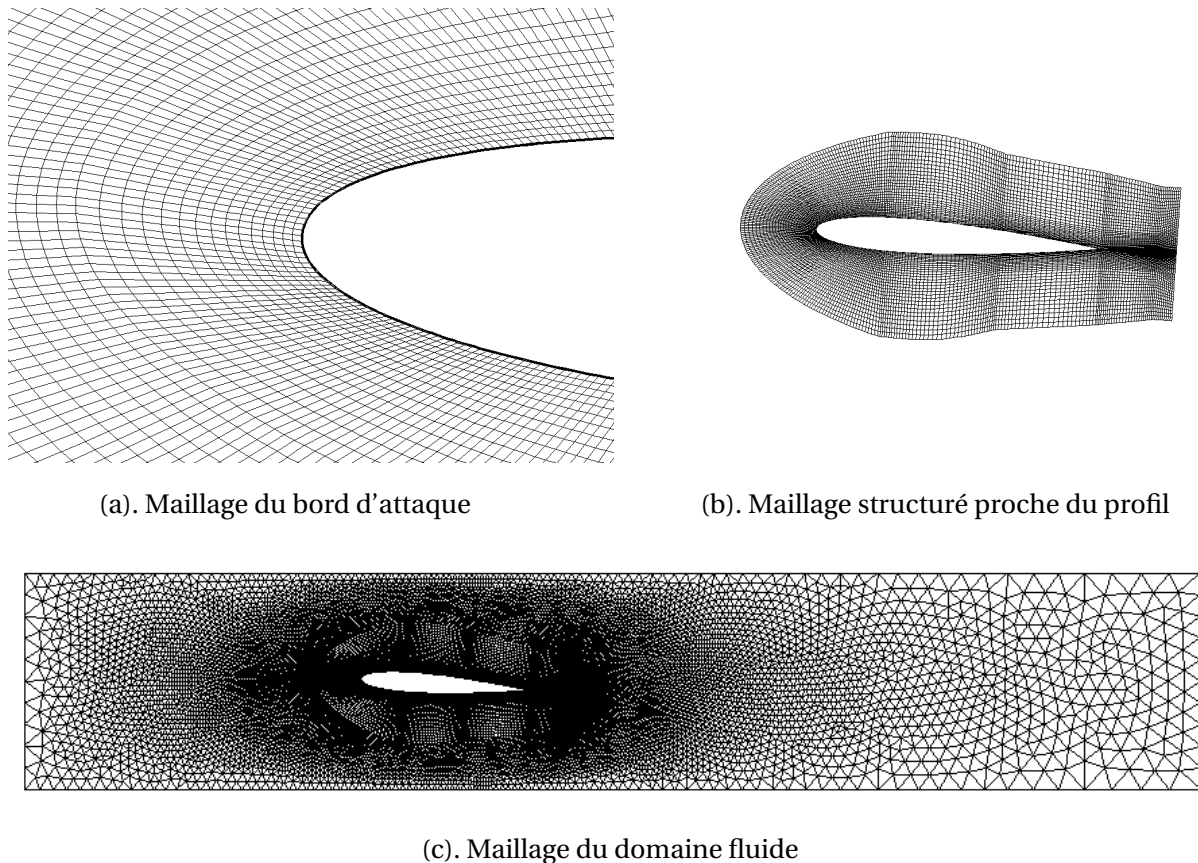


FIGURE 3.3 – Domaine fluide plus large pour analyser l'effet de confinement et les conditions aux limites procurées par la géométrie de la veine d'essai.

Les maillages des domaines fluides ont été réalisés à l'aide du logiciel Gambit. Ce dernier est connu pour sa précision et sa bonne qualité de maillage. Il génère des fichiers de maillage importables directement dans le code Fluent. Il permet aussi l'identification des conditions aux limites pour les simulations des écoulements. Sarraf [104] a analysé les effets du type, la taille et la densité du maillage pour démontrer qu'une combinaison d'un maillage hybride apporte de meilleurs résultats. Ce maillage hybride se compose de deux zones. La première zone est structurée en "C" autour du profil avec une zone de maillage de type couche limite. La deuxième zone correspondant au domaine extérieur est non structurée. Le maillage du domaine bidimensionnel avec une hauteur égale à celle de la veine d'essais comporte 117 320 cellules et le domaine plus large comporte 179 696 cellules. La zone proche paroi est discrétisée tout en respectant le critère $y^+ = \frac{\mu_\tau y}{\nu} \approx 1$ ce qui permet une résolution bas Reynolds. Avec $\mu_\tau = \sqrt{\tau_w/\rho}$, τ_w est la contrainte de cisaillement pariétal. Le maillage est raffiné au bord d'attaque afin de prédire précisément le point d'arrêt ainsi qu'au bord de fuite et dans le sillage proche de l'hydrofoil pour capter les lâchers tourbillonnaires qui ont un effet sur les distributions de pression à l'extrados et à l'intrados.

FIGURE 3.4 – Maillage du domaine fluide autour du profil NACA 0012 à une incidence de 4° .

3.1.3 Géométries des hydrofoils avec position d'épaisseur maximale à 35%, 40%, 45% et 50% de la corde

Le profil NACA 0012 possède une épaisseur relative maximale de 12% de la corde située à $29.8\%c$. A l'aide du module "Direct Foil Design", la position d'épaisseur maximale varie entre 35 et 50% de la corde avec un pas de 5% de la corde dans le but d'évaluer son impact sur les performances hydrodynamiques du profil de base. La figure 3.5 représente les formes 2D des profils NACA 0012 standard avec la position d'épaisseur relative reculée vers le bord de fuite de l'hydrofoil.

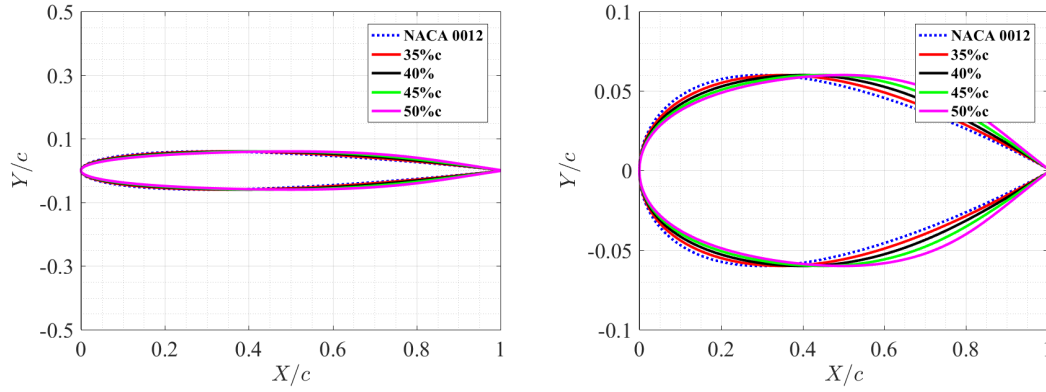
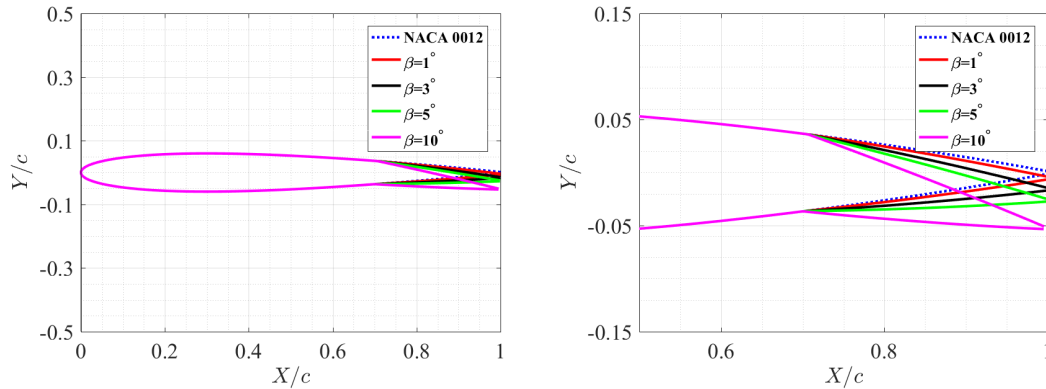


FIGURE 3.5 – Profils NACA 0012 avec position d'épaisseur maximale à 35%, 40%, 45% et 50% de la corde.

3.1.4 Géométries des hydrofoils avec volets de bord de fuite

Dans le but d'évaluer l'effet du volet de bord de fuite sur les performances hydrodynamiques, des profils ont été tracés dans design du profil de Xfoil. L'angle des volets de bord de fuite varie de 0° à 10° avec un pas de 1° . Pour une meilleure lisibilité, nous avons choisi de présenter uniquement les profils avec des volets de bord de fuite à 1° , 3° , 5° et 10° .

La figure 3.6 représente les géométries des profils avec volets. L'axe de rotation des volets de bord de fuite est positionné à 70% de la corde. La figure 3.6 à droite représente les volets de bord de fuite à $\beta = 1^\circ$, $\beta = 3^\circ$, $\beta = 5^\circ$ et $\beta = 10^\circ$.

FIGURE 3.6 – Géométries du profil NACA 0012 avec volet de bord de fuite à 70% de la corde et différents angles : $\beta = 1^\circ$, $\beta = 3^\circ$, $\beta = 5^\circ$ et $\beta = 10^\circ$.

3.1.5 Géométries des hydrofoils avec volets de bord d'attaque

L'effet de l'angle du volet de bord d'attaque sur les performances hydrodynamiques a aussi été analysé. Cet angle varie de 0° à 10° avec un pas de 1° . La figure 3.7 représente les sections de profil NACA 0012 avec des volets de bord d'attaque à 1° , 3° , 5° et 10° . La position de rotation des volets a

été fixée à 20% de la corde.

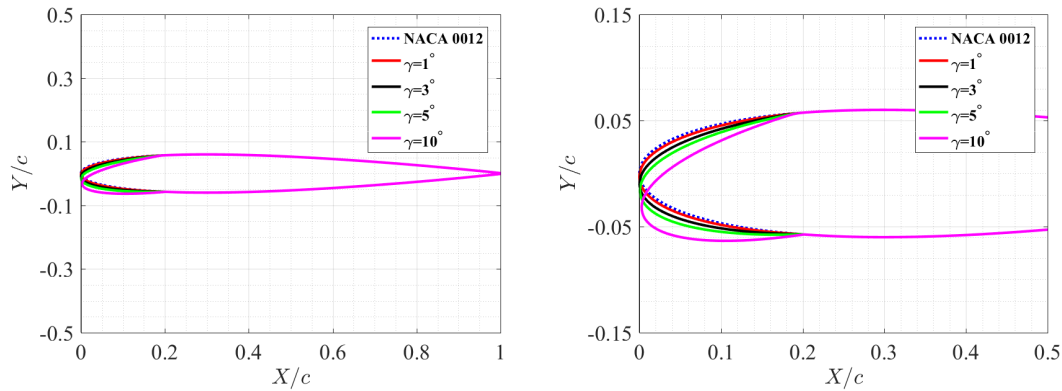


FIGURE 3.7 – Profil NACA12 avec un volet de bord d’attaque à 20% de la corde et différents angles : $\gamma = 1^\circ$, $\gamma = 3^\circ$, $\gamma = 5^\circ$ et $\gamma = 10^\circ$.

3.1.6 Géométries des hydrofoils avec des volets de bord d’attaque et de bord de fuite

Lors de l’analyse de l’influence de la combinaison des angles de volets de bord d’attaque et de bord de fuite, 121 géométries ont été étudiées. Les angles des volets de bord d’attaque et de bord de fuite varient entre 0° et $+10^\circ$ avec un pas de 1° . Les axes de rotation des volets ont été positionnés respectivement à 20% et 70% de la corde. La figure 3.8 représente les géométries des hydrofoils avec volets de bord de fuite et de bord d’attaque avec des combinaisons interdépendantes : $\gamma = \beta = 1^\circ$, $\gamma = \beta = 3^\circ$, $\gamma = \beta = 5^\circ$ et $\gamma = \beta = 10^\circ$.

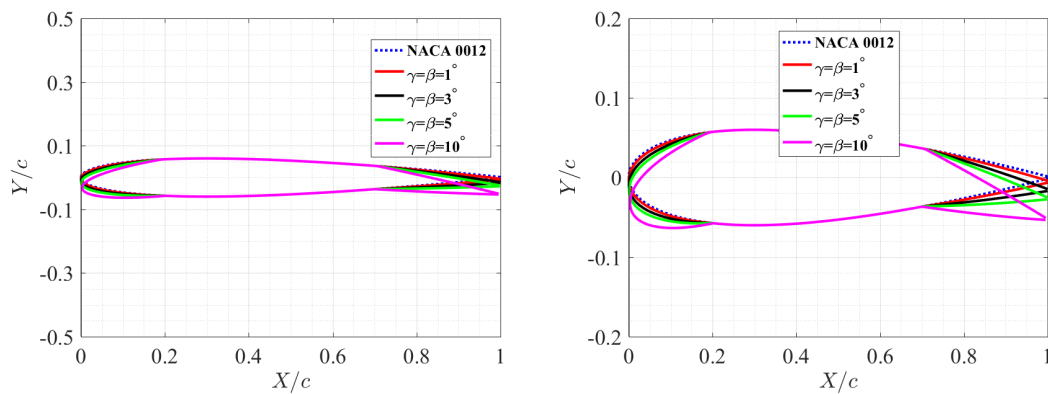


FIGURE 3.8 – Géométries du profil NACA 0012 avec un volet de bord d’attaque à $20\%c$ et un volet de bord de fuite à $70\%c$ et des angles : $\gamma = \beta = 1^\circ$, $\gamma = \beta = 3^\circ$, $\gamma = \beta = 5^\circ$ et $\gamma = \beta = 10^\circ$.

L’analyse des 121 géométries constitue une base de données importante qui peut être exploitée de différentes manières. Les volets de bord d’attaque et de bord de fuite sont très répandus en aérodynamique et essentiellement utilisés pour adapter la portance et la traînée en phases de décollage et d’atterrissage. En hydrodynamique navale, l’utilisation des volets est encore limitée. Nous nous

intéressons à l'élargissement du domaine sub-cavitant d'un hydrofoil et ces volets peuvent être une solution ce qui sera montré dans le chapitre 4.

Dans le cadre de cette thèse, nous cherchons le type et l'angle du ou des volets qui permettent pour un fonctionnement caractérisé par un coefficient de portance constant d'élargir le domaine sub-cavitant du profil NACA 0012 standard. Sur la base de ce critère, un algorithme a été développé et il est décrit en 3.1.7.

3.1.7 Algorithme d'optimisation du type et de l'angle du volet

L'exploitation des résultats des 121 combinaisons entre l'angle des volets de bord de fuite et de bord d'attaque a été réalisée à l'aide d'un algorithme d'optimisation développé dans le cadre de cette thèse. L'objectif est d'identifier la combinaison optimale qui permet pour un point de fonctionnement caractérisé par un coefficient de portance constant, d'élargir le domaine sub-cavitant. Cela signifie déterminer quelle est la combinaison des angles du volet de bord d'attaque et du volet bord de fuite qui apporte le meilleur gain en terme de critère de cavitation $-C_{pmin}$ pour un coefficient de portance constant.

L'algorithme présenté en figure 3.9 contient les polaires des différents calculs effectués ($Re = 10^6$ et $-10^\circ \leq \alpha \leq +10^\circ$). Notre choix s'est fixé sur un coefficient de portance $C_L = 0.5$ et des angles de volets compris entre $0^\circ \leq \beta \leq +5^\circ$ afin de pouvoir s'affranchir de l'effet de confinement lors de la validation expérimentale des résultats de cette optimisation.

Pour un coefficient de portance constant, l'algorithme d'optimisation itère sur les polaires du profil NACA 0012 avec un volet de bord de fuite pour déterminer l'angle β qui permet pour ce même C_L d'élargir le domaine sub-cavitant du profil NACA 0012 de base (meilleur $-\Delta C_{pmin}$). Ensuite, pour cet angle du volet de bord de fuite et le même coefficient de portance ($C_L = 0.5$), l'algorithme va itérer sur l'angle du volet de bord d'attaque pour déterminer la combinaison optimale (angles des volets bord d'attaque γ et bord de fuite β) qui donne le meilleur gain en $-\Delta C_{pmin}$.

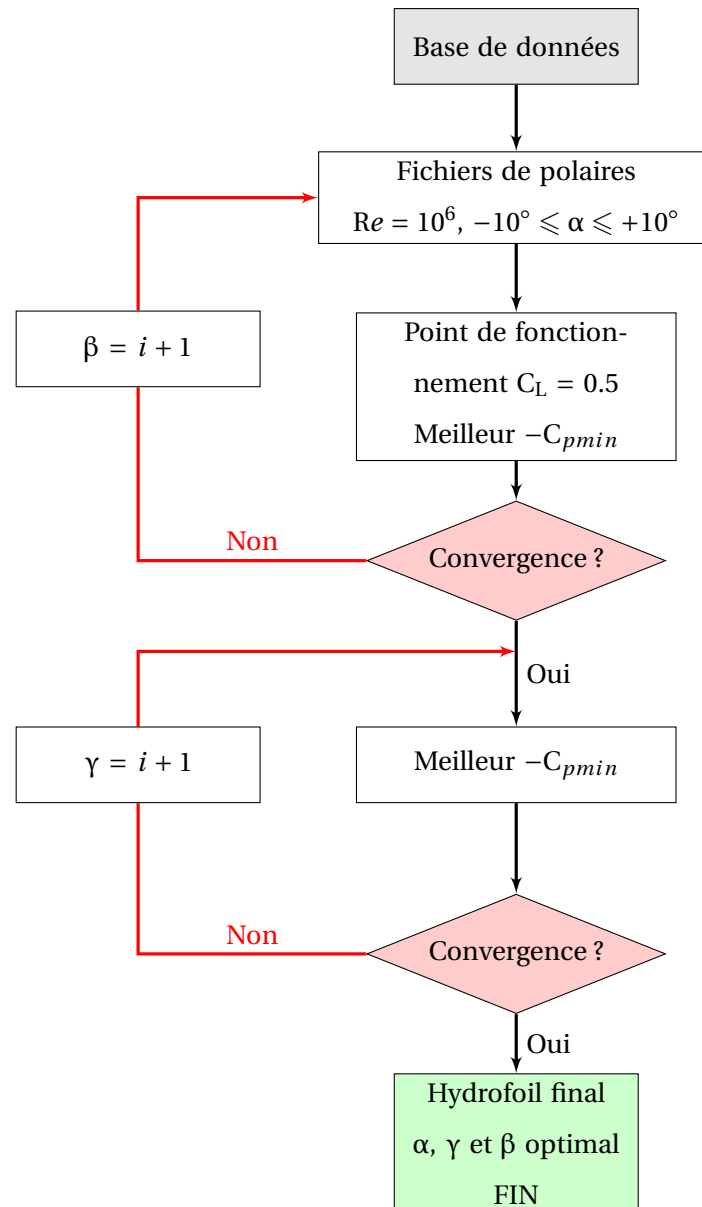


FIGURE 3.9 – Algorithme d’optimisation du type et de l’angle du volet pour un point de fonctionnement caractérisé par $C_L = 0.5$.

L’étude de l’écoulement autour d’un hydrofoil permet la détermination du paramètre le plus pertinent qui affecte les performances hydrodynamiques. La prise en compte de la réponse de la structure permettra d’exploiter la modification de la forme de l’hydrofoil pour qu’elle s’adapte à différents régimes d’écoulement. La prochaine section décrit un modèle numérique d’interaction fluide-structure d’un hydrofoil contrôlable par le pilotage de la pression dans sa cavité interne.

3.2 Outil numérique bidimensionnel de l'étude de l'interaction fluide-structure

L'approche numérique consiste à créer un modèle IFS 2D pour étudier l'effet de la pression dans la cavité interne sur la réponse structurelle des sections de l'hydrofoil déformable ainsi que son impact sur les performances hydrodynamiques. Le code potentiel-couche limite Xfoil [31] a été couplé avec le code éléments finis ANSYS Mechanical à l'aide d'un algorithme écrit en langage Python.

3.2.1 Algorithme de couplage fluide-structure (Xfoil-ANSYS Mechanical)

L'algorithme IFS est basé sur une méthode itérative de chaînage entre les deux solveurs et sous l'hypothèse de petites perturbations. La figure 3.10 décrit l'algorithme de couplage fluide-structure.

L'algorithme IFS est initialisé par un calcul structure pour lequel l'hydrofoil ($i = 1$) n'est soumis qu'à une pression dans sa cavité. Les déplacements obtenus conduisent à un nouvel hydrofoil ($i = i + 1$). Ensuite, l'écoulement visqueux autour de ce nouvel hydrofoil est résolu. La pression hydrodynamique externe résultant de la distribution de C_p est appliquée pendant la résolution de la structure. Le problème est résolu par une méthode itérative jusqu'à ce que la convergence sur le déplacement maximal U_{max} et le coefficient de portance C_L soit atteinte. La convergence vers l'équilibre de l'hydrofoil est obtenue après un nombre restreint d'itérations (3 à 4) montrant que la méthode développée dans ce travail présente un avantage par rapport aux méthodes avancées CFD-CSD qui nécessitent des temps de calcul très importants.

Dans une première approche, l'hydrofoil est modélisé par un matériau homogène équivalent. Sur la base des mesures du déplacement pour différentes pressions dans la cavité et la calibration du modèle-mesure, le module d'Young équivalent utilisé dans le calcul a été fixé à $E = 70\,000$ MPa et le coefficient de Poisson équivalent à $\nu = 0.34$.

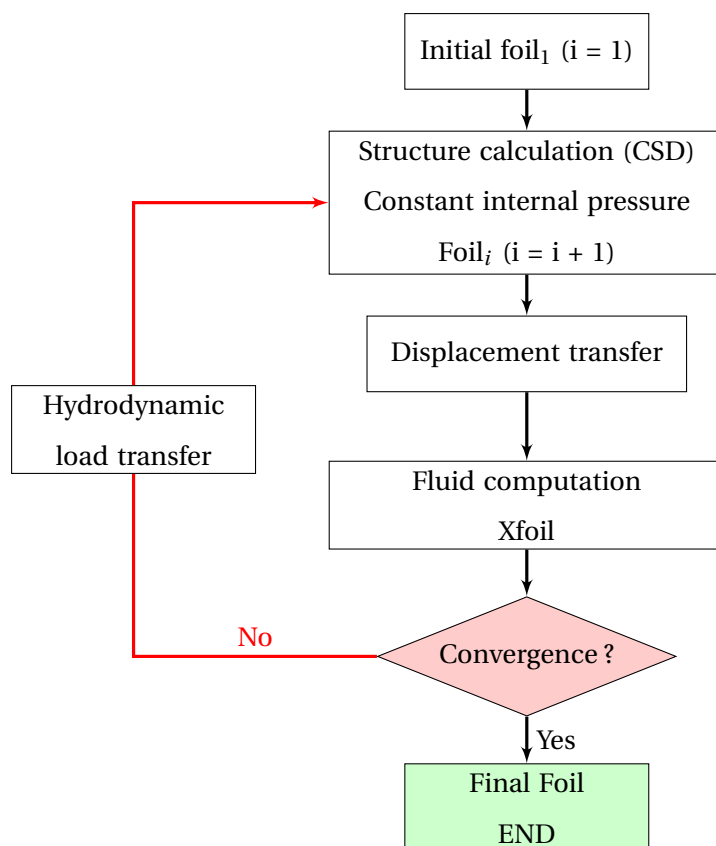


FIGURE 3.10 – Algorithme de couplage fluide-structure d'un hydrofoil contrôlable par une pression interne.

3.2.2 Résolution du fluide

L'écoulement autour de l'hydrofoil est résolu en utilisant le modèle fluide parfait-couche limite de Xfoil décrit en 3.1.1. Les calculs ont été effectués pour un nombre de Reynolds $Re = 0.75 \cdot 10^6$ qui correspond à une vitesse d'écoulement de 5 m/s et des angles d'incidence compris entre -4° et $+4^\circ$.

3.2.3 Résolution de la structure

Le modèle numérique de la structure de l'hydrofoil est calculé par ANSYS Mechanical en utilisant ANSYS APDL (Ansys Parametric Design Language) avec des éléments solides selon la conception préliminaire de l'hydrofoil. Le script APDL original a été modifié pour gérer les changements de géométrie et les maillages distincts. Les éléments solides PLANE183 en contraintes planes sont utilisés pour mailler la géométrie de l'hydrofoil (figure 3.11). Les conditions aux limites sont l'encastrement au niveau de la mèche située à 25% de la corde et une pression répartie sur les parois de la cavité interne.

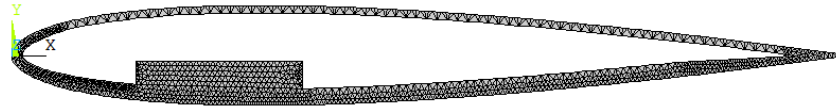
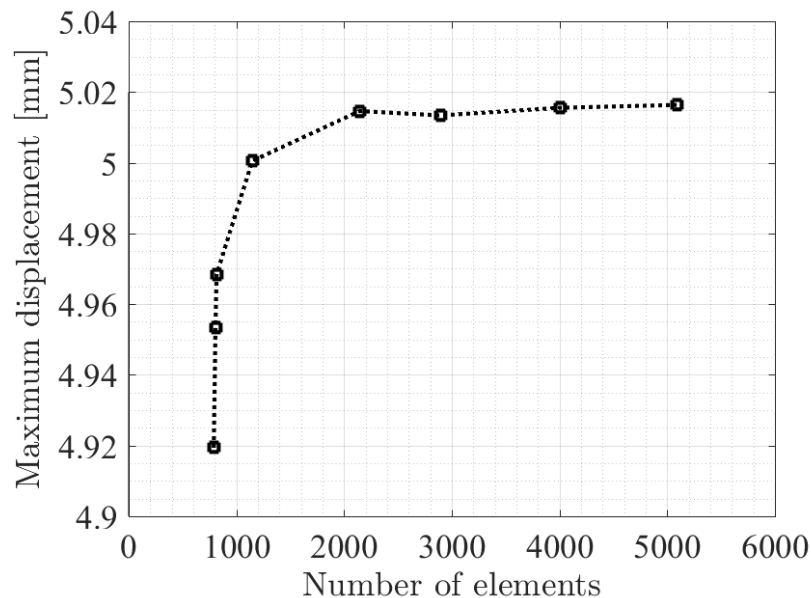


FIGURE 3.11 – Maillage de la section du profil déformable NACA 0012.

La sensibilité du déplacement maximum au nombre d'éléments a été analysée afin de déterminer le nombre de mailles à partir duquel le déplacement maximum ne varie plus. L'évolution du déplacement maximum en fonction du nombre d'éléments est représentée en figure 3.12. Cette figure montre que le déplacement maximum converge pour un maillage constitué de 2100 éléments environ (2144 éléments exactement).

FIGURE 3.12 – Convergence du déplacement maximum par rapport au nombre d'éléments de maillage, $\Delta P = 0.24$ bar.

3.3 Analyse structurale de l'hydrofoil déformable en composite (ANSYS Composite PrepPost (ACP))

La prise en compte du matériau composite lors de la modélisation aura pour avantage, une meilleure prédiction de la réponse structurale de l'hydrofoil. La prise en compte des propriétés du composite (épaisseur et orientation) aide à la conception de l'hydrofoil déformable.

3.3.1 Rappel sur les matériaux composites

Les matériaux composites, et plus particulièrement les stratifiés constitués de fibres de verre ou de carbone et de matrices polyesters ou époxydes sont connus pour leur excellente résistance mécanique associée à une masse faible. C'est pourquoi nous les trouvons fréquemment dans des domaines d'utilisation tels que le nautisme et l'aéronautique. Ils nécessitent toutefois de construire le matériau et la structure en même temps car il faut faire le choix des fibres et de la matrice des plis, ainsi que de l'orientation des fibres de renfort. Quelques manuels de référence [52], [47] et [18] présentent largement les matériaux et les modèles de comportement des structures stratifiées. Dans le domaine qui nous intéresse ici, nous pourrions se référer à Pernod ([97]) qui a employé les matériaux composites pour développer ses profils hydrodynamiques.

Les chercheurs et ingénieurs combinent la mécanique des fluides et les matériaux composites en modélisant ces derniers comme des poutres capables de fléchir tout en subissant un gauchissement (vrillage), permettant ainsi de coupler la portance et les efforts hydrodynamiques. Nous recherchons ici à utiliser les composites comme des coques déformables. Il s'agit ainsi de maîtriser leur déformabilité selon l'architecture globale de la technologie développée. Dans ce contexte, les modèles analytiques sont très peu nombreux et généralement trop simplistes pour nos besoins. Nous opterons ainsi pour une approche par éléments finis.

3.3.2 Modélisation du comportement mécanique des matériaux composites

Modéliser le comportement élastique des matériaux composites permet de prédire avec précision les performances des structures.

Nous adoptons ici une méthode de représentation de la structure pli par pli : cette méthode permet la modélisation des coques minces ou épaisses en utilisant des éléments de type coque. Nous en déduisons les déformations et les contraintes au sein de chaque pli du composite.

Afin de modéliser les plis constituant l'hydrofoil, le logiciel ANSYS et son module ACP(Prepost) ont été utilisés pour l'étude structurelle de l'hydrofoil en composite. Cette étude a pour objectif de mettre en place une chaîne de calcul IFS avec prise en compte des propriétés des composites. Dans un premier temps, l'étude structurelle de l'hydrofoil a été conduite afin de calibrer un modèle numérique à partir des mesures expérimentales réalisées lors des essais en air. Il consiste à déterminer les propriétés des joints de colle utilisés pour rendre le profil étanche. Le module ACP d'ANSYS se compose de deux parties, ACP(Pre) où les propriétés mécaniques du stratifié, la géométrie et le maillage sont renseignés et la partie configuration (Setup) où nous assignons des couches de matériaux aux surfaces de l'hydrofoil. La deuxième partie est ACP(Post) qui permet l'analyse des contraintes, des déplacements et des déformations sur chacune des couches du stratifié.

3.3.3 Description du modèle composite d'ANSYS et modélisation de l'hydrofoil déformable

La géométrie du profil déformable a été créée dans le logiciel de conception assistée par ordinateur (CAO) Catia. Elle est importée dans le module géométrie de ANSYS ACP(Pre). Elle comporte les parties surfaciques de l'hydrofoil qui serviront à définir les couches du composite. Ces surfaces ont été maillées à l'aide des éléments quadratiques du type SHELL281. Ce dernier est un élément de type coque mince qui est très utilisé pour les études des matériaux composites. Il a 8 nœuds avec six degrés de liberté à chaque nœud (figure 3.13).

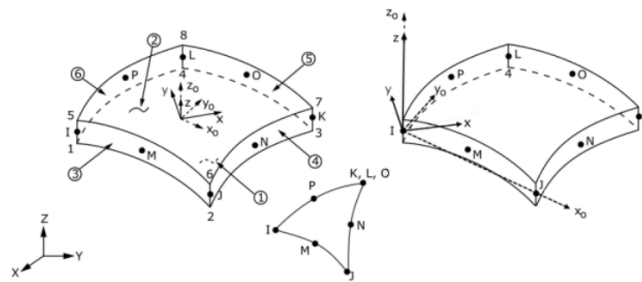


FIGURE 3.13 – Élément finis utilisé pour modéliser l'hydrofoil déformable, SHELL281.

L'élément SHELL281 correspond à une formulation de Kirchhoff-Love avec l'approche de la théorie classique de stratification (CLT : Classical Laminate Theory) qui a été appliquée avec succès à l'analyse des plaques composites, particulièrement pour les plaques minces. La modélisation des stratifiés par cette théorie permet la détermination de l'état plan de contrainte de chaque pli constituant l'hydrofoil.

Nous rappelons ci-dessous les hypothèses de la théorie de Kirchhoff-Love et qui sont décrites par Zara dans [132] :

- le plan moyen est initialement plan, c'est-à-dire qu'il ne présente pas de courbure ;
- le plan moyen ne subit pas de déformation dans son plan, c'est-à-dire que nous ne considérons que le déplacement transversal (noté W) des points du plan moyen ;
- les sections normales au plan moyen restent normales lors de la déformation, c'est-à-dire que nous négligeons les déformations liées au cisaillement ;
- l'épaisseur du stratifié est faible, c'est-à-dire que dans la direction de l'épaisseur, la déformation est libre impliquant que les contraintes dans cette direction peuvent être négligées ;
- et nous nous plaçons en petites déformations.

Les hypothèses ci-dessous s'ajoutent à celles de la théorie de Kirchhoff-Love citées précédemment :

- les déformations et les déplacements sont linéaires à travers l'épaisseur du stratifié ;

- le stratifié est mince et il est chargé dans son plan (contraintes planes), la contrainte hors plan (normale) étant nulle;
- les plis sont parfaitement liés entre eux et aucun glissement ne se produit entre les interfaces du stratifié;
- la déformation normale transversale ϵ_z est négligeable par rapport aux déformations dans le plan ϵ_x et ϵ_y .

Contrainte-déformation pour contrainte plane dans un stratifié

La relation contraintes-déformations doit prendre en considération la matrice de rigidité complète car les contraintes (σ et τ) et les déformations (ϵ et γ) sont couplées à σ_1 et/ou σ_2 dans les deux directions principales. Avec les hypothèses citées précédemment, nous arrivons à la relation contraintes-déformations donnée en équation 3.14 ([94]) :

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

avec : $Q_{11} = \frac{E_1}{1-\nu_{12}\nu_{21}}$, $Q_{22} = \frac{E_2}{1-\nu_{12}\nu_{21}}$, $Q_{12} = \frac{\nu_{12}E_2}{1-\nu_{12}\nu_{21}} = \frac{\nu_{21}E_1}{1-\nu_{12}\nu_{21}}$, $Q_{66} = G_{12}$

où Q_{ij} représente la matrice de rigidité dans l'axe principal.

Dans la partie configuration de ANSYS ACP(Pre), les stratifiés de l'hydrofoil, leurs épaisseurs ainsi que leurs orientations sont définies. La première étape consiste en la création des tissus ainsi que la définition de leurs épaisseurs et orientations. Ces tissus permettent de créer l'architecture du stratifié qui est définie en théorie comme un nombre de plis n et chaque pli a son épaisseur de t_k . L'épaisseur du stratifié aura alors une épaisseur nommée h dans ce cas et qui est définie par l'équation 3.15 :

$$h = \sum_{k=1}^n t_k \quad (3.15)$$

Ensuite, les différentes couches du stratifié seront assignées aux surfaces spécifiques de l'hydrofoil. Pour pouvoir assigner les différentes couches du stratifié, il faut définir des systèmes de coordonnées locaux (rosettes) pour les différentes sections de l'hydrofoil. Le maillage de l'hydrofoil déformable en composite est présenté en figure 3.14. Le repère local de la paroi déformable est défini en figure 3.14. La figure 3.15 montre un exemple de système de coordonnées pour un des deux joints en silicone. Afin de pouvoir orienter les couches du composite, une direction de référence doit être assignée à chacune des parties de l'hydrofoil. Cette direction va de la paroi externe de l'hydrofoil vers l'intérieur. Dans cette étude, l'axe X du système de coordonnées local sélectionné est considéré comme direction de référence du stratifié.

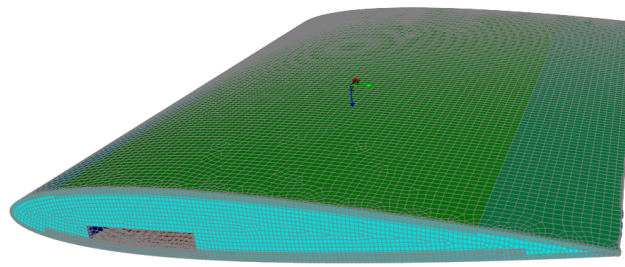


FIGURE 3.14 – Modélisation de l'empilement de l'hydrofoil dans ANSYS ACP(Pre).

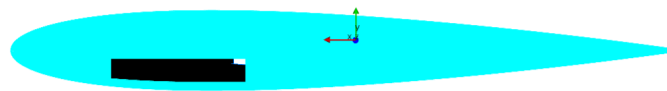


FIGURE 3.15 – Repère local des parois en silicone.

La figure 3.16 représente le maillage des élastomères utilisés pour assurer l'étanchéité de la cavité interne de l'hydrofoil. Nous reviendrons avec plus de détails sur ces joints dans le chapitre 5 en partie 5.2.

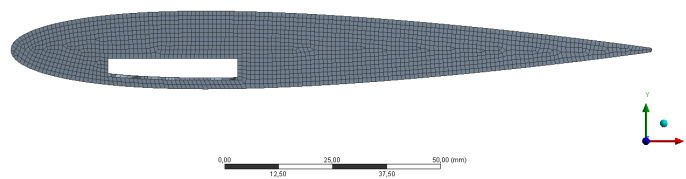


FIGURE 3.16 – Maillage des joints d'étanchéité de l'hydrofoil déformable.

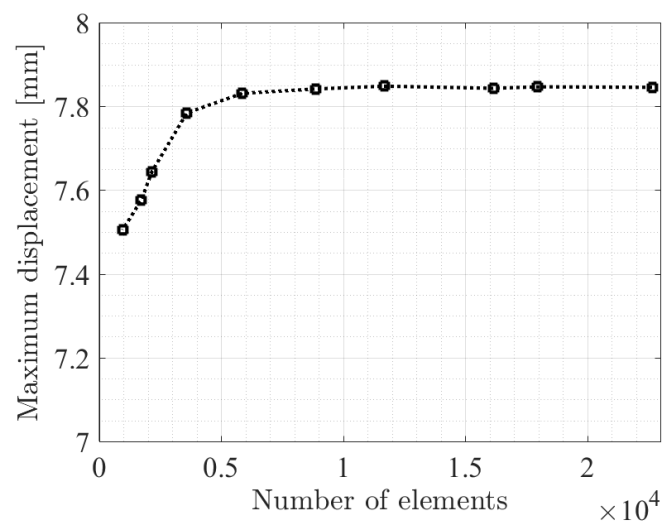
Les propriétés des tissus de carbone ainsi que celles des fibres de verre utilisés lors de la fabrication de l'hydrofoil ont été déterminées à partir des essais en flexion trois points (annexe A) ainsi qu'avec la calibration du modèle numérique sur les mesures expérimentales. Le tableau 3.2 résume les propriétés des composites utilisées lors de l'étude numérique de l'hydrofoil déformable.

	Unités	Tissus de carbone à [0°/90°]	Fibres de verre à 45°
Grammage	g/m ²	280	200
Epaisseur des plis	mm	0.51	0.28
Module de Young longitudinal E ₁₁	MPa	23 000	9 000
Module de Young transverse E ₂₂	MPa	23 000	9 000
Module de cisaillement G ₁₂	MPa	2 500	3 000
Module de cisaillement G ₁₃	MPa	190	970
Module de cisaillement G ₂₃	MPa	180	500
Coefficient de Poisson ν_{12}	-	0.35	0.1

TABLEAU 3.2 – Propriétés des matériaux composites utilisés pour la fabrication de l'hydrofoil déformable.

3.3.4 Convergence en maillage structure

L'étude de la sensibilité au maillage a été basée sur l'évolution du déplacement maximal en fonction de nombre d'éléments (figure 3.17). La taille des éléments selon l'envergure et les parois en silicone a été modifiée. Il est noté qu'à partir de 16149 éléments, la variation du déplacement maximum est quasi nulle. L'écart est de l'ordre de 0.0027 mm qui correspond à 0.0018%*c*.

FIGURE 3.17 – Convergence du déplacement maximal de la paroi déformable pour un chargement $\Delta P = 0.24$ bar.

3.3.5 Analyse des résultats numériques

Une fois que la solution est obtenue, le fichier de résultats sera importé dans le module ACP(Post). Ce module permet d'analyser le champ de déplacement d'ensemble et la distribution des contraintes

dans chaque pli.

Un exemple des résultats du champ de déplacement vertical de la paroi déformable est représenté en figure 3.18.

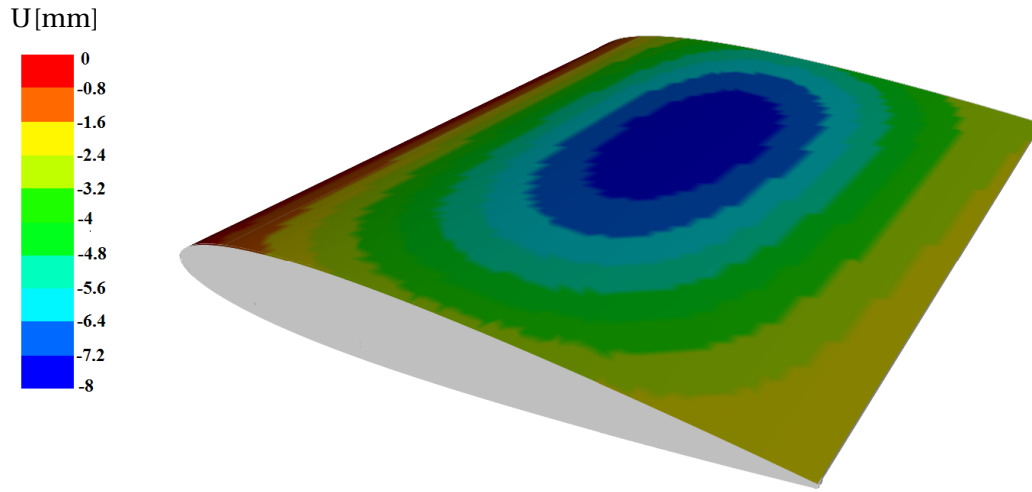


FIGURE 3.18 – Champ de déplacement dans la direction verticale Y de la paroi déformable, $\Delta P = 0.415$ bar.

3.4 Etude de l'interaction fluide-structure d'un hydrofoil déformable

L'interaction fluide-structure de l'hydrofoil déformable 3D consiste en l'échange des pressions et des déplacements entre le fluide et la structure. Dans le cadre de cette thèse, l'interaction fluide-structure a été résolue à l'aide d'un couplage fort entre les codes structure ANSYS Mechanical et le code Fluent tout en utilisant une loi de comportement composite pour la partie structure. Le couplage est assuré à l'aide du module couplage de système d'ANSYS Workbench.

3.4.1 Résolution numérique d'un problème couplé fluide-structure

Le problème IFS a été résolu à l'aide de calcul couplé implicite portant sur le déplacement maximum de l'hydrofoil. Les calculs sont menés à une vitesse d'écoulement $V = 5$ m/s qui correspond à un nombre de Reynolds de $0.75 \cdot 10^6$ et un angle d'incidence $\alpha = 4^\circ$.

L'étude de l'interaction fluide-structure d'un hydrofoil en composite sous un chargement hydrodynamique consiste à résoudre d'une part les équations de la structure et d'autre part les équations de l'écoulement. Prenons le cas de la figure 3.19. Le domaine Ω_S représente le domaine de la structure, Ω_F représente le domaine fluide et Γ est l'interface entre le domaine fluide et le domaine structure.

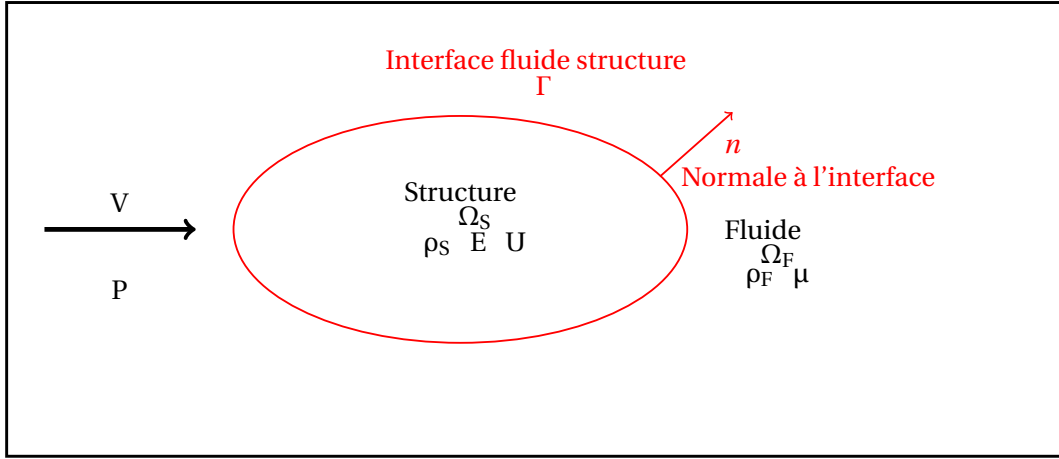


FIGURE 3.19 – Structure élastique immergée dans un fluide.

avec ρ_s et ρ_F qui sont les densités de la structure et du fluide respectivement, V , P et μ les propriétés physiques du fluide et U le déplacement de la structure.

L'équilibre de la structure est décrit en utilisant l'équation 3.16.

$$\sigma_{ij} + \rho_s f_i = \rho_s \dot{v}_i \quad (3.16)$$

Avec : σ_{ij} et f_i qui sont les composantes du tenseur de contrainte et de la force du domaine solide respectivement et v_i représentent les composantes du champ de déplacement. σ_{ij} peut être obtenu à partir de l'équation constitutive du matériau. Le tenseur des déformations ϵ_{ij} est donné par l'équation 3.17

$$\epsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (3.17)$$

Sous l'effet de la pression interne et du chargement hydrodynamique, l'hydrofoil subit des déformations significatives. Par conséquent, les non-linéarités géométriques doivent être prises en compte ainsi que la forme non linéaire des équations en utilisant la théorie linéaire des stratifiés ([18], [52] et [47]).

La résolution du problème consiste dans la résolution des équations de Navier-Stokes décrite en 3.1.2 (équation 3.7). Ces équations sont résolues dans le logiciel Fluent avec activation du modèle de turbulence $k - \omega$ SST.

Lors de la modélisation de l'IFS d'une structure déformable et pour résoudre les problèmes liés aux limites mobiles, la définition de la déformation du maillage est un élément très important. A chaque itération, une fois que la nouvelle position de la structure est calculée à partir du solveur structure, le maillage fluide doit être déformé pour se conformer à la nouvelle géométrie de la structure. Dans le logiciel Fluent, le modèle de déformation du maillage ou maillage dynamique est défini par un paramètre de diffusion (équation 3.18). La raideur du maillage en un nœud nommée λ_d permet de gérer l'amplitude de la déformation du domaine fluide. La déformation de l'ensemble du

maillage fluide dépend de la taille des cellules. En effet, plus une cellule est petite, plus son déplacement est faible. Le but est de répartir la déformation à travers le maillage et d'assurer la convergence du calcul.

$$\lambda_d(X) = \frac{1}{d(X)^m} \quad (3.18)$$

Avec d distance à la paroi.

3.4.2 Maillage du domaine fluide et conditions aux limites

La figure 3.20 représente les dimensions et les conditions aux limites du domaine fluide. Ce domaine fluide a les mêmes largeurs et hauteurs que la veine d'essais du tunnel hydrodynamique (192 mm), pour que les niveaux de confinement des calculs et des essais soient identiques.

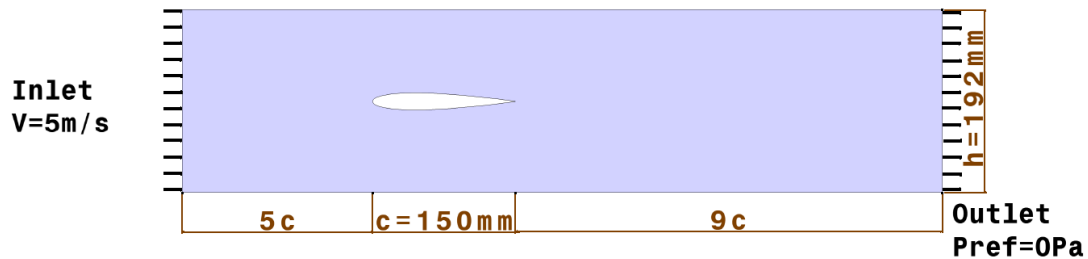


FIGURE 3.20 – Domaine fluide et les conditions aux limites.

Le même type de maillage que celui décrit en 3.1.2 a été utilisé avec 10 mailles selon l'envergure. Le domaine fluide se compose de plus de 310 000 mailles.

3.4.3 Post-traitement des résultats de l'interaction fluide-structure

Le problème couplé est résolu par une méthode itérative et la convergence des calculs couplés est considérée lorsque le déplacement maximum de l'hydrofoil et les forces de pression ne varient plus. Ensuite, les champs de pression dans le domaine fluide ainsi qu'autour de l'hydrofoil sont analysés. Ces calculs permettent également de calculer les coefficients hydrodynamiques ainsi que l'analyse du champ de déplacement et les distributions de contraintes dans les plis du composite. Le module du post-traitement permet aussi d'extraire les sections de l'hydrofoil déformé à des endroits différents selon l'envergure. Les résultats de cette partie seront présentés dans le chapitre 5.

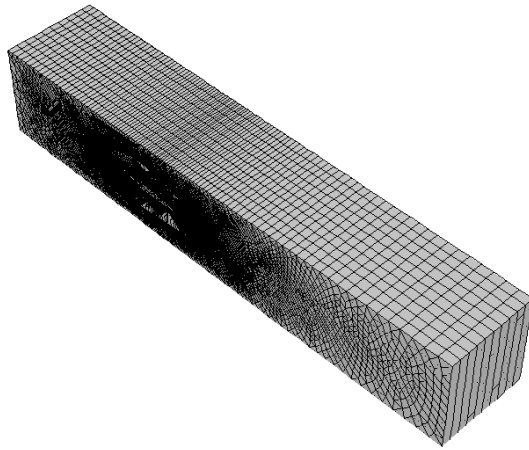


FIGURE 3.21 – Maillage du domaine fluide à $\alpha = 4^\circ$.

3.5 Synthèse du chapitre

Le chapitre "approches numériques" décrit les différents modèles physiques choisis et les méthodes numériques utilisées dans le cadre de ces travaux.

- Le modèle fluide parfait avec couche limite qui permet de prédire les performances d'un hydrofoil avec un avantage de rapidité par rapport aux calculs CFD qui nécessitent un temps de résolution beaucoup plus important.
- Le modèle CFD fluide visqueux du logiciel commercial Fluent pour l'étude de l'interaction fluide-structure d'un hydrofoil déformable.

Ensuite, il décrit une étude paramétrique. Elle consiste en l'étude de l'impact de la variation de quelques paramètres géométriques sur les coefficients hydrodynamiques et sur le critère d'apparition de la cavitation.

Ce chapitre décrit également l'algorithme de couplage fluide-structure développé dans le cadre de ce projet. Cet algorithme consiste en l'étude de la réponse structurelle d'un hydrofoil déformable et contrôlable par le pilotage de la pression interne ainsi que la prédiction de ses performances hydrodynamiques. Le couplage a été effectué via un code développé sous le langage Python et il se base sur le couplage du code Xfoil pour la résolution du fluide et ANSYS Mechanical qui utilise la méthode des éléments finis pour l'étude de la structure.

La modélisation des structures en composites nécessite la mise en place d'un modèle numérique qui prend en compte les propriétés du composite (épaisseurs et orientations). Pour cela un modèle numérique est développé sous ANSYS et décrit dans le présent chapitre. Ce modèle permet d'analyser la réponse structurelle d'un hydrofoil 3D en composite déformable sous l'effet de la pression dans sa cavité interne. Enfin un modèle de couplage fluide-structure d'un hydrofoil en composite est décrit.

Chapitre 4

Hydrofoils avec volets

Dans le but d'élargir le domaine de fonctionnement d'un hydrofoil, des technologies innovantes sont en cours de développement. Dans un premier temps, il est nécessaire de définir les paramètres les plus pertinents qui affectent les performances hydrodynamiques d'un hydrofoil ou qui repoussent l'apparition de la cavitation. Nous analyserons dans ce chapitre l'effet de la position de l'épaisseur maximale et l'angle des volets de bord d'attaque et de bord de fuite sur les coefficients hydrodynamiques et sur le critère d'apparition de la cavitation ($-C_{pmin}$).

La validation expérimentale des prédictions numériques nécessite la fabrication d'un hydrofoil avec un système de motorisation pour le calage des angles des volets de bord d'attaque et de bord de fuite. Ce système de calage a fait l'objet d'une étude afin de mettre en place un système de pilotage des angles des volets tout en respectant les contraintes hydrodynamiques (état de surface) et les limites du tunnel hydrodynamique de l'IRENav (corde et envergure). Cette étude n'était pas l'objectif principal de cette thèse d'où le recours à l'impression 3D pour la fabrication des profils quasi-rigides avec des volets de bord d'attaque et de bord de fuite imposés et figés pour valider les études numériques.

Ce chapitre présente les résultats de l'étude intermédiaire pour la mise en place d'un concept de contrôle du domaine de fonctionnement d'un hydrofoil qui sera présenté dans le chapitre 5. Il contient les résultats de l'étude paramétrique décrite en 3.1. Cette étude a été effectuée avec le code potentiel-couche limite Xfoil dans un écoulement caractérisé par un nombre de Reynolds 10^6 . Ceci conduit à s'interroger sur deux points; le code Xfoil

- *est-il suffisamment fiable pour prédire les performances hydrodynamiques d'un hydrofoil avec volets?*
- *Quelles sont les limites de Xfoil pour prédire les performances hydrodynamiques d'un foil?*

Sur la base des résultats de la méthode des volumes finis "Fluent" et une étude bibliographique, la partie 4.1 aura pour but d'apporter des réponses à ces questions.

Ensuite, les évolutions des coefficients hydrodynamiques (C_L , C_D , C_M et C_L/C_D) en fonction de

l'angle d'incidence et des différents paramètres géométriques cités en 3.1 sont présentées dans la partie 4.2. Cette dernière aura pour objectif de répondre aux questions principales ci-dessous.

- ***Quel est le paramètre le plus pertinent qui permet d'augmenter le coefficient de portance ?***
- ***Quel est le paramètre adéquat qui permet d'élargir le domaine sub-cavitant ?***
- ***Y a-t-il une caractéristique géométrique qui permet d'augmenter le coefficient de portance d'un hydrofoil et d'élargir son domaine sub-cavitant ?***

L'étude paramétrique de l'effet de la position de l'épaisseur maximale et de l'angle des volets de bord d'attaque et du bord de fuite permet de créer une base de données très importante. Cette base de données contient les polaires des 121 combinaisons des angles de volets. La validation expérimentale de ces résultats passe par un algorithme d'optimisation décrit en 3.1.7. Cet algorithme a pour but de définir pour un point de fonctionnement caractérisé par un C_L constant, les angles des volets du bord d'attaque et du bord de fuite qui apportent le meilleur gain en termes de cavitation $-C_{pmin}$. Nous avons choisi dans le cadre de cette thèse de s'intéresser à un point de fonctionnement caractérisé par un $C_L = 0.5$. L'algorithme d'optimisation montre que l'hydrofoil équipé de volet de bord d'attaque à $\gamma = 3^\circ$ et de volet de bord de fuite à $\beta = 5^\circ$ permet l'élargissement du domaine sub-cavitant. Les hydrofoils fabriqués en impression 3D sont testés dans le tunnel hydrodynamique et les résultats sont présentés en 4.3.

Sommaire

3.1 Modèles numériques	73
3.1.1 Description du modèle fluide parfait avec couche limite	73
3.1.2 Résolution du problème fluide visqueux	75
3.1.3 Géométries des hydrofoils avec position d'épaisseur maximale à 35%, 40%, 45% et 50% de la corde	79
3.1.4 Géométries des hydrofoils avec volets de bord de fuite	80
3.1.5 Géométries des hydrofoils avec volets de bord d'attaque	80
3.1.6 Géométries des hydrofoils avec des volets de bord d'attaque et de bord de fuite	81
3.1.7 Algorithme d'optimisation du type et de l'angle du volet	82
3.2 Outil numérique bidimensionnel de l'étude de l'interaction fluide-structure	84
3.2.1 Algorithme de couplage fluide-structure (Xfoil-ANSYS Mechanical)	84
3.2.2 Résolution du fluide	85
3.2.3 Résolution de la structure	85
3.3 Analyse structurelle de l'hydrofoil déformable en composite (ANSYS Composite PrepPost (ACP))	86
3.3.1 Rappel sur les matériaux composites	87
3.3.2 Modélisation du comportement mécanique des matériaux composites	87
3.3.3 Description du modèle composite d'ANSYS et modélisation de l'hydrofoil déformable	88

3.3.4	Convergence en maillage structure	91
3.3.5	Analyse des résultats numériques	91
3.4	Etude de l'interaction fluide-structure d'un hydrofoil déformable	92
3.4.1	Résolution numérique d'un problème couplé fluide-structure	92
3.4.2	Maillage du domaine fluide et conditions aux limites	94
3.4.3	Post-traitement des résultats de l'interaction fluide-structure	94
3.5	Synthèse du chapitre	96

4.1 Vérification et validation du code de calcul Xfoil

Le code de calcul Xfoil a pour principal avantage sa capacité et simplicité à obtenir des solutions dans des conditions d'écoulement laminaire et turbulent. Il est aussi connu et apprécié pour la qualité de ses prédictions des efforts en cohérence avec les mesures et les simulations. Les résultats du modèle de transition $k - \omega$ SST et le code Xfoil ont été comparés par Gunel et al. ([51]) dans un écoulement à faibles nombres de Reynolds ($Re = 3 \cdot 10^5$ et $4 \cdot 10^5$). Ces prédictions numériques ont été comparées aux mesures expérimentales obtenues par Selig dans [108]. Ils ont montré qu'au-dessous de l'angle de décrochage, les coefficients de portance et de traînée ainsi que le rapport portance/traînée obtenus par Xfoil sont en bon accord avec les résultats de la CFD et les résultats expérimentaux.

Lafountain et al. ([72]) ont analysé la capacité de Xfoil à prédire les performances d'un profil de type NACA 2412 dans un écoulement à $Re = 5 \cdot 10^5$. Les résultats de ces simulations ont été comparés aux résultats de plusieurs autres logiciels ainsi qu'aux résultats expérimentaux donnés par la NASA ([57]). Ensuite, ils ont étudié la capacité de Xfoil à prédire les changements de performances apportés par le volet de bord de fuite du profil NACA 0009 dans un écoulement à haut nombre de Reynolds. La prédiction du coefficient de portance de Xfoil a été comparée aux résultats expérimentaux fournis par Sears ([107]). Il a été constaté que les résultats numériques de Xfoil sont cohérents avec les mesures.

Dans un premier temps, nous avons choisi d'évaluer les résultats fournis par Xfoil via la méthode des volumes finis en utilisant le logiciel "Fluent" et en activant le modèle de turbulence $k - \omega$ SST. Cette étude a pour objectif d'évaluer la capacité de Xfoil à prédire les performances d'un hydrofoil équipé d'un volet de bord d'attaque et d'un volet de bord de fuite. Plus tard, les prédictions de la méthode des panneaux seront comparées aux mesures expérimentales réalisées sur différents hydrofoils dans les mêmes conditions d'écoulement.

Le profil NACA 0012 équipé d'un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$ et d'un volet de bord de fuite $\beta = 5^\circ$ a été étudié numériquement à l'aide du logiciel Fluent. L'écoulement autour de ce profil à un nombre de Reynolds 10^6 et un angle d'incidence de 5° a été analysé. La distribution de pression autour du profil est présentée en figure 4.1 est comparée à celle obtenue par le code Xfoil dans les mêmes conditions d'écoulement avec un paramètre de transition $N_{crit} = 9$. A l'exception de l'écart au niveau du pic de C_p le résultat de Xfoil se compare très bien avec la distribution de C_p obtenue par la CFD. L'écart au niveau de $-C_{pmin}$ est de l'ordre de $\Delta C_p = 0.22$. Cet écart peut être expliqué par la façon dont la transition était prise en compte. Fluent considère que l'écoulement est entièrement turbulent et Xfoil prend en compte la transition qui a été forcée à 5% de la corde.

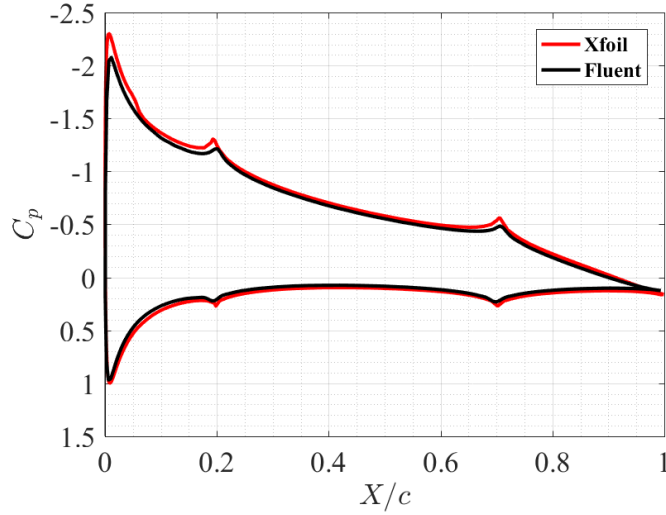


FIGURE 4.1 – Distribution du coefficient de pression obtenu par Xfoil et Fluent en fonction de X/c autour du profil NACA 0012 avec $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$, $X_{tr} = 0.05$ et $\alpha = 5^\circ$.

Le tableau 4.1 résume les coefficients hydrodynamiques obtenus par les deux méthodes (la méthode des panneaux et la méthode des volumes finis). De même que le coefficient de pression minimum, des écarts sont obtenus pour les coefficients de portance et de traînée. Ces écarts sont de l'ordre de 0.068 pour le coefficient portance et de l'ordre de 0.0016 pour le coefficient de traînée. En relatif, ces écarts sont calculés à l'aide de l'équation 4.1 et il est de l'ordre de 8.35% pour le coefficient de portance et autour de 10.88% pour le coefficient de traînée.

$$\begin{aligned}\Delta C_L(\%) &= (C_{LFluent} - C_{LXfoil}) / C_{LFluent} * 100 \\ \Delta C_D(\%) &= (C_{DFluent} - C_{DXfoil}) / C_{DFluent} * 100\end{aligned}\tag{4.1}$$

Méthode	C_L	C_D
Xfoil	0.8829	0.0131
Fluent	0.8148	0.0147
Ecart	0.0681	0.0016
Ecart [%]	8.35	10.88

TABLEAU 4.1 – Coefficients de portance et de traînée obtenus par les deux méthodes de calcul (panneaux et CFD), NACA 0012 avec $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$, $X_{tr} = 0.05$ et $\alpha = 5^\circ$.

Les dimensions du domaine fluide ont une influence sur les résultats donnés par le modèle Navier-Stokes (Fluent) ce qui engendre des différences des résultats par rapport à ceux donnés par le code potentiel-couche limite (Xfoil) car ce dernier considère le domaine fluide comme un milieu infini. Dans le but d'évaluer l'effet du domaine fluide sur la distribution du coefficient de pression et

les coefficients hydrodynamiques lors de la résolution des équations de Navier-Stokes dans Fluent, le domaine de résolution du fluide a été augmenté ($h/c = 10$). Ensuite, l'écoulement autour du profil NACA 0012 pour les deux domaines fluides décrits en 3.1.2 a été résolu pour un nombre de Reynolds de 10^6 et une incidence de $\alpha = 5^\circ$. Les résultats de ces deux simulations sont comparés à ceux donnés par un calcul potentiel-couche limite dans les mêmes conditions. La figure 4.2 représente la distribution du coefficient de pression en fonction de la corde (X/c) obtenue par Xfoil ainsi que celles obtenues par Fluent. Rappelons que "Fluent domain 1" est le domaine ayant les dimensions de la veine d'essais du tunnel hydrodynamique de l'IRENav et "Fluent domain 2" est le domaine avec une hauteur de 10 fois la corde. Cette figure met en évidence l'effet des dimensions du domaine fluide sur la distribution de pression autour de l'hydrofoil. La variation de la distribution du coefficient de pression provoque la variation des coefficients hydrodynamiques comme le montre le tableau 4.2. Le domaine ayant les mêmes dimensions que la veine d'essais engendre un écart relatif de 15.76% sur le coefficient de portance calculé par Xfoil (domaine infini) contre un écart de 7.02% pour le domaine ayant une largeur de $h/c = 10$. L'analyse de l'écart sur le coefficient de traînée montre que ce dernier augmente avec l'augmentation de la largeur du domaine de résolution du fluide dans Fluent.

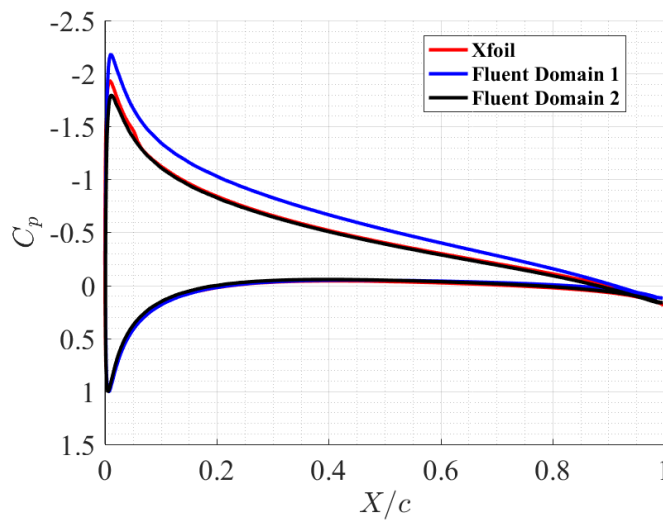


FIGURE 4.2 – Effet du confinement du domaine fluide sur la distribution du coefficient de pression autour du profil NACA 0012, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$, $X_{tr} = 0.05$ et $\alpha = 5^\circ$, rappel : Fluent domain 1=Fluent confiné et Fluent domain 2=Fluent non confiné.

	Xfoil	Fluent domain 1	Fluent domain 2	Ecart 1 [%]	Ecart 2 [%]
C_L	0.5574	0.6617	0.5194	15.76	7.31
C_D	0.0118	0.0126	0.0135	6.34	12.59

TABLEAU 4.2 – Effet du confinement du domaine de résolution du fluide sur les coefficients hydrodynamiques, $Re = 10^6$, $\alpha = 5^\circ$ et $N_{crit} = 9$, Domain 1=Fluent confiné, Domain 2=Fluent non confiné.

4.2 Caractérisation de l'effet des paramètres géométriques sur les forces hydrodynamiques et sur la cavitation

Cette section présente l'effet de la position de l'épaisseur maximale et l'angle des volets de bord de fuite et de bord d'attaque sur l'évolution des coefficients hydrodynamiques (C_L , C_D , C_M et C_L/C_D) en fonction de l'angle d'incidence. Elle présente aussi l'effet de ces paramètres géométriques sur les cartes de cavitation numériques. Cette étude est réalisée dans un écoulement à $Re = 10^6$ et un paramètre de transition $N_{crit} = 9$, avec forçage de la transition à 5% de la corde.

Nous rappelons ici les différents angles ainsi que leurs sens de rotation intervenant dans le fonctionnement hydrodynamique des hydrofoils qui sont présentés dans ce chapitre. Nous rappelons aussi qu'il s'agit d'une étude numérique réalisée à l'aide du code de calcul Xfoil. Ces différents angles sont représentés en figure 4.3 avec β l'angle du volet de bord de fuite et γ l'angle du volet de bord d'attaque.



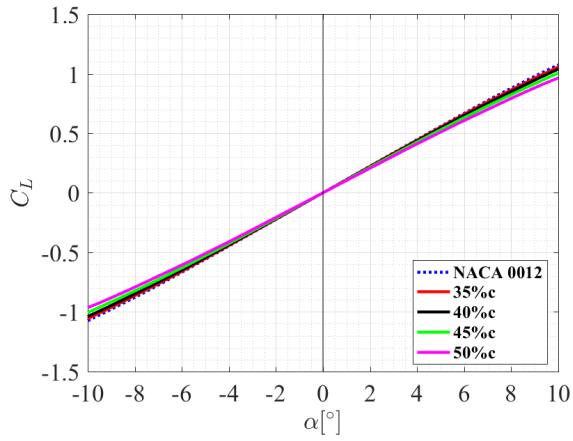
FIGURE 4.3 – Schéma explicatif des différents angles des volets : angle du volet de bord d'attaque γ et angle du volet de bord de fuite β .

4.2.1 Effet de la position d'épaisseur maximale

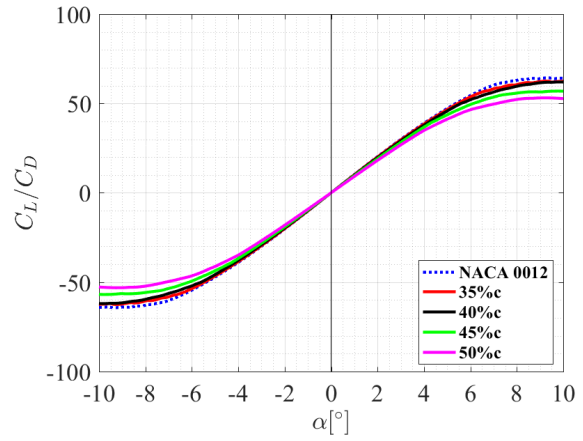
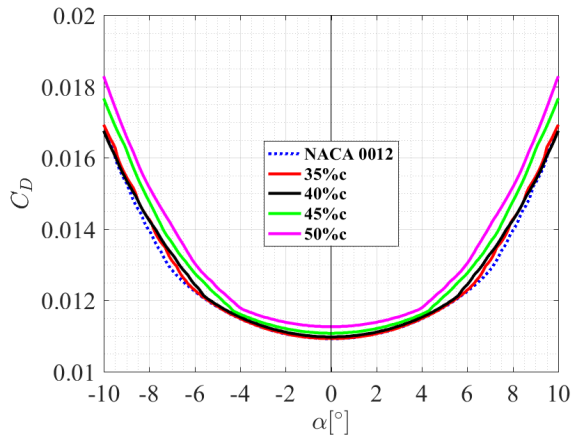
Le profil NACA 0012 a une épaisseur relative maximale de 12% de la corde positionnée à environ 30% de la corde (plus précisément à $29.8\%c$) à partir du bord d'attaque. La position de l'épaisseur maximale est variée de 35%, 40%, 45% et 50% de la corde et son effet sur les performances hydrodynamiques est analysé. Nous rappelons que la variation de la position de l'épaisseur maximale se fait à l'aide du module "Direct Foil Design" du code XFLR5. L'abscisse de la position de l'épaisseur en pourcentage de la corde est mentionnée directement sur la corde du profil dans ce module.

La figure 4.4 représente les évolutions des coefficients de portance, de traînée et de moment, le rapport C_L/C_D en fonction de l'angle d'incidence α ainsi que l'évolution du coefficient de pression en fonction de X/c . Nous retrouvons aussi sur cette figure l'effet de la position de l'épaisseur relative maximale sur le centre de poussée et l'angle d'incidence pour le cas d'un fonctionnement à $C_L = 0.5$.

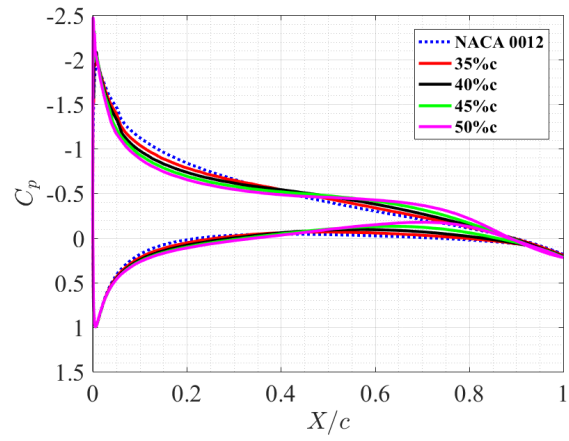
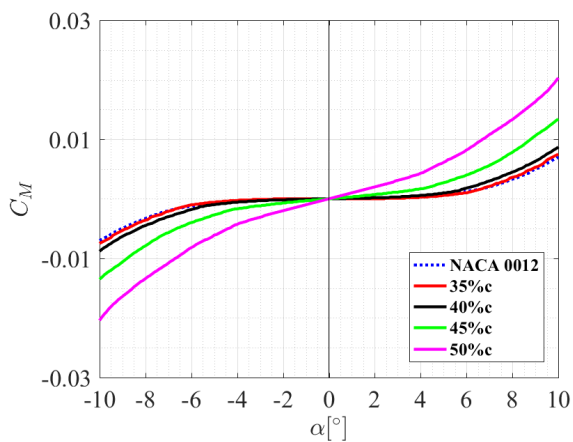
- La figure 4.4.(a) montre que la variation de la position de l'épaisseur maximale n'améliore pas la portance du profil NACA 0012. Au contraire une légère diminution a été observée. Cette diminution est de l'ordre de 8.54% le C_L du profil NACA 0012 obtenue à $\alpha = 5^\circ$ par le profil NACA 0012 avec une épaisseur maximale à 50% c . Pour une incidence de 8° , la position de l'épaisseur maximale reculée à 50% c engendre une diminution du coefficient de portance du profil NACA 0012 standard d'environ $\Delta C_L = 0.085$ (9.75% C_L du profil NACA 0012 de base).
- La figure 4.4.(b) montre que la modification de la position de l'épaisseur maximale augmente la traînée du profil NACA 0012 standard. A une incidence de $\alpha = 3^\circ$, une augmentation de C_D d'environ 3.11% ($\Delta C_D = 0.0003$) obtenue par le profil avec une épaisseur maximale à 50% c par rapport au profil NACA 0012 avec une épaisseur maximale à 30% c . Cet écart est quasi constant pour des incidences comprises entre 0° et $+4^\circ$ et croît avec l'augmentation de l'angle d'incidence. Pour $\alpha = 8^\circ$, le coefficient de traînée du profil NACA 0012 avec une épaisseur maximale à 50% c subit une augmentation de $\Delta C_D = 0.001$ soit 8.74% par rapport au profil NACA 0012 standard.
- Les maxima des moments résultants calculés sur l'axe de rotation de l'hydrofoil positionné à 25% de la corde augmentent avec la position de l'épaisseur reculée vers le centre de l'hydrofoil (figure 4.4.(c)). Par exemple : pour une incidence $\alpha = 8^\circ$, un $\Delta C_M = 0.01$ obtenu par le profil avec une épaisseur maximale à 50% c par rapport au profil NACA 0012 de base (épaisseur maximale à 30%). Ce coefficient de moment positif a tendance à faire piquer le nez du profil NACA 0012.



(a). Coefficient de portance


 (d). Rapport C_L/C_D


(b). Coefficient de traînée


 (e). Coefficient de pression à $\alpha = 5^\circ$


(c). Coefficient de moment

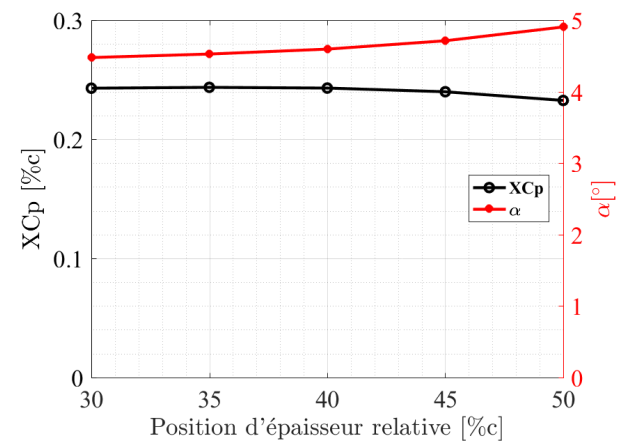

 (f). Centre de poussée à $C_L = 0.5$

 FIGURE 4.4 – Coefficients de portance, de traînée et de moment ainsi que le rapport C_L/C_D en fonction de l'incidence, le coefficient de pression en fonction de X/c à $\alpha = 5^\circ$ et le centre de poussée en fonction de la position d'épaisseur maximale du profil NACA 0012 à $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

L'effet de la variation de la position de l'épaisseur maximale d'un hydrofoil sur la finesse (C_L/C_D) d'un profil NACA 0012 a été analysé et les résultats sont présentés en figure 4.4.(d). Il est souligné que la position de l'épaisseur maximale reculée vers le bord de fuite dégrade le rapport portance/trainée. Cela signifie qu'au fur et à mesure que la position de l'épaisseur maximale est repoussée vers le bord de fuite, le rapport C_L/C_D diminue. A $\alpha = 5^\circ$, le C_L/C_D du profil avec une épaisseur maximale à 50% c subit une diminution d'environ 12.56% ($\Delta C_L/C_D = 5.93$) par rapport au profil NACA 0012 standard.

La figure 4.4.(e) représente les distributions de coefficient de pression autour du profil NACA 0012 de base et les profils avec la position de l'épaisseur relative modifiée à une incidence de 5° . Il est noté que le pic de pression croît avec la position de l'épaisseur maximale reculée vers le centre de l'hydrofoil. Aussi, un plateau de pression entre $X/c = 0.2$ et $X/c = 0.7$ est visible sur la distribution du coefficient de pression du profil NACA 0012 avec une épaisseur maximale positionnée à 50% de la corde. Cette observation est une caractéristique des profils dits laminaires.

L'augmentation du pic de pression au niveau du bord d'attaque du profil avec une épaisseur maximale à 50% de la corde, modifie le centre de poussée ce qui génère un moment de tangage par rapport à l'axe de rotation positionné à 25% de la corde. La figure 4.4.(f) montre qu'à $C_L = 0.5$, la modification de la position de l'épaisseur maximale génère une légère augmentation de l'angle d'attaque.

De cette étude, il a été constaté que la variation de la position de l'épaisseur maximale n'améliore pas les coefficients hydrodynamiques. ***Aura-t-elle davantage d'effet sur la carte de cavitation du profil NACA 0012?*** La réponse à cette question fait l'objet de la prochaine analyse.

L'effet de la position de l'épaisseur maximale du profil NACA 0012 sur la carte de cavitation est illustré en figures 4.5.(a) et 4.5.(b). Ces figures représentent les cartes numériques de la cavitation ($\sigma = -C_{pmin}$) du profil NACA 0012 standard et les profils avec la position de l'épaisseur maximale reculée vers le centre du profil. Il est représenté par l'évolution du chargement (C_L) en fonction de l'opposé du coefficient de pression minimum ($-C_{pmin}$). La position de l'épaisseur relative repoussée vers le bord de fuite élargit le domaine sub-cavitant uniquement pour de faibles chargements ($C_L < 0.3$). Au-delà d'un $C_L > 0.3$ la variation de la position de l'épaisseur favorise l'apparition de la cavitation. Cette solution est valable uniquement pour de faibles chargements (ou faibles incidences).

L'élargissement du domaine sub-cavitant de l'hydrofoil NACA 0012 avec une épaisseur à 30% c peut se traduire par un gain en vitesse. La vitesse maximale avant cavitation est calculée à l'aide de la formule 4.2.

$$V = \sqrt{\frac{P_{atm} - P_v + \rho g h}{\frac{1}{2}\rho\sigma}} \quad (4.2)$$

Par exemple, dans un cas de chargement caractérisé par un $C_L = 0.15$, l'hydrofoil avec une épaisseur maximale à 50% c apporte une variation de $-C_{pmin}$ de l'ordre de 0.1 par rapport au profil NACA

0012 standard. Dans le cas de l'immersion de l'hydrofoil de $h = 1$ m, cette variation de $-C_{pmin}$ correspond à un gain de 1.38 m/s en vitesse qui vaut 3.4 nœuds.

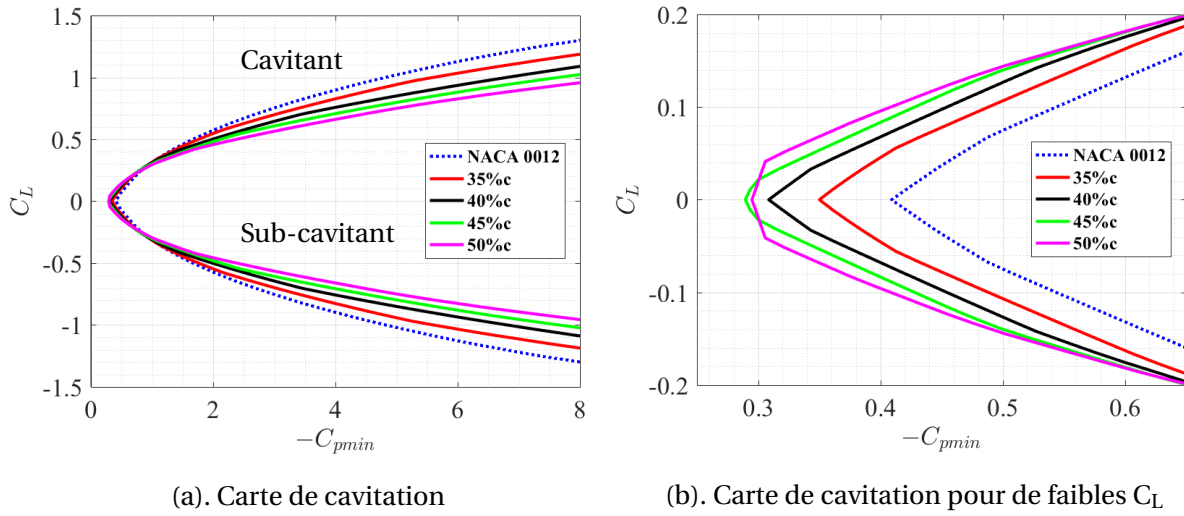


FIGURE 4.5 – Effet de la position d'épaisseur maximale sur la carte de cavitation numérique du profil NACA 0012, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

Les figures 4.6 et 4.7 résument l'effet de la position de l'épaisseur relative maximale sur les performances hydrodynamiques. La figure 4.6 permet pour une incidence donnée d'évaluer l'effet de la position de l'épaisseur maximale sur les coefficients de portance et de traînée et sur la vitesse d'avance qui est calculée à l'aide de l'équation 4.2. La figure 4.7 permet, pour un point de fonctionnement caractérisé par un coefficient de portance constant d'analyser l'effet de la position de l'épaisseur maximale sur le critère d'apparition de la cavitation ($-C_{pmin}$). La variation de $-C_{pmin}$ due à la modification de la position de l'épaisseur maximale engendre une variation de la vitesse d'avance qui peut être extraite directement de la figure 4.7. Un exemple de lecture de ces résultats est représenté en figure 4.8.

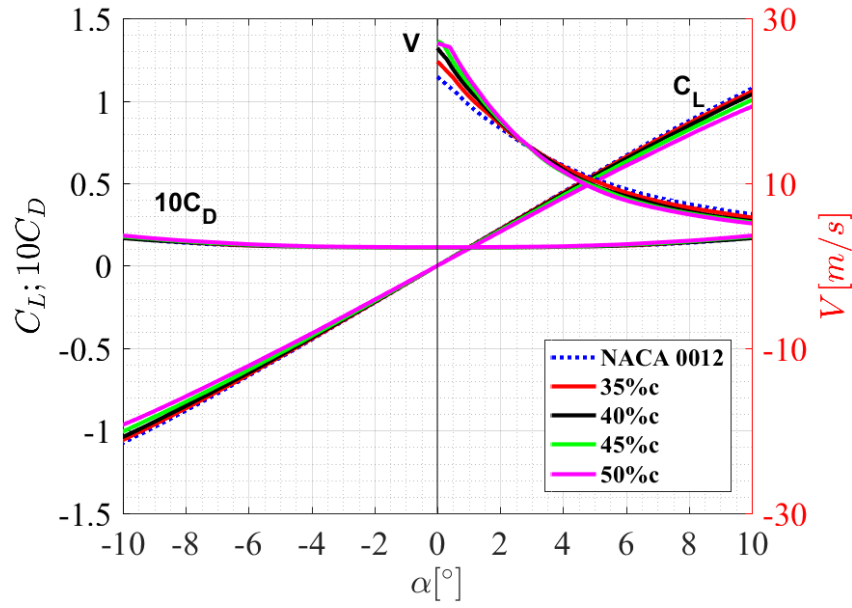


FIGURE 4.6 – Coefficients de portance et de traînée ainsi que la vitesse de l'hydrofoil en fonction de l'angle d'incidence et de la position de l'épaisseur maximale calculés par Xfoil, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

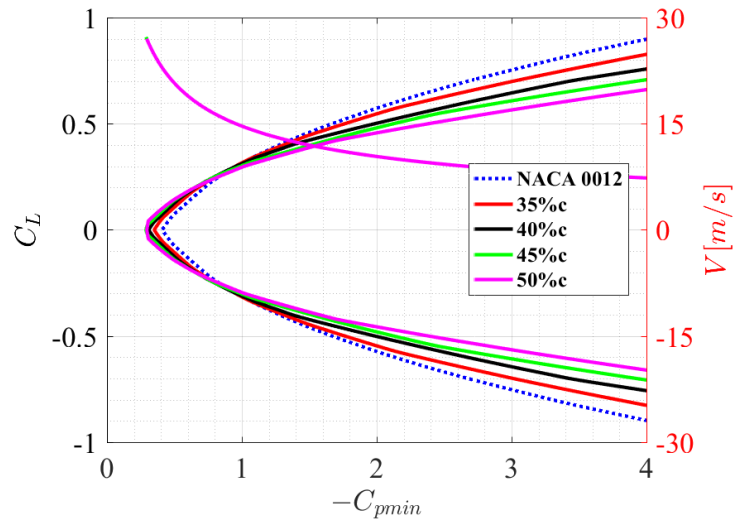


FIGURE 4.7 – Caractérisation de l'effet de la position de l'épaisseur maximale sur les cartes de cavitation et de la vitesse du profil NACA 0012 pour une immersion de $h = 1$ m, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

Pour un coefficient de portance constant et sur les cartes de cavitation, extraire le $-C_{pmin}$ sur chacune de ces cartes. La variation de $-C_{pmin}$ entre les cartes de cavitation signifie que la cavitation a été repoussée ou favorisée. Ensuite, pour ces deux caractéristiques ($-C_{pmin}$), il faut extraire la vitesse sur chaque évolution $V(-C_{pmin})$. La variation de $-C_{pmin}$ engendre une variation de vitesse qui se traduit par un gain ou perte en vitesse.

La figure 4.8 montre que pour un coefficient de portance $C_L = 0.15$, le profil NACA 0012 avec une épaisseur maximale positionnée à 50% de la corde, génère une variation de l'opposé du coefficient de pression minimum d'environ $-\Delta C_{pmin} = 0.12$ par rapport au profil NACA 0012 standard. La variation de $-\Delta C_{pmin} = 0.12$ génère un gain en vitesse de 1.38 m/s.

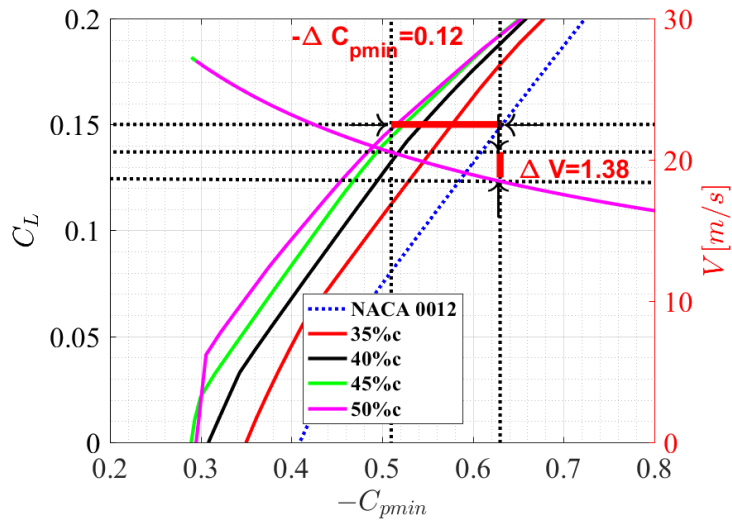


FIGURE 4.8 – Caractérisation de l'effet de la position de l'épaisseur maximale sur la carte de cavitation et la vitesse du profil NACA 0012 pour une immersion de $h = 1$ m, $C_L = 0.15$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

4.2.2 Effet de l'angle du volet de bord de fuite

L'effet de l'angle du volet de bord de fuite avec un axe de rotation à 70% de la corde a été évalué dans un écoulement caractérisé par un nombre de Reynolds de 10^6 et $N_{crit} = 9$. L'angle du volet varie entre $\beta = 0^\circ$ et $\beta = 10^\circ$ avec un pas de 1° mais dans le but de clarifier les résultats, nous présentons uniquement les résultats de : $\beta = 1^\circ$, $\beta = 3^\circ$, $\beta = 5^\circ$ et $\beta = 10^\circ$. Nous rappelons en figure 4.9, les géométries des profils avec volets de bord de fuite positionné à 70% de la corde.

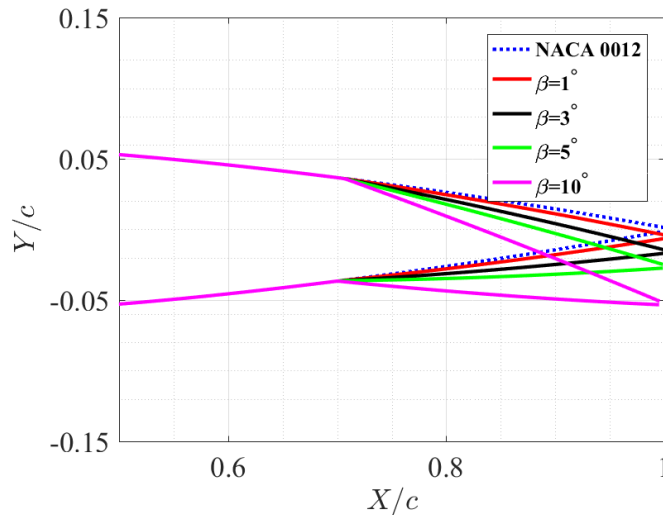


FIGURE 4.9 – Géométries du profil NACA 0012 sans et avec volet de bord de fuite à 70% de la corde et différents angles : $\beta = 1^\circ$, $\beta = 3^\circ$, $\beta = 5^\circ$ et $\beta = 10^\circ$.

Les évolutions des coefficients de portance, de traînée et de moment et de la finesse (C_L/C_D) en fonction de l'angle d'incidence ainsi que l'évolution du coefficient de pression en fonction de X/c et en fonction de l'angle du volet de bord de fuite sont représentées en figure 4.10.

- L'augmentation de l'angle du volet de bord de fuite augmente d'une manière significative le coefficient de portance comme le montre la figure 4.10.(a). A $\alpha = 0^\circ$, le coefficient de portance subit une croissance de l'ordre de 0.071 uniquement avec l'augmentation de l'angle du volet de bord de fuite de $\beta = 1^\circ$. Le gain en portance apporté par le volet de bord de fuite croît avec l'augmentation de l'angle de ce volet qui se traduit par une augmentation de la cambrure de ce dernier. Toujours à $\alpha = 0^\circ$ et pour $\beta = 5^\circ$ un $\Delta C_L = 0.35$ est obtenu par rapport au profil NACA 0012 initial. Dans le cas d'une incidence de $\alpha = 5^\circ$, un profil équipé d'un volet de bord de fuite à 1° apporte une augmentation d'environ 12.48% ($\Delta C_L = 0.07$) du coefficient de portance par rapport au profil NACA 0012 standard. Un volet de bord de fuite braqué à $\beta = 5^\circ$ apporte un $\Delta C_L = 0.335$ soit un gain d'environ 60% par rapport au profil de base.

Le volet de bord de fuite est très répandu en aérodynamique notamment sur les ailes d'avion. Ce volet de bord de fuite apporte un gain significatif sur le coefficient de portance. En hydrodynamique navale, les volets de bord de fuite sont utilisés pour les gouvernails, les safrans stabilisateurs et les barres de plongées. En plus de cet effet positif du volet de bord de fuite sur le coefficient de portance, nous cherchons à évaluer son effet sur l'apparition de la cavitation. Avant de parler de la cavitation, l'analyse de l'effet de l'angle du volet de bord de fuite sur les coefficients de traînée et de moment a été faite.

- La figure 4.10.(b) montre que l'augmentation de l'angle du volet de bord de fuite, augmente aussi le coefficient de traînée. Le profil avec un volet de bord de fuite donne un coefficient de

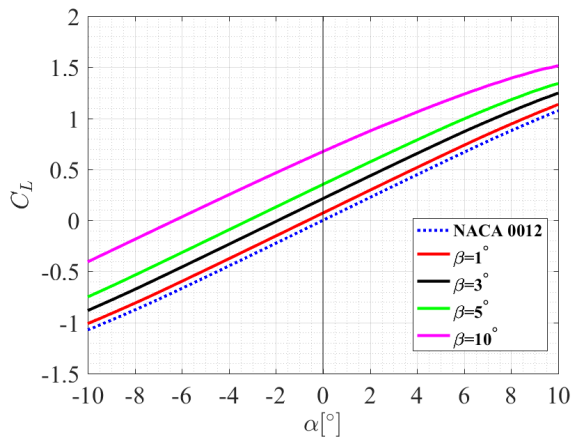
traînée de 0.0132 à $\alpha = 5^\circ$ contre 0.0118 pour le profil NACA 0012, ce qui correspond à $\Delta C_D = 0.0014$ soit 12.18% le coefficient de traînée du profil NACA 0012 standard.

Cette augmentation de traînée sera combinée avec l'évolution du rapport C_L/C_D pour quantifier sur l'avantage et l'inconvénient de l'augmentation de l'angle du volet de bord de fuite (figure 4.10.(d)).

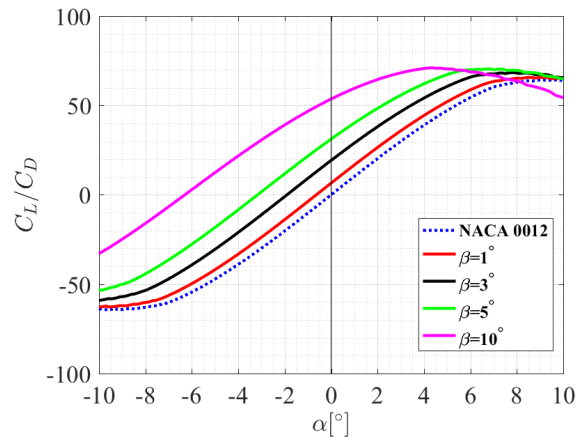
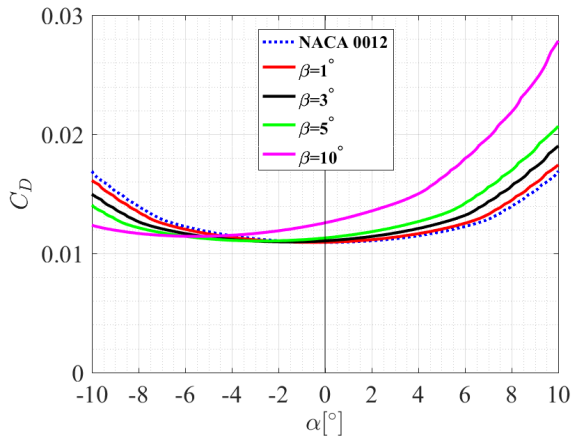
- Quant au coefficient de moment (figure 4.10.(c)), ce dernier diminue avec l'augmentation de l'angle du volet et il est négatif. Un profil équipé d'un volet de bord de fuite à $\beta = 5^\circ$ crée un coefficient de moment d'environ -0.048 par rapport à la mèche du profil positionnée à 25% de la corde. Le volet de bord de fuite génère un moment de tangage négatif ce qui a tendance à faire cabrer le profil et à augmenter l'angle d'incidence.

L'évolution du rapport C_L/C_D représentée en figure 4.10.(d) montre que l'augmentation de l'angle du volet de bord de fuite améliore d'une manière significative la finesse du profil NACA 0012 pour des angles d'incidence inférieurs à l'angle du décrochage. Un volet de bord de fuite $\beta = 5^\circ$ apporte $\Delta C_L/C_D = 20.14$ à une incidence de 5° par rapport au profil initial (NACA 0012). Cet apport en termes de finesse permet de négliger dans un premier temps l'augmentation engendrée par le volet de bord de fuite sur le coefficient de traînée.

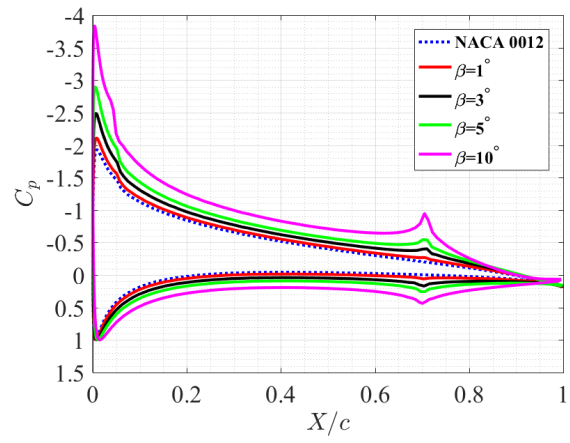
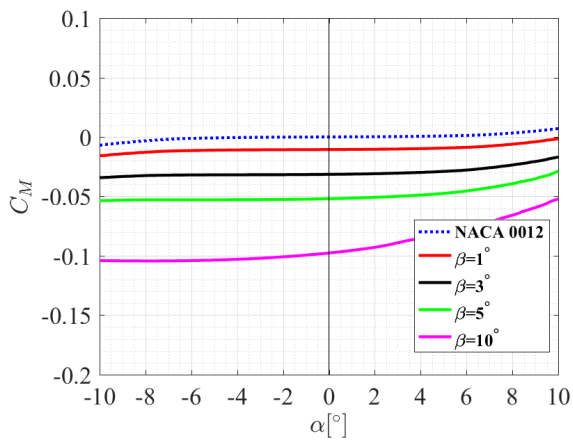
La figure 4.10.(e) représente la distribution du coefficient de pression versus la corde du profil NACA 0012 standard et les profils équipés de volet de bord de fuite ($\beta = 1^\circ$, $\beta = 3^\circ$, $\beta = 5^\circ$ et $\beta = 10^\circ$) à une incidence de 5° . Un pic de pression est observé au niveau de l'axe d'articulation du volet. Ce pic croît avec l'augmentation de l'angle du volet de bord de fuite. Le pic de pression à $70\%c$ est dû à la discontinuité du profil au niveau du point d'articulation du volet et qui peut induire au décollement de l'écoulement à ce niveau. Sur cette figure, l'angle de volet de bord de fuite provoque l'augmentation de la dépression du bord d'attaque. Le volet de bord de fuite augmente le coefficient de portance et déplace le centre de poussée vers le bord de fuite. A C_L constant ($C_L = 0.5$), la figure 4.10.(f)) montre que l'augmentation de l'angle du volet de bord de fuite diminue l'angle d'incidence du profil de base.



(a). Coefficient de portance


 (d). Rapport C_L/C_D


(b). Coefficient de traînée


 (e). Coefficient de pression à $\alpha = 5^\circ$


(c). Coefficient de moment

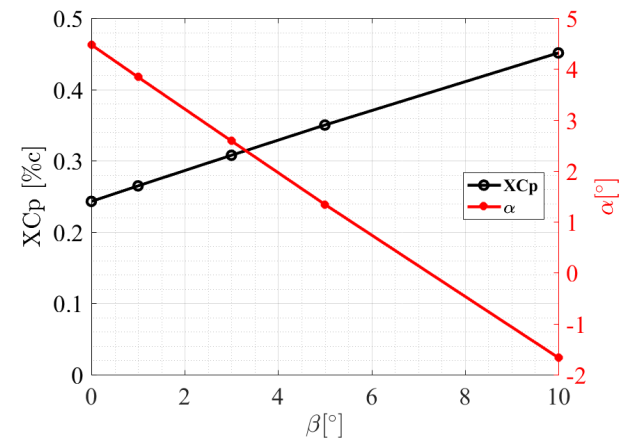

 (f). Centre de poussée à $C_L = 0.5$

 FIGURE 4.10 – $C_L(\alpha)$, $C_D(\alpha)$, $C_M(\alpha)$ et $C_L/C_D(\alpha)$ ainsi que $C_p(X/c)$ à $\alpha = 5^\circ$ en fonction de l'angle du volet de bord de fuite et $Xc_p(\beta)$ pour un $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

La partie précédente montre l'avantage majeur du volet de bord de fuite sur le coefficient de portance et sur la finesse du profil NACA 0012 tel qu'il est connu en aérodynamique sur les ailes d'avion. La nouveauté de ce volet ici est son influence sur la carte de cavitation théorique du profil NACA 0012.

La variation de l'angle du volet de bord de fuite modifie le comportement en cavitation de l'hydrofoil NACA 0012. Il est très clair que l'augmentation de l'angle du volet de bord de fuite élargit le domaine sub-cavitant pour des coefficients de portance positifs (figures 4.11.(a) et 4.11.(b)). Il est noté que les volets de bord de fuite à forts angles repoussent l'apparition de la cavitation uniquement pour des chargements très importants. Par exemple, un volet de bord de fuite à $\beta = 1^\circ$ élargit le domaine sub-cavitant pour des chargements supérieurs à $C_L = 0.013$ contre $C_L = 0.076$ pour un volet de bord de fuite à $\beta = 5^\circ$ et $C_L = 0.269$ pour un volet de bord de fuite à $\beta = 10^\circ$.

Dans un cas de fonctionnement caractérisé par un coefficient de portance constant $C_L = 0.5$, une variation de $-\Delta C_{pmin} = 0.635$ soit un gain en vitesse d'environ 2.47 m/s obtenu par le profil équipé d'un volet de bord de fuite à $\beta = 5^\circ$ par rapport au profil NACA 0012.

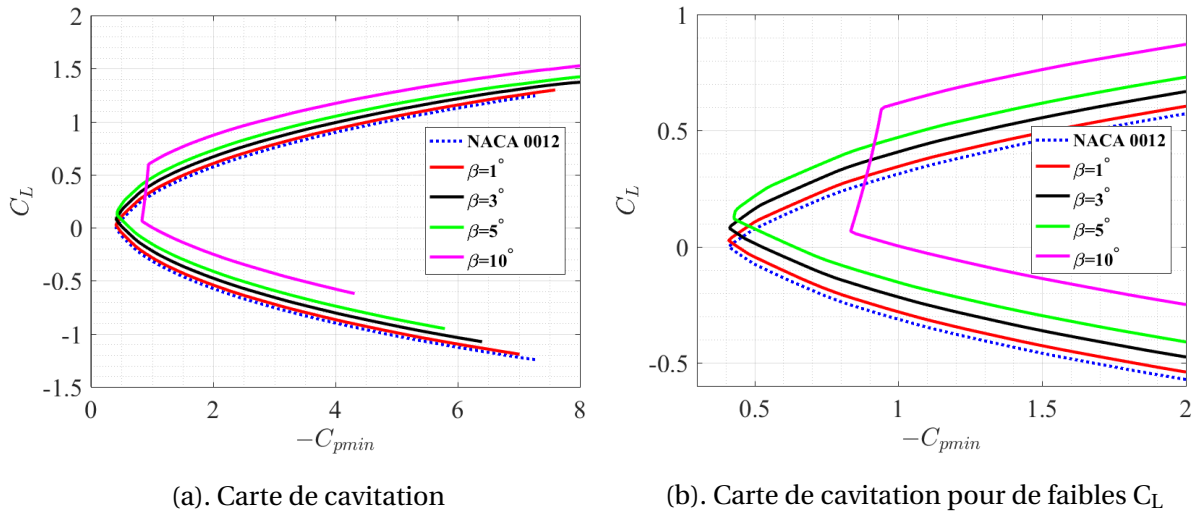


FIGURE 4.11 – Effet de l'angle du volet de bord de fuite sur la carte de cavitation du profil NACA 0012, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

Le tableau 4.3 résume le point de fonctionnement à partir duquel le volet de bord de fuite permet d'élargir le domaine sub-cavitant du profil NACA 0012 standard. Il est noté de ce tableau que le volet de bord de fuite à faible angle β permet de repousser l'apparition de la cavitation à partir de faibles chargements (faibles incidences et hautes vitesses). Le volet de bord de fuite à forts angles β recule l'apparition de la cavitation uniquement pour des chargements très importants ($C_L > 0.3$) avec un gain très marqué.

Hydrofoil	C_L	$-C_{pmin}$
$\beta = 1^\circ$	0.013	0.425
$\beta = 3^\circ$	0.042	0.458
$\beta = 5^\circ$	0.076	0.501
$\beta = 10^\circ$	0.269	0.882

TABLEAU 4.3 – Le coefficient de portance à partir duquel le domaine sub-cavitant du profil NACA 0012 est élargi en fonction de l'angle du volet de bord de fuite, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

Les performances hydrodynamiques en fonction de l'angle du volet de bord de fuite sont résumées en figures 4.12 et 4.13. Nous faisons toujours notre analyse pour une immersion de l'hydrofoil de $h = 1$ m, et à partir de l'équation du nombre de cavitation (équation 2.2) la vitesse d'avance est calculée pour les différents cas considérés. La figure 4.12 représente l'évolution des coefficients de portance et de traînée ainsi que de la vitesse d'avance en fonction de l'angle d'incidence et en fonction de l'angle du volet de bord de fuite. L'évolution de la vitesse en fonction du critère d'apparition de la cavitation ($-C_{pmin}$) est tracée sur les cartes de cavitation en figure 4.13 (échelle côté droit des figures). Ces deux figures permettent en fonction de l'angle d'incidence et le critère d'apparition de la cavitation d'extraire le gain apporté par l'angle du volet en terme de portance, de traînée, de vitesse et de cavitation. Pour un point de fonctionnement caractérisé par $C_L = 0.5$ et de la figure 4.13, le volet du bord de fuite à $\beta = 5^\circ$ permet l'élargissement du domaine sub-cavitant d'environ $-\Delta C_{pmin} = 0.588$. Ce gain en cavitation correspond à 2.51 m/s en vitesse soit 4.87 nœuds.

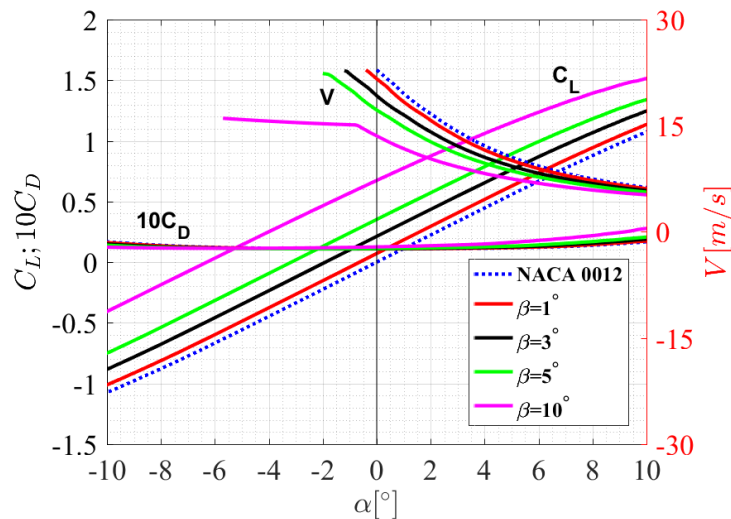


FIGURE 4.12 – Evolution de $C_L(\alpha)$, $10C_D(\alpha)$ et $V(\alpha)$ en fonction de l'angle du volet de bord de fuite, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

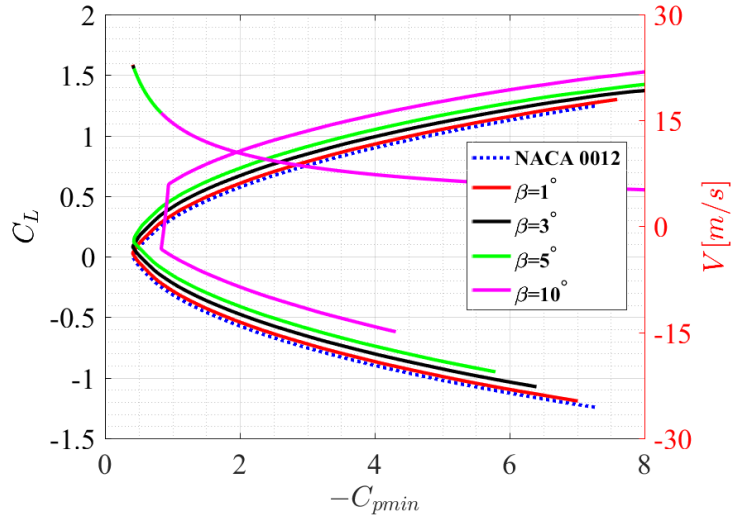


FIGURE 4.13 – Evolution de $C_L(-C_{pmin})$ et $V(-C_{pmin})$ en fonction de l'angle du volet de bord de fuite, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

Un volet de bord de fuite est connu en aérodynamique pour ses avantages sur la portance, le moment de tangage et le rapport portance/trainée. Il a été montré dans le cadre de cette étude que ce volet est une solution intéressante en hydrodynamique car il permet également de repousser l'apparition de la cavitation.

4.2.3 Effet du volet de bord d'attaque

Cette partie présente la sensibilité des performances hydrodynamiques du profil NACA 0012 à l'angle du volet de bord d'attaque. L'axe de rotation de ce volet est positionné à 20% de la corde à partir du bord d'attaque.

Les géométries des profils avec volets de bord d'attaque à 20% c sont rappelées en figure 4.14.

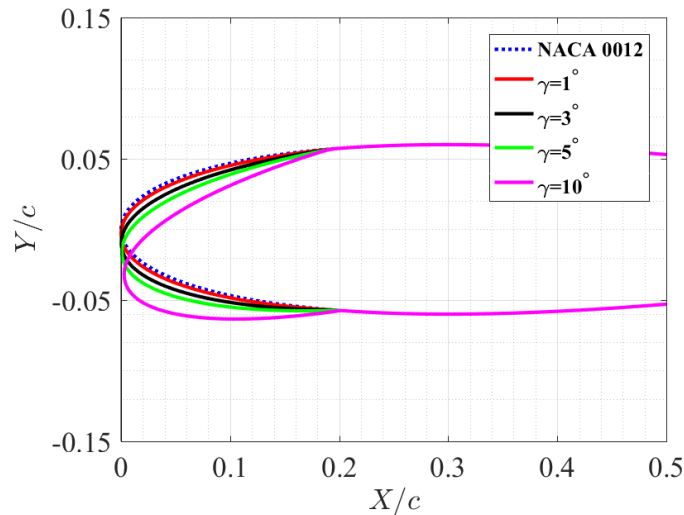
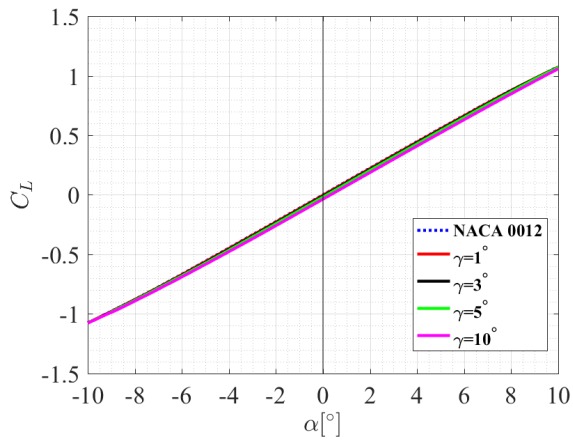


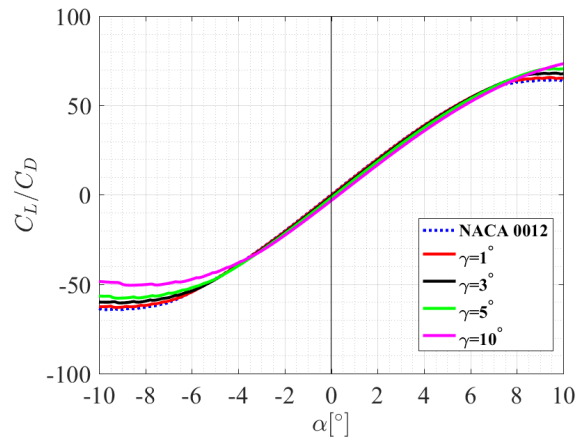
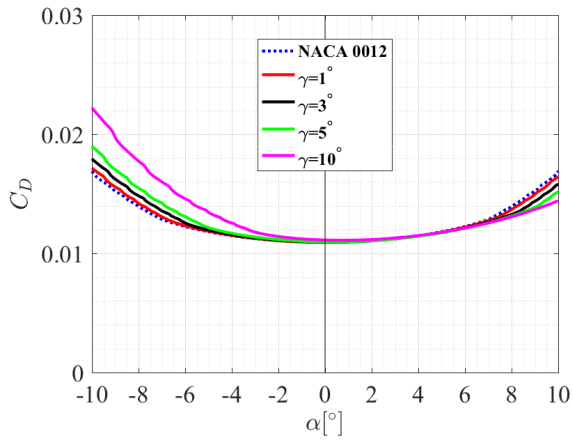
FIGURE 4.14 – Géométries du profil NACA 0012 sans et avec volet de bord d'attaque à 20% de la corde et différents angles : $\gamma = 1^\circ$, $\gamma = 3^\circ$, $\gamma = 5^\circ$ et $\gamma = 10^\circ$.

L'effet de ce volet sur les coefficients hydrodynamiques, le coefficient de pression ainsi que son effet sur la position de la résultante des forces hydrodynamiques sont représentés en figure 4.15. Il est noté de cette figure que :

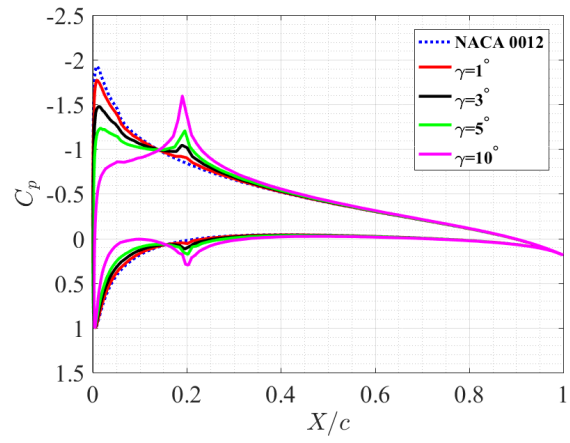
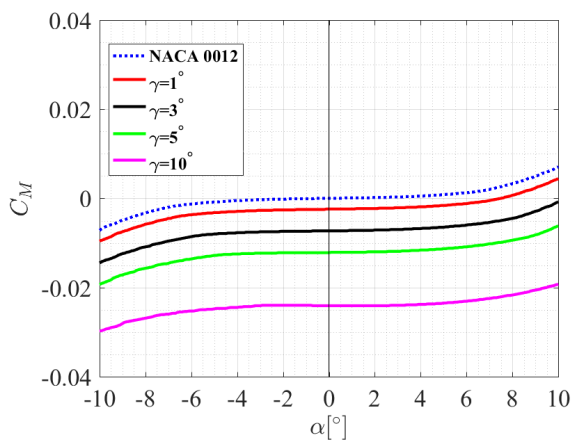
- l'effet de l'angle du volet de bord d'attaque sur le coefficient de portance est quasi-nul (figure 4.15.(a)). Un léger effet négatif est observé pour des angles de volet plus importants. Pour une incidence de $\alpha = 5^\circ$, l'angle du volet de bord d'attaque à $\gamma = 5^\circ$ baisse le coefficient de portance du profil NACA 0012 d'environ $\Delta C_L = 0.018$ soit 3.26% le C_L du profil initial.
- de même que pour le coefficient de portance, l'angle du volet de bord d'attaque n'a pas d'effet sur le coefficient de traînée pour des incidences comprises entre $\alpha = -1^\circ$ et $\alpha = 6^\circ$ (figure 4.15.(b)). Pour des angles d'incidence supérieurs à 6° , l'augmentation de l'angle du volet de bord d'attaque réduit le coefficient de traînée. Quant aux angles inférieurs à $\alpha = -1^\circ$, l'angle du volet de bord d'attaque augmente la traînée du profil NACA 0012. Nous nous intéressons ici aux angles positifs car dans le cas de fonctionnement à angles d'incidence négatifs, il suffit d'inverser le sens de braquage du volet de bord d'attaque.
- l'effet du volet de bord d'attaque sur l'évolution du coefficient de moment est représenté en figure 4.15.(c). Le volet de bord d'attaque crée un moment négatif et déplace le centre de poussée vers l'arrière du profil qui a tendance à faire cabrer le profil NACA 0012.



(a). Coefficient de portance


 (d). Rapport C_L/C_D


(b). Coefficient de traînée


 (e). Coefficient de pression à $\alpha = 5^\circ$


(c). Coefficient de moment

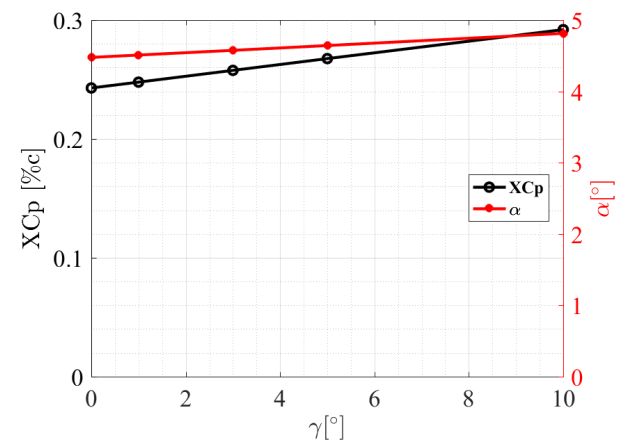

 (f). Centre de poussée à $C_L = 0.5$

 FIGURE 4.15 – $C_L(\alpha)$, $C_D(\alpha)$, $C_M(\alpha)$ et $C_L/C_D(\alpha)$ ainsi que $C_p(X/c)$ à $\alpha = 5^\circ$ en fonction de l'angle du volet de bord d'attaque et $X_{Cp}(\gamma)$ pour un $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

L'évolution du rapport C_L/C_D en fonction de l'angle d'incidence et de l'angle du volet de bord d'attaque est représentée en figure 4.15.(d). Cette dernière montre que le volet de bord d'attaque n'a pas d'effet important sur le rapport portance/trainée du profil NACA 0012. Une très faible diminution du rapport C_L/C_D est observée pour une plage d'incidence entre -3° et 8° . Cette diminution est de l'ordre 1.19, apportée par le profil NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque $\gamma = 5^\circ$ par rapport au profil initial.

Les distributions du coefficient de pression autour du profil NACA 0012 standard et les profils avec volets de bord d'attaque à $\gamma = 1^\circ$, $\gamma = 3^\circ$, $\gamma = 5^\circ$ et $\gamma = 10^\circ$ en fonction de X/c à $\alpha = 5^\circ$ sont représentées en figure 4.15.(e). Un pic de pression est observé au niveau du point d'articulation du volet de bord d'attaque et ce pic croît avec l'augmentation du volet (γ) car la discontinuité au niveau de ce point est de plus en plus aiguë. Le volet de bord d'attaque réduit le pic du coefficient de pression minimale. De la figure 4.15.(f) qui représente l'évolution de la position du centre de poussée en fonction de l'angle d'incidence pour $C_L = 0.5$, nous observons que le centre de poussée recule vers l'arrière du centre de rotation du profil positionné à 25% de la corde. Dans ce cas de chargement ($C_L = 0.5$), la variation de l'angle du volet de bord d'attaque est accompagnée d'une légère augmentation de l'angle d'incidence.

Analysons maintenant l'effet du volet de bord d'attaque sur la carte de cavitation. Dans un les mêmes conditions d'écoulement ($Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 5\%c$), l'effet de l'angle du volet de bord d'attaque sur la carte de cavitation du profil NACA 0012 a été analysé. Les figures 4.16.(a) et 4.16.(b) représentent l'évolution du coefficient de portance en fonction de l'opposé du coefficient de pression minimum ($-C_{pmin}$).

- La carte de cavitation numériques du profil NACA 0012 est élargie pour des coefficients de portance positifs.
- Un faible angle du volet améliore le comportement en cavitation du profil NACA 0012 pour de faibles chargements.
- Un angle de volet de bord d'attaque plus important élargit le domaine sub-cavitant uniquement pour hauts C_L ($C_L > 0.4$).

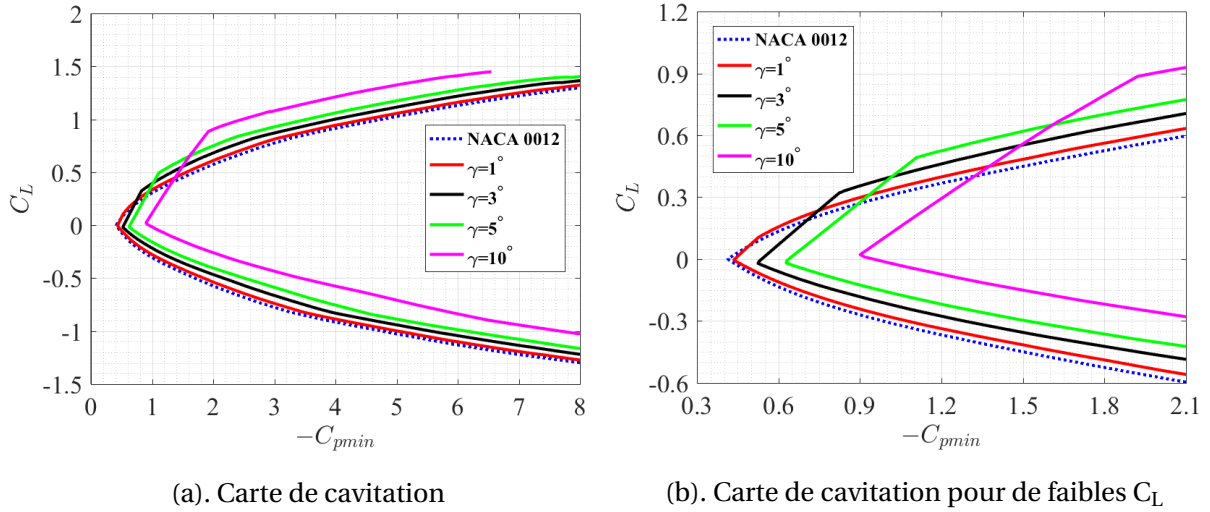


FIGURE 4.16 – Effet de l’angle du volet de bord d’attaque sur la carte de cavitation, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

L’analyse de l’effet du volet de bord d’attaque sur la carte de cavitation du profil NACA 0012 montre que : plus l’angle de volet augmente, plus le gain sur le domaine de cavitation apparaît tard par rapport à l’incidence, donc à des chargements plus élevés. Le tableau 4.4 résume le coefficient de portance à partir duquel le domaine sub-cavitant du profil NACA 0012 est élargi en fonction de l’angle du volet de bord d’attaque. Il est noté que le volet de bord d’attaque à $\gamma = 1^\circ$ repousse la cavitation pour des $C_L > 0.075$ et le profil équipé de volet de bord d’attaque à $\gamma = 10^\circ$ retarde l’apparition de la cavitation pour des $C_L > 0.465$.

Pour un chargement de $C_L = 0.5$, le meilleur gain en cavitation est apporté par le profil NACA 0012 avec un volet de bord d’attaque à $\gamma = 5^\circ$ ($-\Delta C_{pmin} = 0.495$ par rapport au profil de base). Le volet de bord d’attaque à $\gamma = 10^\circ$ apporte un gain en cavitation de l’ordre de $-\Delta C_{pmin} = 0.097$. Ce qui signifie que le meilleur gain en termes de cavitation ne correspond pas au plus grand angle du volet de bord d’attaque. Il est important de définir le gain en cavitation désiré afin de bien identifier l’angle du volet correspondant.

Hydrofoil	C_L	$-C_{pmin}$
$\gamma = 1^\circ$	0.075	0.496
$\gamma = 3^\circ$	0.191	0.704
$\gamma = 5^\circ$	0.295	0.956
$\gamma = 10^\circ$	0.465	1.525

TABLEAU 4.4 – Le coefficient de portance à partir duquel le domaine sub-cavitant du profil NACA 0012 est élargi en fonction de l’angle du volet de bord d’attaque, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

Pour clarifier l’effet de l’angle du volet de bord d’attaque sur les performances hydrodynamiques

du profil NACA 0012, les figures 4.17.(a) et 4.17.(b) résument l'évolution des performances hydrodynamiques (C_L , C_D , V et $-C_{pmin}$) du profil NACA 0012 standard et des profils avec volets de bord d'attaque. L'avantage de l'angle du volet de bord d'attaque sur le critère d'apparition de la cavitation est très important. Cet avantage peut se traduire par un gain en vitesse avant cavitation. Un volet de bord d'attaque à 5° apporte un élargissement du domaine sub-cavitant de $-\Delta C_{pmin} = 0.495$ pour un $C_L = 0.5$ par rapport au profil NACA 0012. Ce gain en $-C_{pmin}$ apporte une augmentation de vitesse de l'ordre de 2.21 m/s ce qui correspond à 4.29 nœuds.

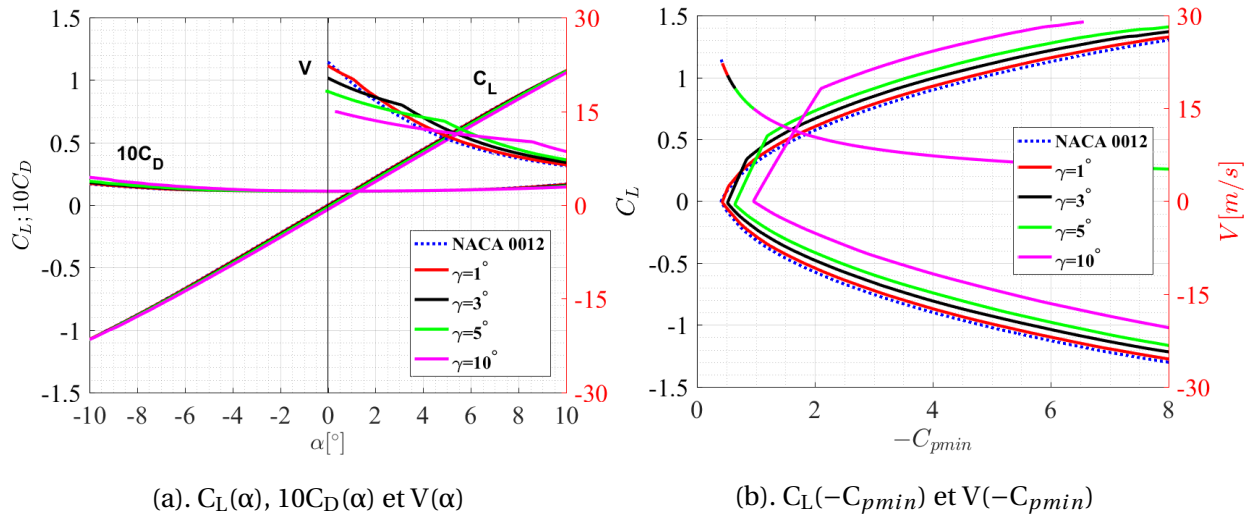


FIGURE 4.17 – Performances hydrodynamiques en fonction de l'angle du volet de bord d'attaque, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

Nous avons montré jusqu'à présent que :

- la position de l'épaisseur maximale n'a pas d'effet remarquable sur les coefficients hydrodynamiques mais elle repousse l'apparition de la cavitation pour de faibles chargements.
- un effet significatif du volet de bord de fuite sur les performances hydrodynamiques et sur le domaine sub-cavitant. L'augmentation de l'angle du volet de bord de fuite augmente les coefficients de portance et de traînée, mais améliore la finesse du profil NACA 0012 pour des angles d'incidence inférieurs à l'angle de décrochage. L'angle du volet de bord de fuite permet aussi l'élargissement du domaine sub-cavitant du profil NACA 0012.
- le volet de bord d'attaque n'affecte que le coefficient de moment donc repousse le centre de poussée vers l'arrière et il permet également de repousser l'apparition de la cavitation pour certaines conditions de chargement.

Cette étude nous a conduits à une question naturelle : **la combinaison des deux volets (volets du bord d'attaque et du bord de fuite) apporte-t-elle plus d'avantages ?**

L'analyse des résultats de la section ci-après apporte des éléments de réponse à cette question.

4.2.4 Effets combinés des volets de bord d'attaque et de bord de fuite

Les profils équipés de volets de bord d'attaque à $20\%c$ et de volets de bord de fuite à $70\%c$ ont été analysés dans un écoulement à $Re = 10^6$. Le pas des angles des volets est de 1° mais pour alléger les courbes, nous présentons uniquement les résultats des hydrofoils avec quatre combinaisons interdépendantes : $\gamma = \beta = 1^\circ$, $\gamma = \beta = 3^\circ$, $\gamma = \beta = 5^\circ$ et $\gamma = \beta = 10^\circ$.

Les géométries des profils avec des volets de bord d'attaque à $20\%c$ et des volets de bord de fuite à $70\%c$ sont représentées en figure 4.18.

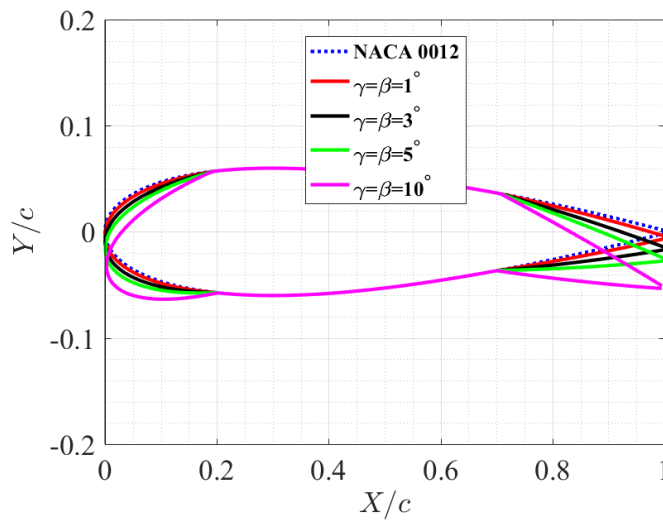


FIGURE 4.18 – Géométries du profil NACA 0012 sans et avec volet de bord d'attaque à 20% et volet de bord de fuite à 70% de la corde et différents angles : $\gamma = \beta = 1^\circ$, $\gamma = \beta = 3^\circ$, $\gamma = \beta = 5^\circ$ et $\gamma = \beta = 10^\circ$.

Les figures 4.19.(a), 4.19.(b) et 4.19.(c) représentent respectivement l'évolution des coefficients de portance, de traînée et de moment. L'influence des volets de bord d'attaque et de bord de fuite sur les coefficients hydrodynamiques est très marquée.

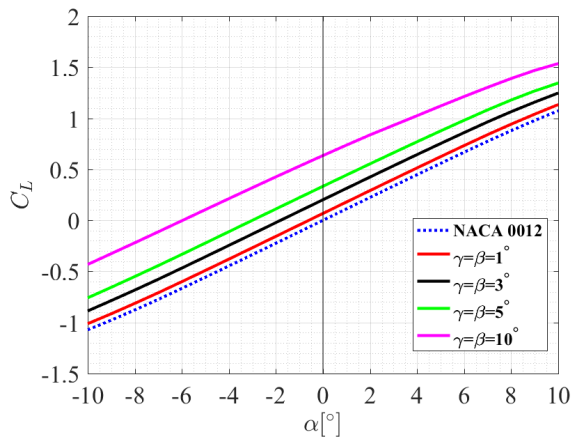
- L'augmentation de l'angle des volets augmente significativement le coefficient de portance. Pour une incidence de $\alpha = 5^\circ$, le profil équipé des deux volets à 5° ($\gamma = \beta = 5^\circ$) apporte une augmentation du coefficient de portance de l'ordre de 0.32 soit environ 57% le C_L du profil NACA 0012. C'est le volet de bord de fuite qui génère l'amélioration de la portance nous l'avons vu en 4.2.2.
- De même que le coefficient de portance, l'augmentation de l'angle des volets de bord d'attaque et de bord de fuite augmente le coefficient de traînée. Cette augmentation du C_D est indésirable pour le fonctionnement des hydrofoils. Nous allons analyser plus loin l'évolution du rapport C_L/C_D pour quantifier sur l'avantage de la combinaison des volets de bord d'attaque et de bord de fuite. Pour le même point de fonctionnement ($\alpha = 5^\circ$), le coefficient de traînée est de l'ordre de 0.013 pour le profil avec les deux volets à 5° contre 0.0118 pour le profil NACA 0012

($\Delta C_D = 0.00124$ soit 10.5% le coefficient de traînée du profil NACA 0012).

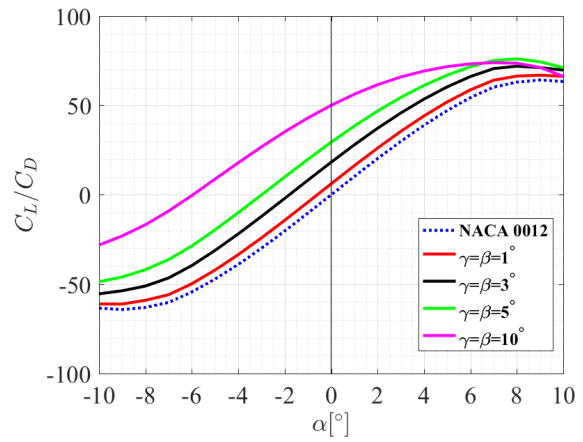
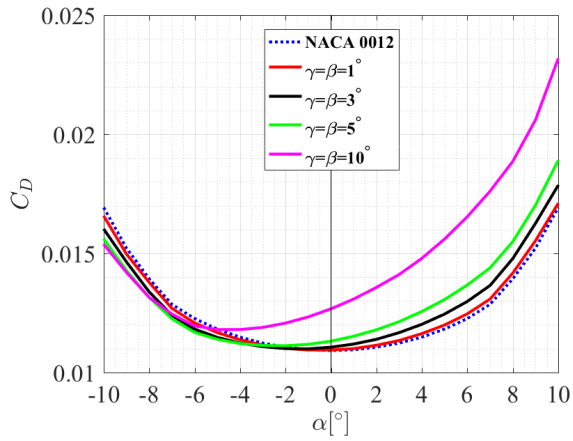
- L'effet des volets de bord d'attaque et de bord de fuite sur le coefficient de moment est illustré en figure 4.19.(c). La combinaison des volets de bord de fuite et de bord d'attaque génère une portance très importante ce qui recule le centre de poussée vers le centre de l'hydrofoil. Le centre de poussée reculé vers le centre de l'hydrofoil crée un moment de tangage par rapport à l'axe de rotation positionné à 25% de la corde. Ce moment décroît d'une manière significative avec l'augmentation de l'angle des deux volets de bord d'attaque et de bord de fuite et il devient négatif avec une tendance à faire cabrer le profil.

Le rapport C_L/C_D en fonction de l'angle des volets de bord d'attaque γ et de bord de fuite β ainsi qu'en fonction de l'angle d'incidence α est représenté en figure 4.19.(d). Le bénéfice des volets de bord d'attaque et de bord de fuite est significatif car la finesse du profil NACA 0012 est améliorée sur toute la plage d'incidence étudiée. A $\alpha = 5^\circ$, le profil équipé des deux volets à 5° augmente le rapport C_L/C_D de 19.87 par rapport au profil NACA 0012 qui a une finesse de 47.18 à cette même incidence ($\alpha = 5^\circ$).

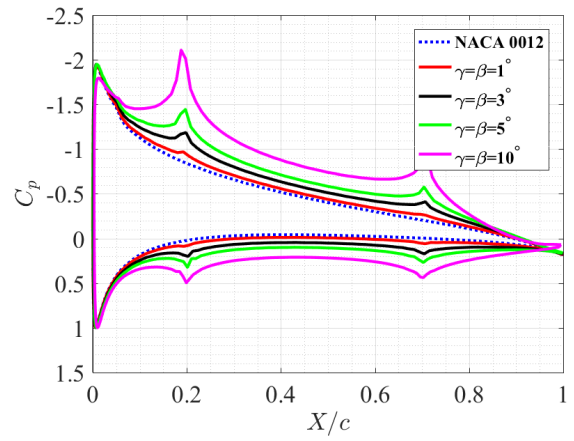
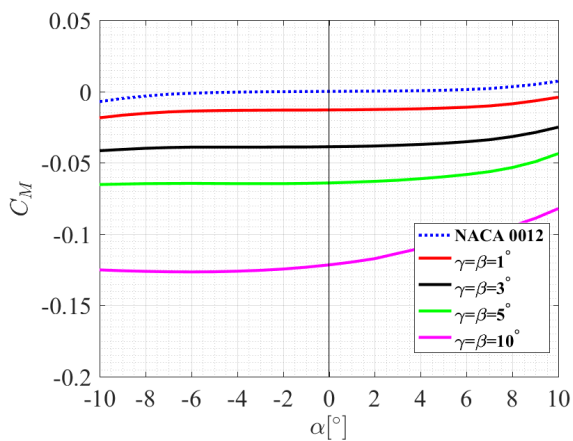
Les distributions du coefficient de pression versus la corde à $\alpha = 5^\circ$ du profil NACA 0012 standard et les profils équipés de volets de bord de fuite et de bord d'attaque à des angles interdépendants $\beta = \gamma = 1^\circ$, $\beta = \gamma = 3^\circ$, $\beta = \gamma = 5^\circ$ et $\beta = \gamma = 10^\circ$ sont représentées en figure 4.19.(e). Nous retrouvons les pics de pression au niveau des axes des volets. Il est aussi noté que le champ de pression autour des profils avec volets est plus important que celui autour du profil NACA 0012 de base ce qui génère plus de portance. Cette augmentation de portance et la modification de la distribution de pression autour des profils avec volets provoquent un décalage du centre de poussée vers le bord de fuite du profil. De la figure 4.19.(f), il est constaté que la combinaison des volets de bord d'attaque et de bord de fuite réduit l'angle d'incidence de profil lors du fonctionnement à C_L constant. Pour $C_L = 0.5$, le profil avec $\gamma = \beta = 5^\circ$ diminue l'angle d'incidence de 2.96° par rapport à l'angle d'incidence du profil NACA 0012 à ce même coefficient de portance ($C_L = 0.5 \Rightarrow \alpha = 4.477^\circ$).



(a). Coefficient de portance


 (d). Rapport C_L/C_D


(b). Coefficient de traînée


 (e). Coefficient de pression à $\alpha = 5^\circ$


(c). Coefficient de moment

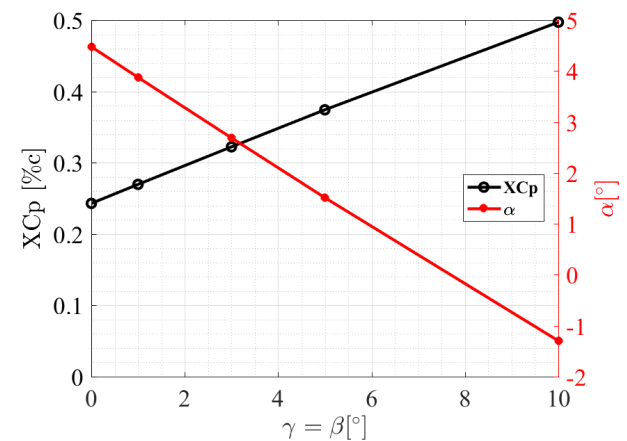

 (f). Centre de poussée à $C_L = 0.5$

 FIGURE 4.19 – $C_L(\alpha)$, $C_D(\alpha)$, $C_M(\alpha)$, $C_L/C_D(\alpha)$ et $C_p(X/c)$ des profils équipés de volets du bord d'attaque et du bord de fuite et $X_{Cp}(\gamma = \beta)$ pour un $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

Lors de l'analyse à coefficient de portance constant et ici $C_L = 0.5$, nous remarquons de la figure 4.20 que les pics de pression au niveau des points d'articulation des volets augmentent avec l'augmentation des angles des volets. Le pic du coefficient de pression minimale au bord d'attaque diminue pour les profils avec volets de bord d'attaque et bord de fuite. Il est également noté que le centre de poussée recule vers l'arrière pour les profils avec volets ce qui crée un moment de tangage négatif et qui a tendance à réduire l'angle d'incidence.

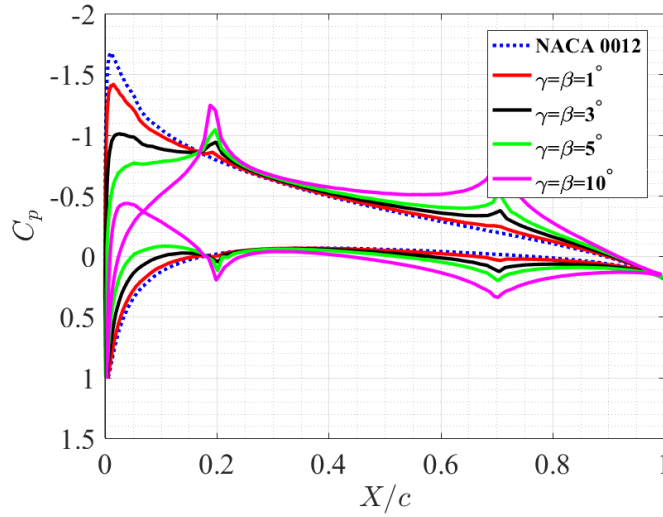


FIGURE 4.20 – Distribution du coefficient de pression autour du profil NACA 0012 et les profils avec volets de bord d'attaque et de bord de fuite, $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

Les cartes de cavitation numériques ($C_L(-C_{pmin})$) du profil NACA 0012 et des profils équipés de volets de bord d'attaque et de bord de fuite à des angles interdépendants ($\gamma = \beta = 1^\circ$, $\gamma = \beta = 3^\circ$, $\gamma = \beta = 5^\circ$ et $\gamma = \beta = 10^\circ$) sont représentées en figures 4.21.(a) et 4.21.(b). Au fur et à mesure que l'angle des volets augmente, l'élargissement du domaine sub-cavitant est de plus en plus important pour des coefficients de portance supérieurs à 0.08. Pour des $C_L > 0.08$, le gain en cavitation n'est pas forcément le meilleur pour des volets à fort angle. Le tableau 4.5 trie les différents cas dans l'ordre croissant selon le gain en cavitation des profils avec volets par rapport au profil NACA 0012 initial pour le cas d'un fonctionnement à $C_L = 0.5$. Ce tableau montre que le meilleur comportement en cavitation est apporté par le profil équipé des volets de bord d'attaque et de bord de fuite à 3° ($\gamma = \beta = 3^\circ$). Cette conclusion peut varier en fonction du chargement. Par exemple, pour un point de fonctionnement caractérisé par un $C_L = 0.2$, c'est le profil équipé de volets de bord d'attaque et de bord de fuite à $\gamma = \beta = 1^\circ$ qui apporte plus de gain en terme de cavitation ($-\Delta C_{pmin}$). Les volets de bord d'attaque et de bord de fuite à 5° et 10° favorisent l'apparition de la cavitation. Lors du fonctionnement à $C_L = 0.8$, le meilleur avantage en cavitation est obtenu par le profil avec les deux volets braqués à 5° .

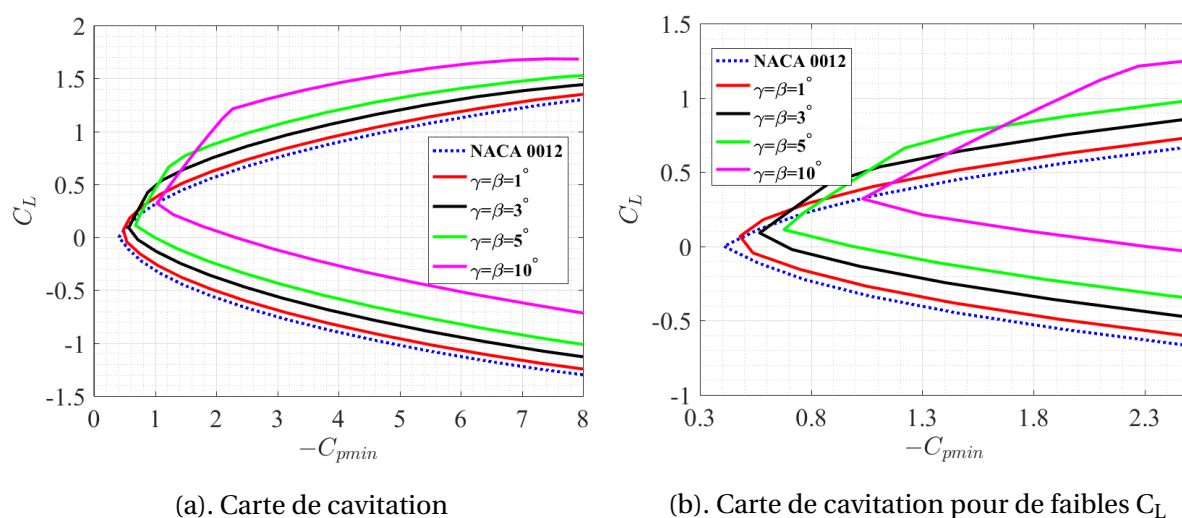


FIGURE 4.21 – Cartes de cavitation des profils équipés de volets de bord d’attaque et de bord de fuite, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

Hydrofoil	$-C_{pmin}$	$-\Delta C_{pmin}/NACA\ 0012$
$\gamma = \beta = 1^\circ$	1.415	0.265
$\gamma = \beta = 10^\circ$	1.255	0.425
$\gamma = \beta = 5^\circ$	1.049	0.631
$\gamma = \beta = 3^\circ$	1.037	0.643

TABLEAU 4.5 – Le gain en $-C_{pmin}$ des hydrofoils équipés de volets de bord d’attaque et de bord de fuite à des angles interdépendants pour un $C_L = 0.5$ par rapport au profil de base (NACA 0012).

Le tableau 4.6 montre que les volets de bord d’attaque et de bord de fuite à faibles angles retardent l’apparition de la cavitation au-delà des chargements trop faibles ($\gamma = \beta = 1^\circ \Rightarrow C_L > 0.057$). Les volets à forts angles repoussent l’apparition de la cavitation uniquement pour des points de fonctionnement caractérisés par des C_L plus importants ($C_L > 0.326$).

Hydrofoil	C_L	$-C_{pmin}$
$\gamma = \beta = 1^\circ$	0.057	0.486
$\gamma = \beta = 3^\circ$	0.141	0.616
$\gamma = \beta = 5^\circ$	0.219	0.760
$\gamma = \beta = 10^\circ$	0.326	1.040

TABLEAU 4.6 – Le coefficient de portance à partir duquel le domaine sub-cavitant du profil NACA 0012 est élargi en fonction des angles interdépendants des volets de bord d’attaque et de bord de fuite, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

De même que pour les parties précédentes, la figure 4.22 résume l’évolution des performances hydrodynamiques du profil NACA 0012 et des profils équipés de volets de bord d’attaque et de bord de fuite en fonction de l’angle d’incidence. Cette représentation permet pour n’importe quel angle d’incidence de caractériser l’effet de l’angle du volet de bord d’attaque et du bord de fuite sur les coefficients hydrodynamiques. La figure 4.23 illustre l’effet de la combinaison des angles de volet de bord d’attaque et de bord de fuite sur la carte de cavitation et sur l’évolution de la vitesse du profil NACA 0012. De cette figure et pour un C_L constant, la variation de $-C_{pmin}$ et la variation de la vitesse d’avance du profil NACA 0012 en fonction des angles des volets peuvent être déterminées graphiquement.

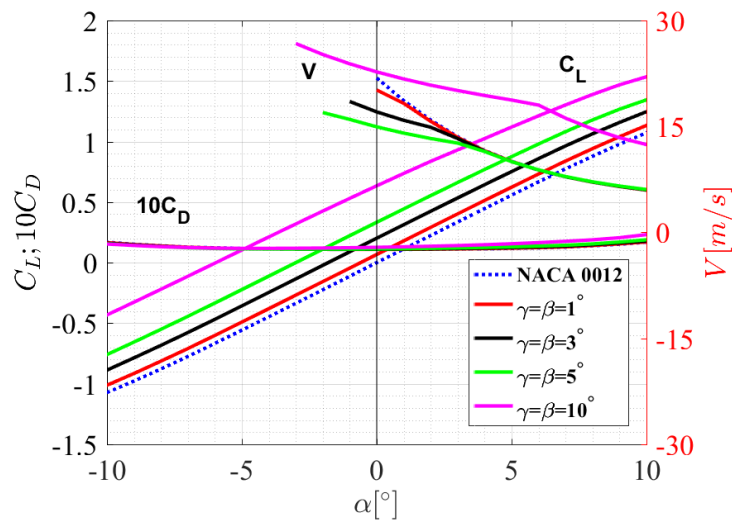


FIGURE 4.22 – Coefficients de portance et de traînée ainsi que la vitesse du profil NACA 0012 et des profils avec volets de bord d’attaque et de bord de fuite en fonction de l’angle d’incidence, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

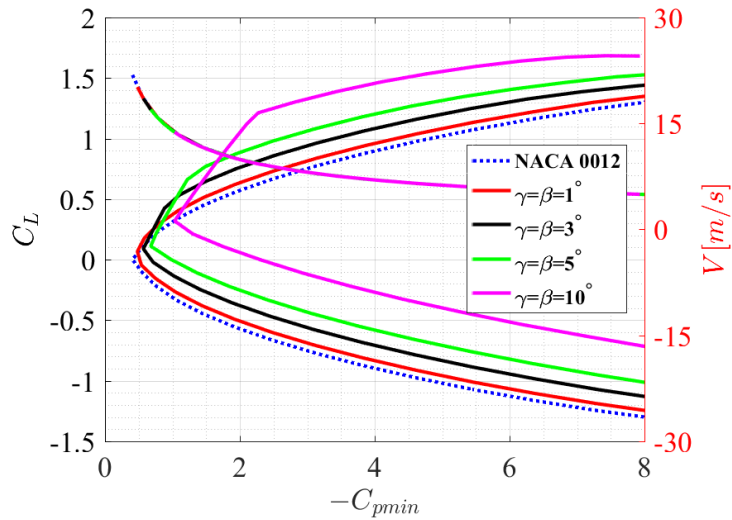


FIGURE 4.23 – Effet des angles des volets de bord d’attaque et de bord de fuite sur la carte de cavitation et la vitesse d’avance du profil NACA 0012, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

L’outil Xfoil nous a permis d’évaluer l’effet de la position de l’épaisseur maximale, de l’angle du volet de bord d’attaque, de l’angle du volet de bord de fuite ainsi que de la combinaison des deux volets sur les coefficients hydrodynamiques et sur le critère d’apparition de la cavitation ($-C_{pmin}$). De cette étude il ressort que :

- la position de l’épaisseur maximale n’améliore pas les coefficients hydrodynamiques, elle a pour seul avantage le gain en cavitation pour de faibles chargements (fonctionnement à faibles incidences donc à hautes vitesses). En revanche, la position de l’épaisseur maximale reculée vers le bord de fuite joue un rôle sur la transition laminaire-turbulent. Cette caractéristique est connue sur les profils de type NACA 66 dits profils laminaires où la laminarité peut s’étendre jusqu’à 50% à 70% de la corde ;
- le volet de bord d’attaque retarde l’apparition de la cavitation dans le cas de fonctionnement à hautes vitesses, mais aussi à faibles vitesses. Le volet de bord d’attaque n’a pas ou peu d’effet sur les coefficients de portance et de traînée et sur le rapport portance/traînée ;
- le volet de bord de fuite augmente d’une manière significative la portance du profil NACA 0012 et repousse l’apparition de la cavitation pour des régimes à hautes et à faibles vitesses. Mais, ce volet augmente le coefficient de traînée qui peut être négligé devant le gain de finesse C_L/C_D apporté par ce type de volet ;
- la combinaison des deux volets (volet de bord d’attaque et de bord de fuite) combine les avantages de ces deux volets. Plus de gains en portance, portance/traînée et élargissement du domaine sub-cavitation.

Pour conclure de cette étude numérique, le paramètre le plus pertinent qui affecte les performances hydrodynamiques du profil NACA 0012 et qui apporte un meilleur gain en cavitation est la

combinaison des deux volets (bord d'attaque et bord de fuite).

4.3 Étude expérimentale des hydrofoils avec volets de bord de fuite et de bord d'attaque

L'étude expérimentale a pour but de valider les prédictions numériques mais également de mieux comprendre les phénomènes physiques couplés mis en jeu dans certaines configurations qui sont parfois en dehors des domaines de validité des modèles utilisés. Elle passe par la fabrication de profils par impression 3D. Ces profils sont équipés d'un volet de bord d'attaque ou d'un volet de bord de fuite ou encore des deux volets. Précision importante, ces volets sont rigides et non inclinables. Les hydrofoils sont montés dans la veine d'essais à l'aide d'un système de carénage profil-mèche. Dans un premier temps, nous validons les résultats d'un profil fabriqué en impression 3D fixé à l'aide d'un tel montage par rapport aux résultats d'un profil usiné en inox fixé sur la queue du profil. Ensuite, nous comparons les résultats des hydrofoils avec volets par rapport aux prédictions numériques.

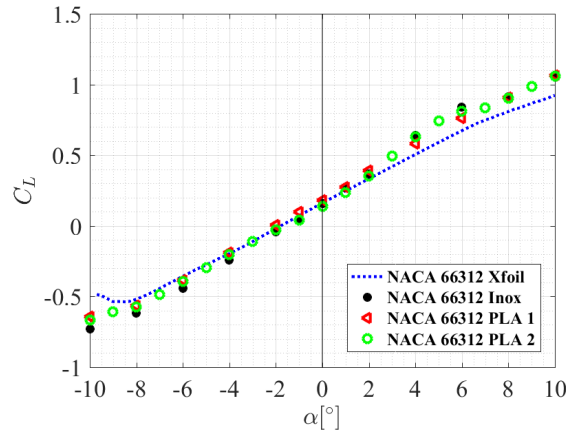
4.3.1 Validation du montage des hydrofoils en impression 3D

Dans le but de vérifier les résultats d'un profil en impression 3D monté à l'aide du système de carénage, des essais préliminaires ont été menés au sein de l'institut sur un hydrofoil du type NACA 66312. Ce type de profil est largement étudié à l'IRENav et nous disposons de différents résultats expérimentaux et numériques. L'un des hydrofoils a été usiné en inox et le second est imprimé en PLA. En plus de la vérification des résultats de ce nouveau montage, l'effet de l'état de surface et la répétabilité des mesures ont été évalués en testant deux hydrofoils en PLA. Les résultats de ces campagnes d'essais ont été comparés aux résultats numériques donnés par Xfoil dans les mêmes conditions d'écoulement $Re = 5.33 \cdot 10^5$, $Ncrit = 9$ et la transition a été forcée à 5% de la corde.

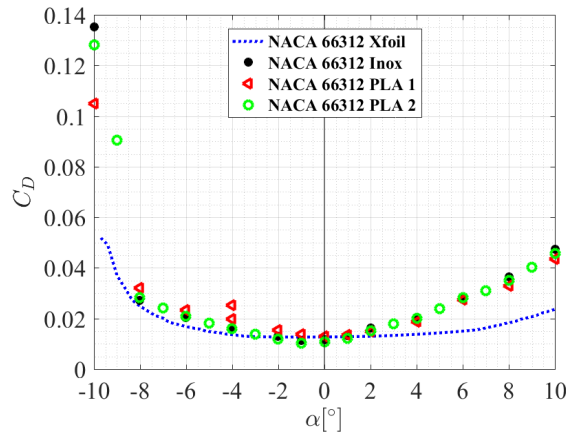
La figure 4.24 représente l'évolution des coefficients de portance et de traînée du profil NACA 66312 fabriqué en inox et les profils NACA 66312 imprimés en PLA.

Le coefficient de portance mesuré sur le profil en inox présente la même tendance d'évolution que celui mesuré sur les hydrofoils fabriqués en impression 3D. La même remarque est obtenue pour le coefficient de traînée. Les coefficients de portance mesurés sur les différents profils ont une évolution linéaire pour la plage d'incidence $-8^\circ < \alpha < +4^\circ$. Un léger changement de pente est observé dans la plage $\alpha > 4^\circ$ sur l'évolution de C_L expérimental des trois profils. Lors de cette analyse, la comparaison des résultats entre les deux montages débute par le calcul de l'écart absolu entre les coefficients hydrodynamiques du profil en inox et les profils en PLA. L'écart maximal du coefficient de portance d'environ 0.087 (12%) a été noté pour une incidence de $\alpha = -10^\circ$ entre le profil en inox et le premier profil en PLA. Pour le coefficient de traînée, l'écart maximum est de l'ordre de 0.0304 (22.41%) obtenu également pour une incidence de -10° . Loin de la zone de décrochage, les coefficients hydrodynamiques mesurés sur les profils en PLA montés à l'aide du nouveau système (carénage profil-mèche)

presque identiques à ceux mesurés sur le profil usiné. L'écart maximum entre le C_L du profil en inox et le C_L du profil en PLA1 est de l'ordre de 0.076 (9.07%) par rapport au profil en inox noté à $\alpha = 6^\circ$.



(a). Coefficient de portance



(b). Coefficient de traînée

FIGURE 4.24 – Coefficients de portance et de traînée en fonction de l'incidence du profil NACA 66312 en inox et en PLA, $Re = 5.33 \cdot 10^5$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

La comparaison des résultats expérimentaux aux résultats numériques donnés par Xfoil montre que le coefficient de portance mesuré sur les différents profils vient de confirmer celui prédit par le calcul pour des incidences comprises entre -6° et $+3^\circ$. Un écart de 0.15 a été obtenu entre le C_L calculé et le C_L mesuré sur le profil en PLA à 5° , soit un écart mesuré de 26% par rapport au calcul numérique. Par contre l'analyse de l'évolution du coefficient de traînée montre que le code de calcul Xfoil sous-estime la traînée du profil NACA 66312. Cet écart est en partie dû à l'effet 3D de la traînée dans le tunnel hydrodynamique.

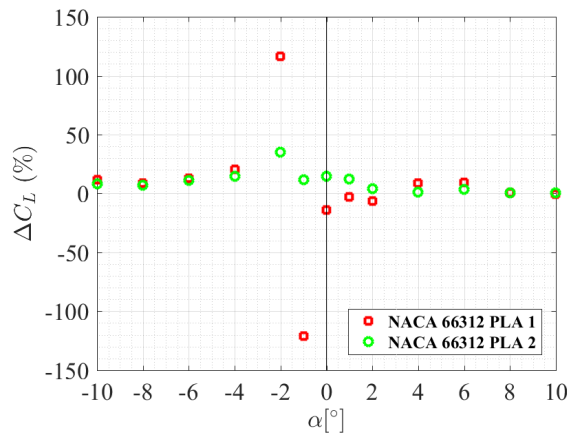
Les écarts relatifs entre les coefficients de portance et de traînée mesurés sur les profils en PLA par rapport au profil en inox sont calculés selon l'équation 4.3 et représentés en figures 4.25.(a) et

4.25.(b). Ces deux figures montrent qu'à l'exception des angles $\alpha = -1^\circ$ et $\alpha = -2^\circ$ pour lesquels l'écart de C_L est plus important ($\Delta C_L > 100\%$), les écarts en C_L et C_D entre les deux montages sont acceptables. Ces écarts peuvent être dus à la modification des géométries des profils à la sortie de l'imprimante 3D et à leurs ponçages lors du lissage de l'état de surface.

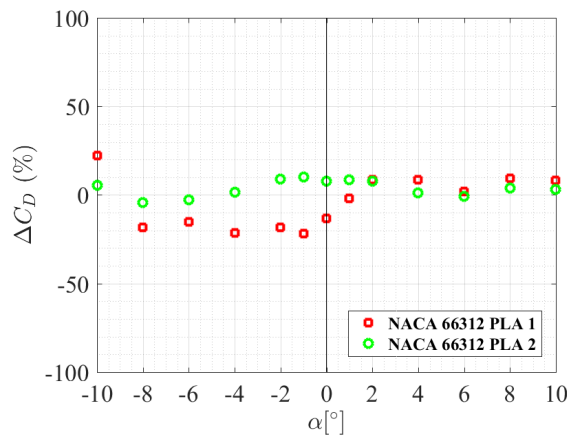
$$\Delta C_L(\%) = (C_{Linox} - C_{LPLA}) / C_{Linox} * 100$$

(4.3)

$$\Delta C_D(\%) = (C_{Dinox} - C_{DPLA}) / C_{Dinox} * 100$$



(a). Ecart relatif du coefficient de portance



(b). Ecart relatif du coefficient de traînée

FIGURE 4.25 – Ecart relatif des coefficients de portance et de traînée mesurés sur le profil NACA 66312 en PLA par rapport au profil NACA 66312 en inox, $Re = 5.33 \cdot 10^5$.

L'évolution du rapport C_L/C_D en fonction de l'angle d'incidence a été également tracée en figure 4.26. La finesse des profils en impression 3D montés à l'aide du système de carénage mèche-profil dans la veine d'essais est en parfait accord avec celle du profil NACA 66312 en inox. La comparaison du rapport portance/traînée expérimentale par rapport à celui prédit par le calcul montre

que ce rapport est identique pour des incidences comprises entre -7° et $+2^\circ$. Par contre, un écart très important est observé pour des incidences hors de cette plage. Cet écart est dû à l'effet 3D de la traînée mesurée comme il a été mentionné précédemment.

Les évolutions des coefficients hydrodynamiques expérimentaux (C_L , C_D et C_L/C_D) des profils en impression 3D ont la même allure que les résultats du profil en inox. Négligeant les légères différences de second ordre qui peuvent être dues à l'état de surface des profils, le montage de carénage profil-mèche est validé par ces mesures.

En revanche, nous remarquons que si la portance a la même tendance entre l'expérimental et le numérique (Xfoil), avec un effet notable du confinement, les effets 3D du tunnel impactent significativement la traînée avec une différence importante entre les mesures et les calculs.

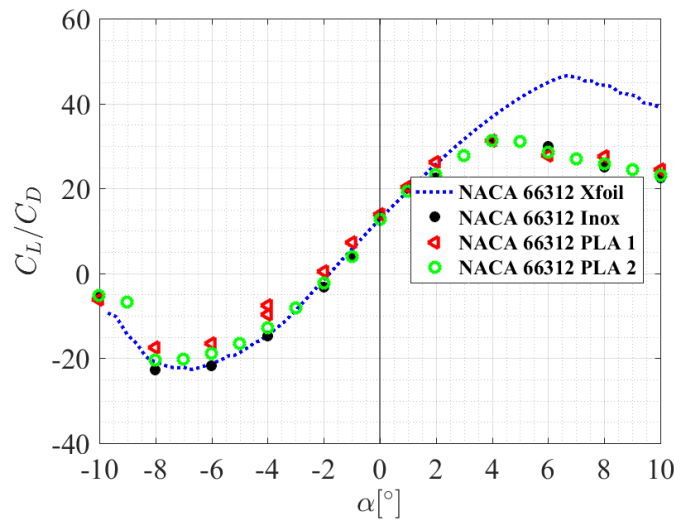


FIGURE 4.26 – Le rapport C_L/C_D en fonction de l'angle d'incidence du profil NACA 66312 en inox et les profils en PLA comparé aux résultats de Xfoil, $Re = 5.33 \cdot 10^5$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

4.3.2 Résultats de l'algorithme d'optimisation du type et de l'angle du volet

La validation expérimentale de l'étude paramétrique (4.2) est basée sur les résultats de l'algorithme d'optimisation décrit en 3.1.7. Il a été montré que l'angle du volet de bord de fuite améliore le coefficient de portance, le rapport C_L/C_D et élargit le domaine sub-cavitant. Mais un profil équipé de volets de bord de fuite et de bord d'attaque apporte plus de gain en termes de critère d'apparition de la cavitation.

L'algorithme d'optimisation de type et de l'angle du volet permet pour un point de fonctionnement caractérisé par un coefficient de portance constant de déterminer l'angle du volet de bord de fuite qui permet d'obtenir ce coefficient de portance et le meilleur $-C_{pmin}$. Ensuite, il itère sur l'angle du volet de bord d'attaque pour élargir au mieux le domaine sub-cavitant en restant à C_L constant et en le rattrapant par α .

Prenons le cas de fonctionnement à un régime caractérisé par un coefficient de portance $C_L = 0.5$ et l'angle des volets compris entre 0° et $+5^\circ$. L'algorithme d'optimisation du type et de l'angle du volet montre qu'un profil équipé d'un volet de bord de fuite à $\beta = 5^\circ$ et d'un volet de bord d'attaque à $\gamma = 3^\circ$ donne le meilleur gain en cavitation grâce à la combinaison des volets de bord de fuite et de bord d'attaque.

Sur la base de ces résultats, quatre profils en PLA ont été fabriqués en impression 3D et testés dans le tunnel hydrodynamique de l'IRENav. Ces hydrofoils sont de type NACA 0012, le premier profil sans volets sert de référence, le second équipé d'un volet de bord de fuite à $\beta = 5^\circ$, le troisième a un volet de bord d'attaque à $\gamma = 3^\circ$ et un quatrième possède les deux volets ($\beta = 5^\circ$ et $\gamma = 3^\circ$).

4.3.3 Forces hydrodynamiques des hydrofoils équipés de volets

Les quatre profils fabriqués en impression 3D ont été testés dans le tunnel hydrodynamique de l'IRENav dans un écoulement caractérisé par un nombre de Reynolds $Re = 10^6$ et des angles d'incidences comprises entre -10° et $+10^\circ$ avec un pas de 1° . Nous rappelons que les hydrofoils ont été poncés afin d'améliorer leur état de surface. Ensuite, afin de déclencher la transition une couche de rugosité d'environ 3.9 micromètres a été réalisée sur 5% de la corde à l'aide d'un papier verre et mesurée par un rugosimètre. Les résultats issus de ces essais ont été comparés aux simulations de l'écoulement autour des mêmes profils dans les mêmes conditions ($Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$, $X_{tr} = 0.05$ et $-10^\circ < \alpha < +10^\circ$).

La figure 4.27 montre l'évolution des coefficients de portance expérimentaux et numériques du profil NACA 0012 et les profils équipés de volets en fonction de l'angle d'incidence.

D'une manière générale, les résultats numériques correspondent bien aux mesures. Les résultats numériques et expérimentaux des trois premiers profils (NACA 0012, NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$ et NACA 0012 avec un volet de bord de fuite 5°) sont quasi-équivalents pour la gamme d'incidence comprise entre -6° et $+6^\circ$. Un écart de la pente du coefficient de portance en fonction de l'angle d'incidence est observé pour le profil avec des volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$.

La comparaison de l'évolution des coefficients de portance calculés et mesurés du profil NACA 0012 avec les deux volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$, montre un écart pour des incidences inférieures à 4° . L'écart maximum entre la mesure et le calcul est d'environ 13% (soit en absolu 0.11) obtenu à $\alpha = -10^\circ$. A $\alpha = -5^\circ$, l'écart maximal absolu entre la mesure et le calcul est d'environ 0.066 soit 23.34% en relatif.

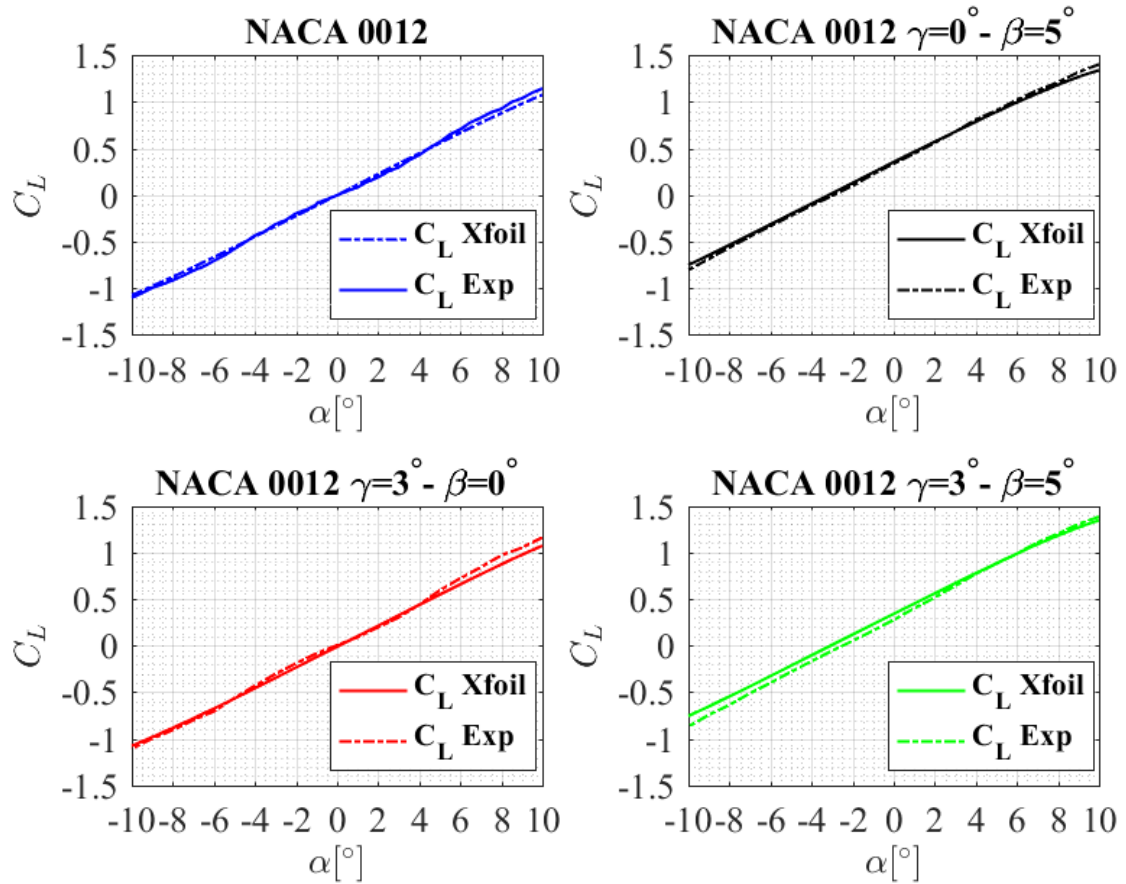


FIGURE 4.27 – Coefficients de portance expérimentaux et numériques des hydrofoils : NACA 0012 sans volets, NACA 0012 avec le volet $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec le volet $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec les deux volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

Les évolutions des coefficients de portance mesurés sur les profils équipés de volets sont représentées en figure 4.28. Comme il a été montré numériquement, le volet de bord de fuite améliore le coefficient de portance du profil NACA 0012 contrairement au volet de bord d'attaque qui n'a aucun effet sur le C_L .

Les coefficients de traînée des quatre profils prédits par le calcul ont été comparés aux coefficients expérimentaux mesurés par la balance hydrodynamique (figure 4.29). Nous remarquons que les C_D calculés ont la même tendance d'évolution que les coefficients de traînée expérimentaux. Mais un écart significatif en termes de grandeur a été noté. Cette différence est due à l'effet de la traînée 3D dans la veine d'essais de l'IRENav. Il a été montré lors de précédents travaux de recherche à l'IRENav sur ce même tunnel hydrodynamique que le coefficient de poussée 2D (qui est l'opposé du coefficient de traînée) peut être obtenu expérimentalement à l'aide du théorème de quantité de mouvement avec prise en compte de la vitesse moyenne, des fluctuations de vitesse et la pression ([91]).

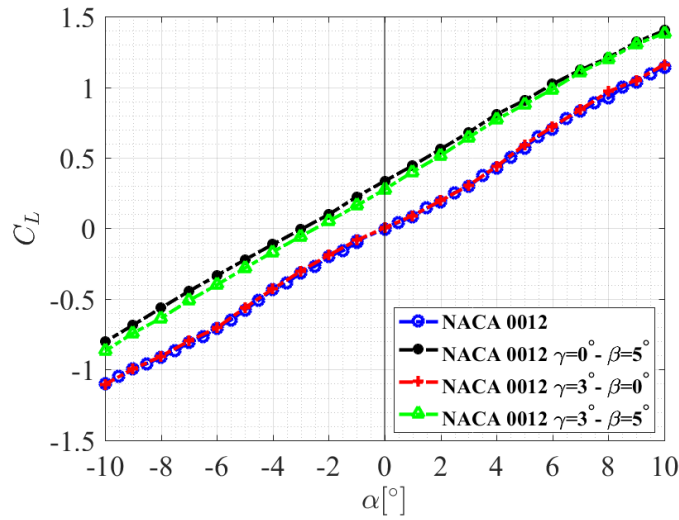


FIGURE 4.28 – Coefficients de portance expérimentaux des profils : NACA 0012, NACA 0012 avec le volet $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec le volet $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec les deux volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$.

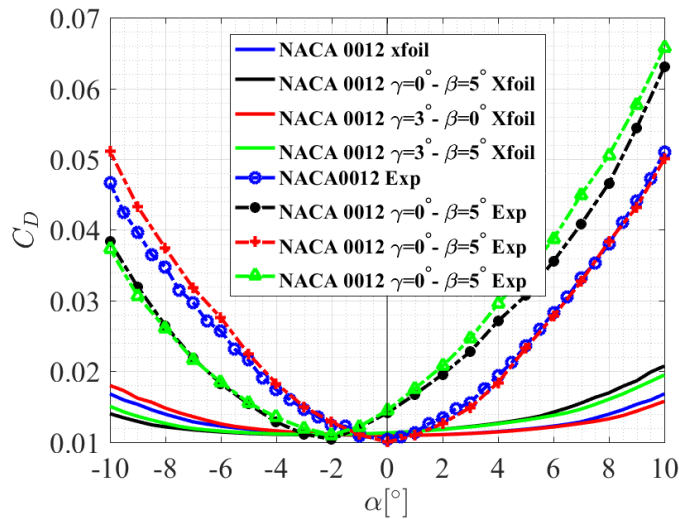


FIGURE 4.29 – Coefficients de traînée expérimentaux et numériques des profils : NACA 0012, NACA 0012 avec le volet $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec le volet $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec les deux volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

Les calculs numériques permettent d'accéder à la distribution du coefficient de pression autour des profils. La figure 4.30 représente la distribution du C_p en fonction de la distance X/c du profil NACA 0012, du profil NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque à $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec un volet de bord de fuite à $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec des volets de bord d'attaque et bord de fuite à $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$ respectivement. Il a été constaté que la discontinuité au niveau des axes de rotation des volets (bord d'attaque et bord de fuite) engendre des pics au niveau de la distribution du coefficient de pression. Cette discontinuité peut induire une séparation de l'écoulement près de la charnière d'où l'idée d'utilisation de profil avec volets paraboliques et des profils auto-adaptatifs "morphing hydrofoil" qui seront abordés respectivement dans la section 4.4 et chapitre 5.

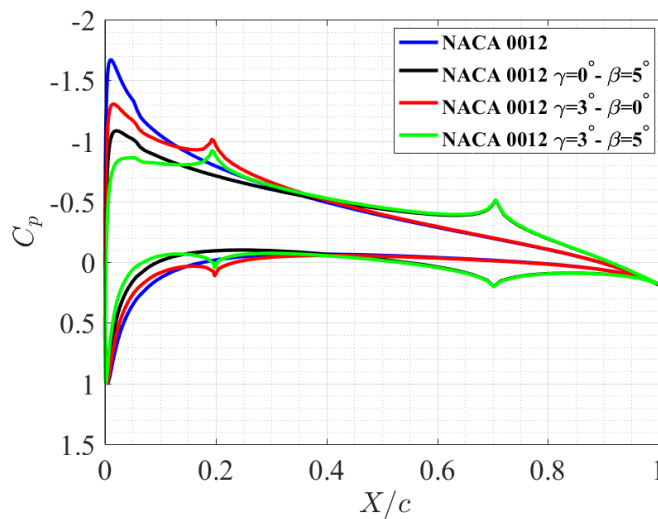


FIGURE 4.30 – Influence des volets de bord d'attaque et de bord de fuite sur la distribution du coefficient de pression du profil NACA 0012 à $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

La figure 4.30 montre aussi que la modification de β , l'angle du volet de bord de fuite du profil NACA 0012 à $C_L = 0.5$ déplace le centre de poussée vers l'arrière de l'hydrofoil et génère une variation de l'angle d'incidence. La position de la résultante des forces hydrodynamiques reculée vers le bord de fuite crée un moment de tangage qui a tendance à faire cabrer le profil.

Les performances hydrodynamiques à $C_L = 0.5$ des profils : NACA 0012 standard, NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec un volet de bord de fuite $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec les deux volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$ sont résumées dans le tableau 4.7. Il présente l'angle d'incidence, les coefficients de traînée et de moment, le critère d'apparition de la cavitation $-C_{pmin}$ ainsi que la variation de ce dernier entre le profil de base et les profils équipés de volets. L'analyse de l'effet des volets sur les cartes de cavitation pour ce point de fonctionnement ($C_L = 0.5$) est l'objet de la section 4.3.5. Pour ce point de fonctionnement ($C_L = 0.5$), il n'y a pas d'effet significatif des volets sur le coefficient de traînée du profil NACA 0012. Le volet de bord d'attaque crée un moment par rapport à la mèche du profil NACA 0012 positionnée à 25% de la corde, mais le volet de bord de fuite crée un

moment plus marquant par rapport à ce même axe car le centre de poussée est reculé vers l'arrière du profil. La position de la résultante est à 35% de la corde pour le profil NACA 0012 avec un volet de bord de fuite à $\beta = 5^\circ$ et à 36.46% c pour le profil avec un volet de bord d'attaque à 3° et volet de bord de fuite à 5° . Les résultats du tableau 4.7 montrent également que le volet de bord de fuite réduit l'angle d'incidence du profil NACA 0012 pour un même C_L .

Foils	$\alpha[^\circ]$	C_L	C_D	C_M	XC_p	$-C_{pmin}$	ΔC_{pmin}
NACA 0012	4.48	0.5	0.01163	0.0007	0.2428	1.668	0
$\gamma = 0^\circ - \beta = 5^\circ$	1.341	0.5	0.01161	-0.0513	0.35	1.0834	0.5846
$\gamma = 3^\circ - \beta = 0^\circ$	4.576	0.5	0.0116	-0.0066	0.2577	1.3037	0.3643
$\gamma = 3^\circ - \beta = 5^\circ$	1.443	0.5	0.01162	-0.0586	0.3646	0.9188	0.7492

TABLEAU 4.7 – Les performances hydrodynamiques prédites numériquement du profil initial NACA 0012 et des profils avec des volets pour un coefficient de portance $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $Xtr = 0.05$.

4.3.4 Etude de la cavitation d'un hydrofoil en impression 3D

Expérimentalement, les cartes de l'apparition et de la disparition de cavitation sont déterminées pour chaque profil et comparées à la carte théorique ou numérique ($-C_{pmin} = \sigma$). Expérimentalement et afin de déterminer le nombre d'apparition de cavitation, nous abaissons la pression dans la veine d'essais jusqu'à l'obtention du nombre de cavitation désiré. Ensuite, l'angle d'incidence est augmenté par un faible pas jusqu'à l'apparition de la cavitation sur l'extrados. L'angle et le nombre de la cavitation sont notés au moment de l'apparition de la cavitation. Puis, nous abaissons l'angle d'incidence jusqu'à la suppression complète de la cavitation. L'apparition de la cavitation se fait visuellement tout en respectant le critère d'apparition de bulles sur la surface de l'hydrofoil pour de faibles incidences ainsi que des germes collés en bord d'attaque pour des incidences plus importantes.

Dans un premier temps, la fiabilité, la répétabilité ainsi que la sensibilité des résultats au critère d'apparition de la cavitation d'un hydrofoil en impression 3D sont analysées en réalisant trois campagnes d'essais par différents utilisateurs. Le profil NACA 0012 fabriqué en PLA a été testé dans le cadre d'un TP de master recherche de l'Ecole Navale dans un écoulement à une vitesse de 6.67 m/s ($Re = 10^6$). Les cartes d'apparition et de disparition de la cavitation ($\alpha(\sigma)$) issues de chaque campagne d'essais ont été comparées à la carte numérique prédite par Xfoil sur le critère de $-C_{pmin}$.

Les résultats obtenus par les deux groupes d'étudiants ont été comparés avec nos mesures comme le résument les figures 4.31.(a) et 4.31.(b). Nous remarquons :

- un effet d'hystérésis entre les cartes d'apparition et de disparition de la cavitation expérimentale. Nous reviendrons sur l'analyse de cette hystérésis lors de la discussion des résultats de la

figure 4.36;

- un bon accord entre les résultats des différents utilisateurs pour de faibles nombres de cavitation;
- l'écart entre les différents utilisateurs est plus important pour des nombres de cavitation compris entre $2.5 < \sigma < 4$ lors de l'étude expérimentale de la cavitation sur la paroi inférieure de l'hydrofoil.
- l'écart maximal est de l'ordre de $\Delta\alpha = 1^\circ$ pour un nombre de cavitation de 4. Cet écart peut être dû aux fluctuations de la pression dans la veine d'essais et au pas d'incidence choisi.

Cette étude montre la répétabilité du critère visuel d'apparition de la cavitation dans le tunnel hydrodynamique de l'IRENav.

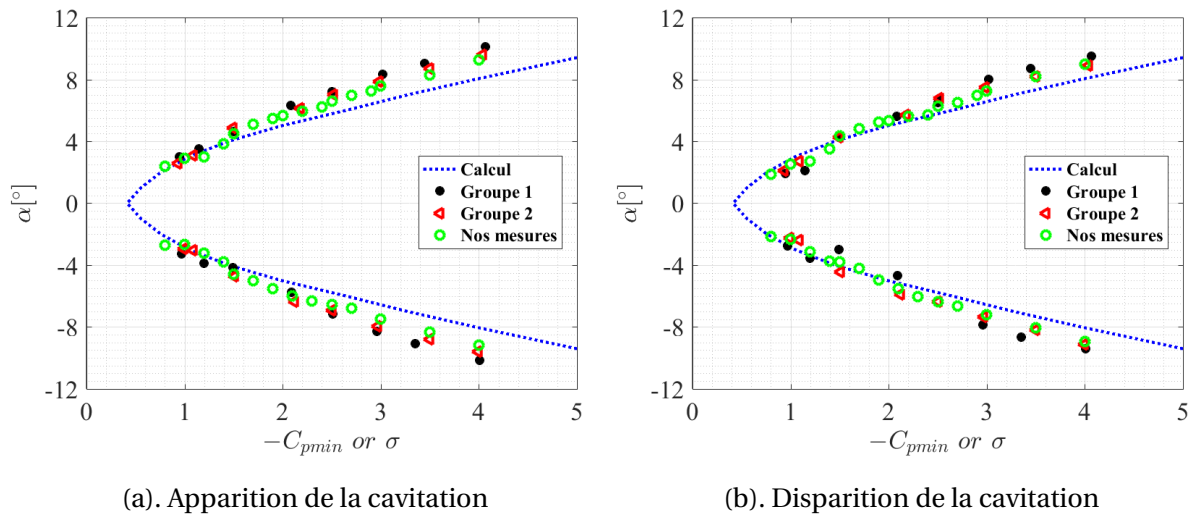


FIGURE 4.31 – Cartes d'apparition et de disparition de la cavitation obtenues par différents observateurs, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

De même pour les efforts hydrodynamiques, l'apparition de la cavitation sur le profil NACA 66312 en impression 3D a été comparée à celle d'un profil identique fabriqué en inox. Ce dernier est encastré sur la queue de profil et le profil en impression 3D est monté à l'aide du système de carénage profil-mèche. Les différentes campagnes de mesures ont été réalisées dans un écoulement à $Re = 5.33 \cdot 10^5$. Les résultats de ces essais sont comparés à ceux prédits par le calcul Xfoil dans les mêmes conditions d'écoulement. Les cartes de cavitation expérimentales et numériques des différents profils sont représentées en figure 4.32. Les angles d'apparition de la cavitation sur les hydrofoils en PLA sont similaires à ceux sur le profil en inox. Les valeurs sont toutefois plus faibles pour le profil en inox. L'écart maximal entre les angles d'apparition de la cavitation sur l'hydrofoil en inox et l'hydrofoil en PLA est de l'ordre de $\Delta\alpha = 0.8^\circ$ noté aux nombres de cavitation $\sigma = 1.6$ et $\sigma = 1.3$. Cet écart peut être expliqué par le pas d'incidence $\Delta\alpha$ choisi, ainsi qu'aux fluctuations de la vitesse et de la pression dans la veine d'essais. Cet écart peut aussi être dû à la différence de la géométrie du bord

d'attaque qui est très sensible et qui a pu être modifiée par l'impression et le ponçage.

La comparaison des résultats expérimentaux aux calculs numériques montre que pour des incidences supérieures à $\alpha > 3^\circ$, les résultats du profil en inox coïncident avec les prédictions numériques. Pour des incidences inférieures à 3° , les résultats expérimentaux des différents profils sont très proches mais ils s'éloignent des prédictions numériques. Ces écarts peuvent être s'expliquer par la difficulté à faire apparaître la cavitation à de faibles incidences sur les profils du type NACA 66 car ces derniers sont déjà optimisés pour retarder l'apparition de la cavitation.

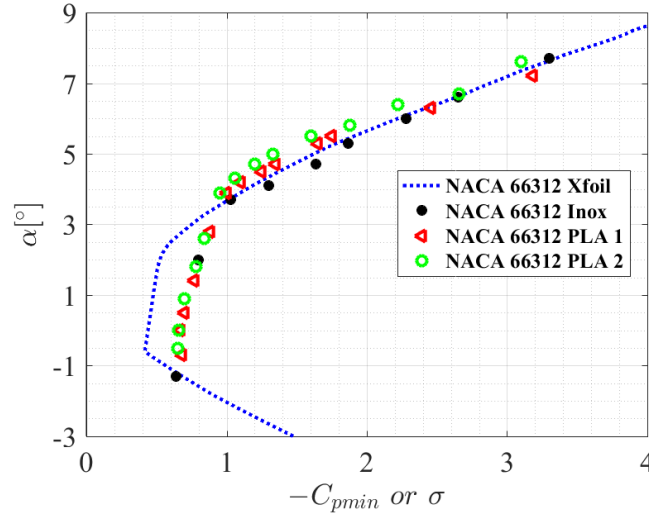


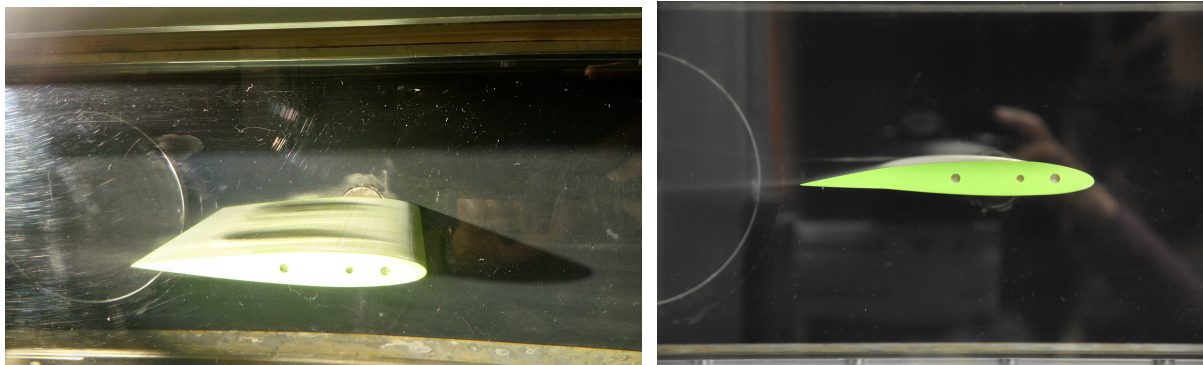
FIGURE 4.32 – Cartes de cavitation expérimentales et numérique des profils NACA 66312 en inox et en PLA, $Re = 5.33 \cdot 10^5$, $N_{crit} = 9$, $X_{tr} = 0.05$.

4.3.5 Étude de la cavitation des hydrofoils avec volets

Nous avons validé jusqu'à présent l'avantage des volets de bord d'attaque et de bord de fuite sur les coefficients hydrodynamiques. Cet avantage a fait ses preuves en aérodynamique. L'étude paramétrique issue de Xfoil a montré que le caractère innovant réside essentiellement dans l'influence de ces volets sur la cavitation. La partie qui suit a pour objectif de valider expérimentalement ces prédictions numériques sur la base des cartes d'apparition de la cavitation.

L'apparition et la disparition de la cavitation sont étudiées dans le tunnel hydrodynamique dans un écoulement caractérisé par une vitesse de 6.67 m/s ($Re = 10^6$). Nous rappelons que la détection de la cavitation se fait visuellement par l'observateur. Pour de faibles incidences ($\alpha = 2^\circ$), l'apparition des bulles sur la surface de l'hydrofoil ou la poche à mi-corde est considérée comme critère d'apparition de la cavitation (figure 4.33). Pour des incidences supérieures à 2° , l'apparition des germes au niveau du bord d'attaque a été choisie comme critère (figure 4.34). L'angle d'incidence, le nombre de cavitation ainsi que la mesure de la balance hydrodynamique sont notés au moment de l'apparition de la cavitation. Quant à la disparition de la cavitation, la suppression complète des bulles et des

germes a été choisie comme critère. Ce critère a été respecté tout au long de cette thèse.



(a). NACA 0012 standard

(b). NACA 0012 avec volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$

FIGURE 4.33 – Apparition de la cavitation sur les hydrofoils réalisés en impression 3D à $\alpha = 0.5^\circ$, $Re = 10^6$.

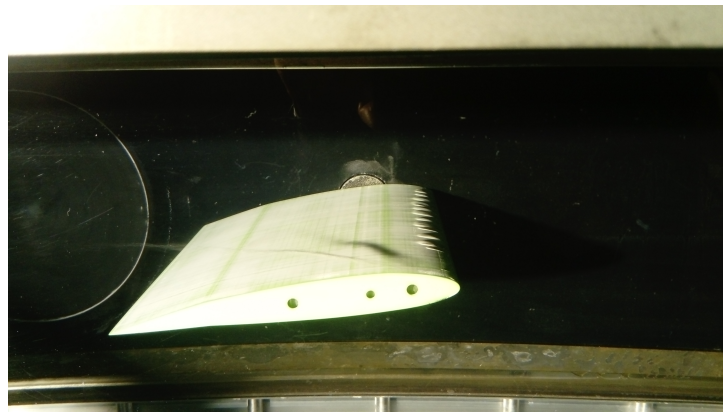
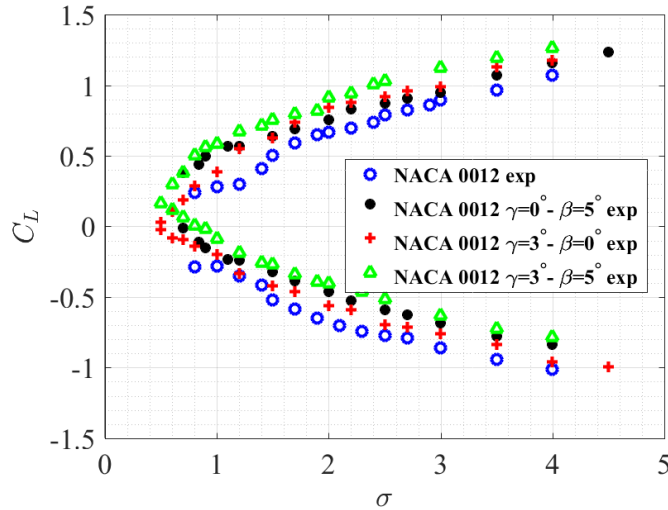


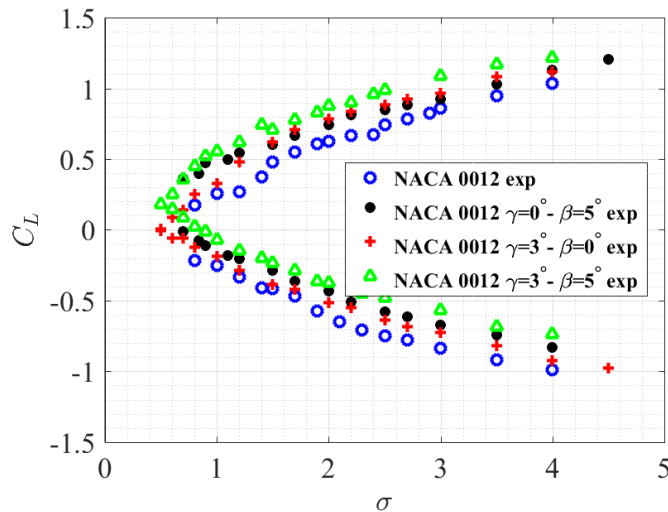
FIGURE 4.34 – Apparition de la cavitation sur le profil NACA 0012 imprimé en PLA avec un volet de bord d'attaque à $\gamma = 3^\circ$ et un volet de bord de fuite à $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$.

L'apparition et la disparition de la cavitation sur les quatre profils (NACA 0012 standard, NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec un volet de bord de fuite $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec les deux volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$) sont analysées expérimentalement dans un écoulement à $V = 6.67 \text{ m/s}$ ($Re = 10^6$) pour des coefficients de chargement positifs et négatifs. Les résultats de cette étude sont résumés en figures 4.35.(a) pour l'apparition de la cavitation et 4.35.(b) pour la disparition de la cavitation. Le même comportement est observé sur les cartes d'apparition et disparition de la cavitation. Les hydrofoils équipés de volets élargissent le domaine sub-cavitant du profil NACA 0012 standard pour des chargements positifs. Dans le cas où l'élargissement du domaine sub-cavitant pour des chargements négatifs est désiré, le braquage des volets dans le sens opposé provoquera le même effet et apportera un gain du même ordre de grandeur.

Il est noté que le profil NACA 0012 équipé d'un volet de bord d'attaque braqué à 3° et un volet de bord de fuite braqué à 5° apporte plus de gain en termes de cavitation pour des $C_L > 0.18$.



(a). Apparition de la cavitation



(b). Disparition de la cavitation

FIGURE 4.35 – Cartes d'apparition et de disparition de cavitation expérimentale des profils : NACA 0012, NACA 0012 avec le volet $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec le volet $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec les volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$.

La figure 4.36 représente les cartes d'apparition et disparition de la cavitation expérimentale sur le profil NACA 0012. Un effet d'hystérésis est observé entre les conditions d'apparition et de disparition de la cavitation. La différence de coefficient de portance entre l'apparition et la disparition de la cavitation pour des chargements positifs est d'environ $\Delta C_L = 0.06$ et de $\Delta C_L = 0.11$ pour des chargements négatifs. Cette différence signifie que la pression statique requise pour l'apparition de la cavitation doit être inférieure à celle requise pour la suppression de la cavitation. Cependant, la différence peut être expliquée par le processus de détection de cavitation basé sur des visualisations qui peuvent inférer un biais sur le C_L d'apparition de la cavitation. Elle peut être due à une réponse plus nette de l'écoulement dans le cas de la recompression du fluide dès que la pression remonte au-

dessus de la pression minimale. Cette remarque a été également observée par Astolfi et al. dans [12] lors de l'étude expérimentale des conditions d'apparition et disparition de la cavitation sur un profil NACA 66. Pour des nombres de cavitation compris entre $1 < \sigma < 1.5$, les cartes d'apparition et disparition de la cavitation sur le profil NACA 0012 se rétrécit. Ce comportement correspond à l'apparition précoce de la cavitation et qui est due à la présence des micros rugosités sur le bord d'attaque du profil. Ce phénomène a été observé par les différents utilisateurs comme le montrent les figures 4.31.(a) et 4.31.(b).

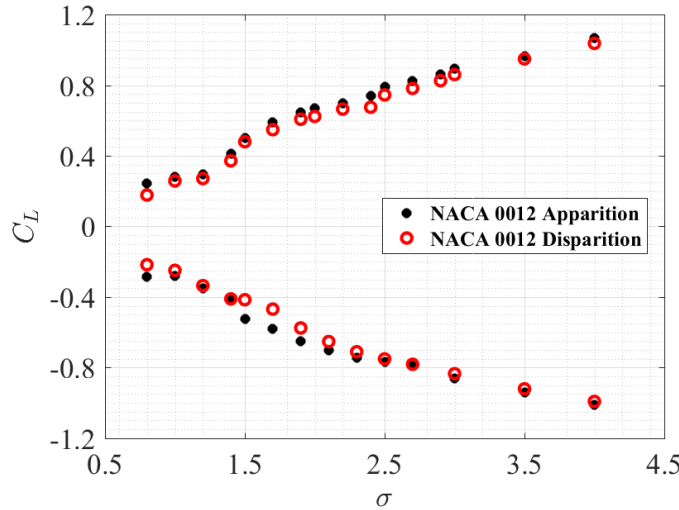


FIGURE 4.36 – Cartes d'apparition et de disparition de la cavitation issues des mesures expérimentales sur profil le NACA 0012, $Re = 10^6$.

Les résultats expérimentaux ont été comparés aux simulations numériques pour la même condition d'écoulement ($Re = 10^6$). Lors des calculs la transition a été forcée à 5% de la corde et $N_{crit} = 9$. Les cartes d'apparition et disparition de la cavitation pour chaque profil ont été comparées aux cartes numériques issues des calculs. Les résultats sont résumés en figure 4.37. L'hystérésis entre l'apparition et la disparition de la cavitation se retrouve sur chaque profil. La comparaison des résultats expérimentaux aux prédictions numériques montre un écart entre la carte de cavitation obtenue par le code Xfoil et les cartes expérimentales. Cela est dû au critère $-C_{pmin}$ qui peut être local alors que le critère visuel est fondé sur une cavitation établie. Elle montre aussi que la carte de disparition de la cavitation est la plus proche des résultats numériques car la véritable apparition de la cavitation peut se produire avant qu'elle ne soit détectée visuellement. De cette comparaison, il est noté que l'écart entre la mesure et le calcul augmente avec le nombre de cavitation pour $\sigma > 2$. Pour le profil symétrique et pour des nombres de cavitation $1 < \sigma < 1.5$, les cartes d'apparition et de disparition de la cavitation se rétrécissent.

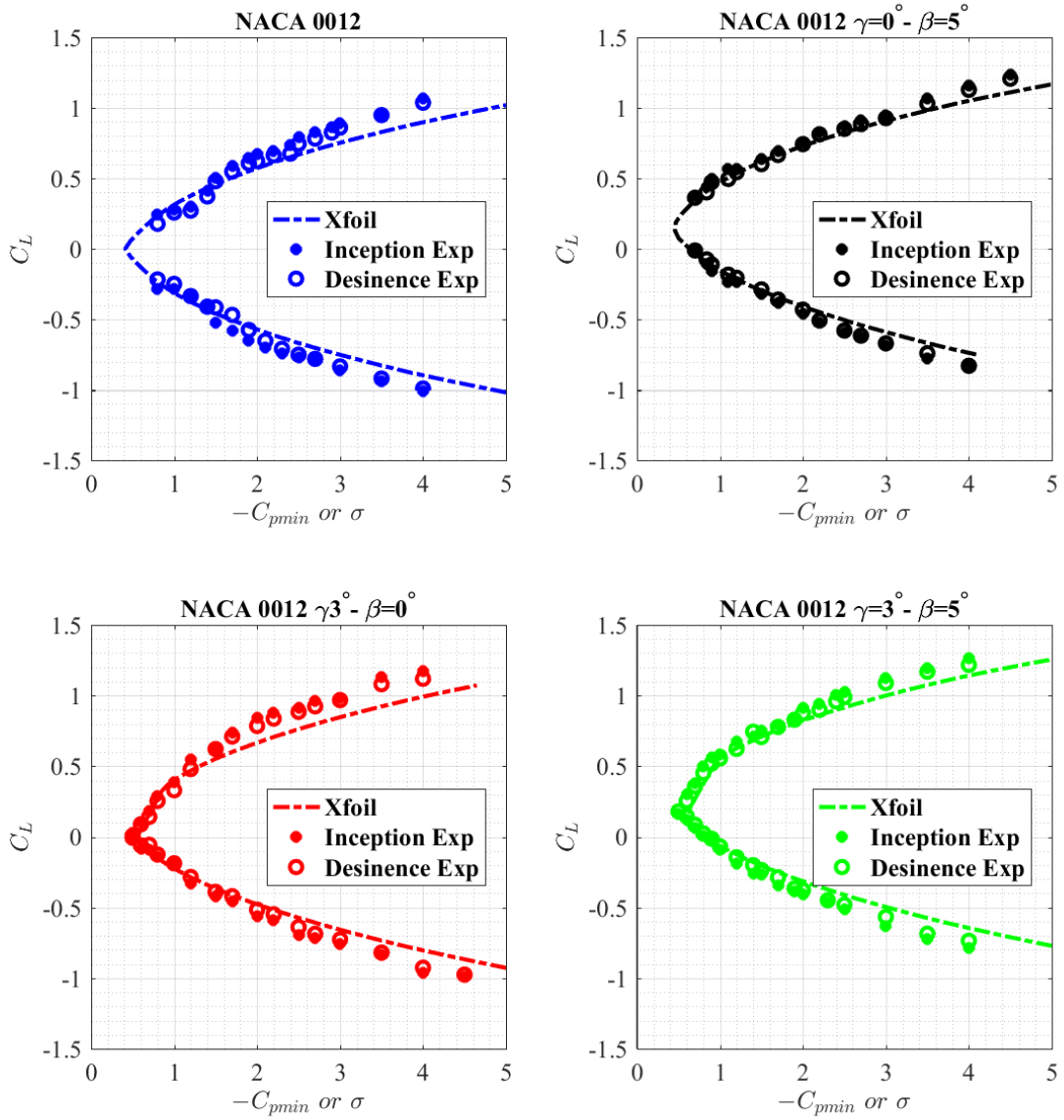


FIGURE 4.37 – Comparaison des cartes de cavitation expérimentales et numériques des hydrofoils : NACA 0012, NACA 0012 avec un volet $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec un volet $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$.

Les tableaux 4.8 et 4.9 résument l'écart entre le σ mesuré et le $-C_{pmin}$ prédit par le calcul pour deux points de fonctionnement caractérisés par $C_L = 0.5$ et $C_L = 0.8$ respectivement. Ces tableaux contiennent aussi l'écart en pourcentage par rapport à σ mesuré donné par l'équation 4.4. L'écart maximum entre la mesure et le calcul est de l'ordre de 21% dans le cas de fonctionnement à $C_L = 0.5$ et environ 56% dans le cas de fonctionnement à $C_L = 0.8$. Le profil équipé d'un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$ et d'un volet de bord de fuite à $\beta = 5^\circ$ donne des écarts de 15% et 9.25% pour les points de fonctionnement $C_L = 0.5$ et $C_L = 0.8$ respectivement.

$$\Delta\sigma(\%) = \frac{-C_{pmin} - \sigma}{\sigma} * 100 \quad (4.4)$$

Foils	σ	$-C_{pmin}$	$\Delta\sigma$	$\Delta\sigma$ (%)
NACA 0012	1.5	1.67	0.17	11.33
$\gamma = 0^\circ - \beta = 5^\circ$	0.9	1.09	0.19	21.11
$\gamma = 3^\circ - \beta = 0^\circ$	1.14	1.305	0.165	14.47
$\gamma = 3^\circ - \beta = 5^\circ$	0.8	0.92	0.12	15

TABLEAU 4.8 – L'écart entre le paramètre d'apparition de la cavitation et le $-C_{pmin}$ pour les profils NACA 0012 de base, NACA 0012 avec $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$ à $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$.

Foils	σ	$-C_{pmin}$	$\Delta\sigma$	$\Delta\sigma$ (%)
NACA 0012	2.5	1.305	1.195	47.80
$\gamma = 0^\circ - \beta = 5^\circ$	2.12	0.92	1.2	56.60
$\gamma = 3^\circ - \beta = 0^\circ$	1.88	2.71	0.83	44.15
$\gamma = 3^\circ - \beta = 5^\circ$	1.73	1.89	0.16	9.25

TABLEAU 4.9 – L'écart entre le paramètre d'apparition de la cavitation et le $-C_{pmin}$ pour les profils NACA 0012 de base, NACA 0012 avec $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$ à $C_L = 0.8$, $Re = 10^6$.

Pour résumer, l'étude expérimentale et numérique de la cavitation sur les différents hydrofoils dans un écoulement caractérisé par un nombre de Reynolds de 10^6 montre que :

- le comportement prédit par le calcul est retrouvé expérimentalement;
- pour un coefficient de portance $C_L = 0.5$, le profil équipé de volets de bord d'attaque et de bord de fuite apporte le meilleur gain en cavitation;
- expérimentalement, le gain en cavitation est de l'ordre de $\Delta\sigma = 0.7$ (figure 4.38.(b)), alors qu'il est de $-\Delta C_{pmin} = 0.75$ numériquement (figure 4.38.(a)).

Comme pour l'étude numérique, l'évolution de la vitesse expérimentale en fonction du nombre de cavitation est calculée à partir du nombre de cavitation pour une immersion de $h = 1$ m. Les cartes expérimentales d'apparition de la cavitation et les vitesses des quatre profils en fonction du nombre de cavitation sont tracées en figure 4.39.

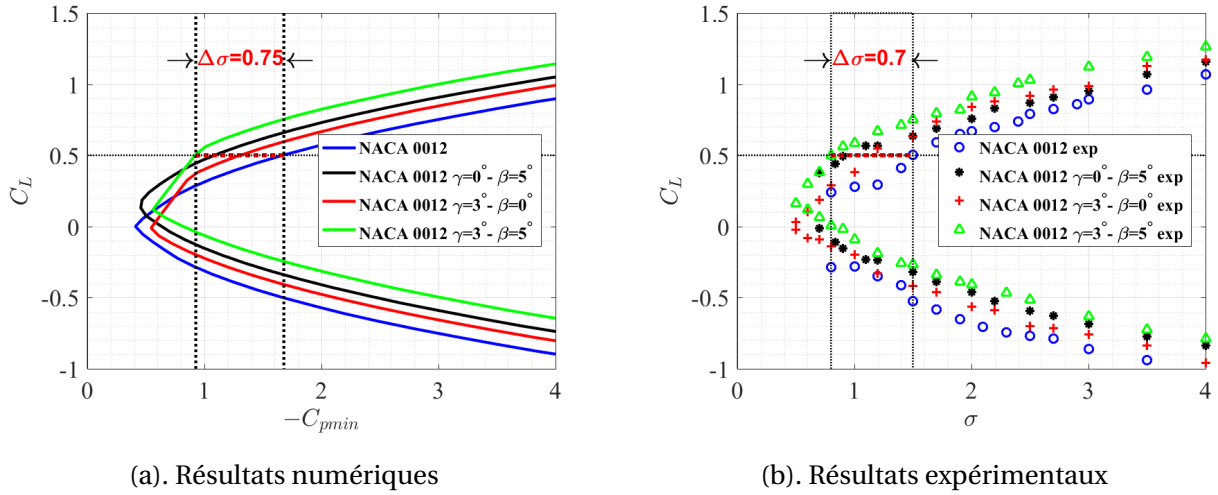


FIGURE 4.38 – Quantification du gain en termes de cavitation pour un même point de fonctionnement, $C_L = 0.5$ et $Re = 10^6$.

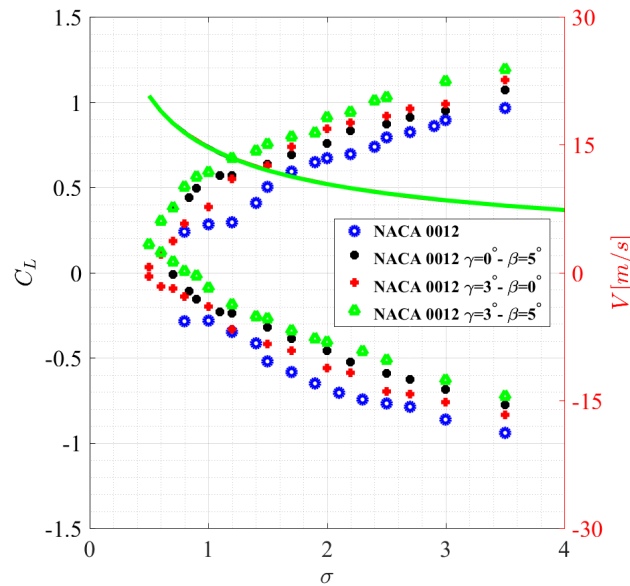


FIGURE 4.39 – Coefficient de portance et la vitesse des hydrofoils imprimés en PLA en fonction du nombre de cavitation, $Re = 10^6$.

Restons dans le cas choisi dans ce rapport $C_L = 0.5$. La figure 4.40 montre que le profil équipé des deux volets élargit le domaine sub-cavitant du profil NACA 0012 standard (sans volets). Pour ce coefficient de portance, le profil avec un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$ et un volet de bord de fuite $\beta = 5^\circ$ apporte un gain en cavitation d'environ $\Delta\sigma = 0.7$. Pour ce même C_L et ce même gain en cavitation (NACA 0012 sans volets $\sigma = 1.5$ et NACA 0012 avec volets $\sigma = 0.8$), les deux volets apportent une amélioration de la vitesse d'avance avant cavitation NACA 0012 d'environ 4.42 m/s.

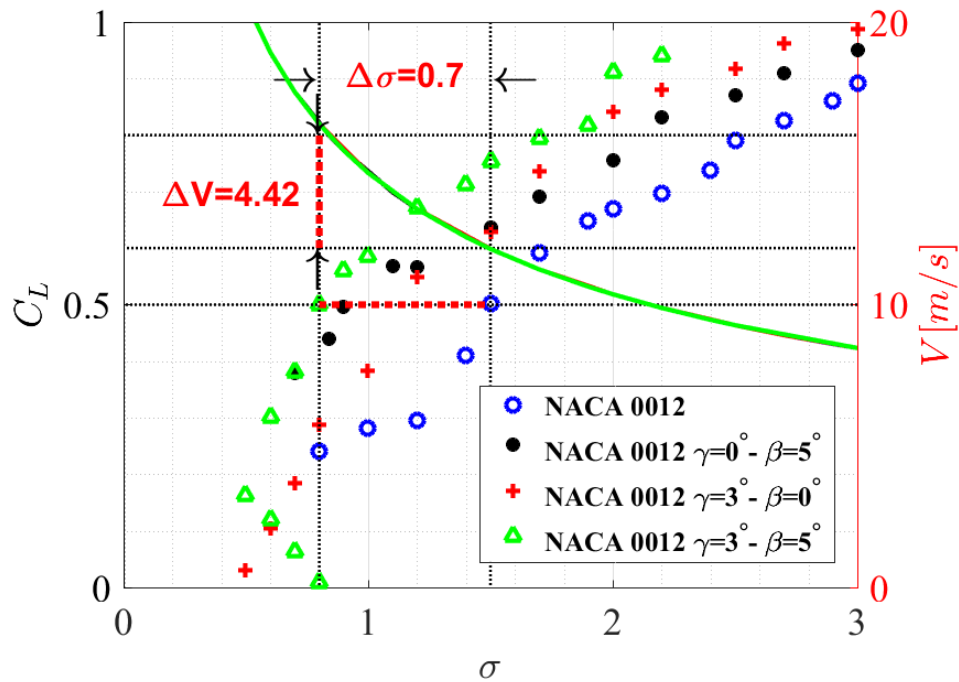


FIGURE 4.40 – Effet des volets sur le nombre de cavitation et la vitesse du profil NACA 0012 à $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$.

L'étude expérimentale des quatre hydrofoils (NACA 0012 standard, NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec un volet de bord de fuite $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec les deux volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$) peut être résumée en figure 4.41. Cette dernière résume l'évolution des coefficients de portance et de traînée ainsi que la vitesse en fonction de l'angle d'incidence des quatre profils en PLA. Elle permet pour une incidence précise d'évaluer l'effet des volets sur la portance, la traînée et la vitesse du profil NACA 0012.

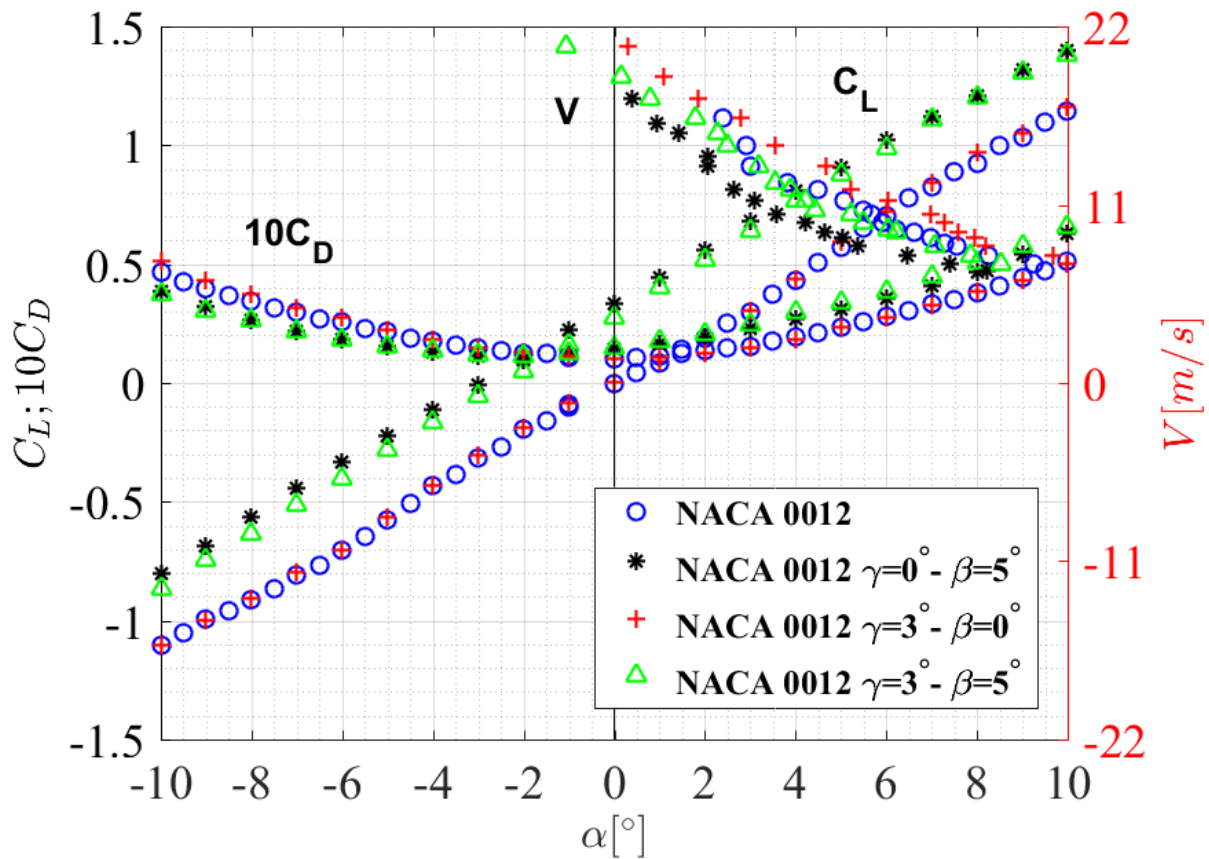


FIGURE 4.41 – Coefficients de portance et de traînée ainsi que la vitesse des hydrofoils en PLA en fonction de l'angle d'incidence (α), $Re = 10^6$.

La discontinuité au niveau de l'axe du volet peut engendrer des pics sur la distribution de pression telle qu'elle est présentée en figure 4.30. Cette discontinuité peut provoquer le décollement de l'écoulement en aval de l'axe de rotation. **Quel est l'effet de la forme du volet sur les performances hydrodynamiques ainsi que sur la distribution de pression?** Dans la section qui suit, nous avons cherché à apporter des éléments de réponse à cette question en comparant les résultats d'un volet classique avec un volet parabolique.

4.4 Effet de la forme du volet sur les performances hydrodynamiques

En aérodynamique, plusieurs recherches ont été menées afin de définir la forme du volet de bord de fuite qui permet le même déplacement vertical que le volet articulé, mais qui élimine les discontinuités au niveau de la distribution du coefficient de pression. Abdessemed et al. ([1]) ont défini une équation (équation 4.5) de l'ordre trois de la cambrure du volet de bord de fuite et ils ont comparé les résultats de ce type de volet à ceux d'un profil équipé d'un volet classique. La même équation de la cambrure du volet de bord de fuite a été utilisée par Hunsaker et al. ([59]) pour obtenir le même dé-

placement vertical (même ordonnée du volet de bord de fuite à $X/c = 1$) que le volet traditionnel tout en éliminant la discontinuité au niveau du point d'articulation du volet. Ils ont montré que l'apport de ce type de volet sur l'efficacité peut être de 33 à 50% de plus que celui du volet traditionnel.

L'équation 4.5 représente le polynôme du troisième ordre qui définit la cambrure de la partie morphing du profil (partie volet). Cette équation est ajoutée à l'équation de la distribution de l'épaisseur d'un profil NACA à quatre chiffres qui est définie en équation 4.6.

$$Y_c = \begin{cases} 0, 0 \leq X \leq X_s \\ -w_{te} \frac{(X - X_s)^3}{(1 - X_s)^3}, X_s \leq X \leq 1 \end{cases} \quad (4.5)$$

Avec Y_c la cambrure du volet de bord de fuite, X l'abscisse du profil adimensionné par la corde, X_s l'abscisse de l'axe de rotation du volet de bord de fuite et w_{te} est l'ordonnée (ou le déplacement vertical) du volet de bord de fuite donnée par : $w_{te} = X_s \tan(\beta)$. Ici $X_s = 0.7$.

$$Y_t = (th/c)(0.2969\sqrt{X} - 0.1260X - 0.3516X^2 + 0.2843X^3 - 0.1510X^4) \quad (4.6)$$

Où Y_t est la distribution de l'épaisseur adimensionnée par la corde du profil NACA et th est l'épaisseur du profil ($th = 0.12$ pour un NACA 0012).

Dans le cadre de ce projet, la modification de la forme du volet de bord de fuite a été obtenue en utilisant l'équation 4.5 et l'équation polynomiale du second ordre définie par l'équation 4.7. Les formes issues de ces deux équations ont été comparées à la forme du volet articulé avec un même déplacement vertical du bord de fuite ($\beta = 5^\circ$). La position de l'axe de rotation de bord de fuite est à $70\%c$. Avec "Morphed 2" la géométrie du volet défini par un polynôme d'ordre deux (équation 4.7) et "Morphed 3" la géométrie du volet défini par un polynôme d'ordre trois (équation 4.5).

$$Y_c = \begin{cases} 0, 0 \leq X \leq X_s \\ -w_{te} \frac{(X - X_s)^2}{(1 - X_s)^2}, X_s \leq X \leq 1 \end{cases} \quad (4.7)$$

La figure 4.42.(a) représente la géométrie du profil NACA 0012 standard, les géométries des profils avec des volets de bord de fuite définis par les équations polynomiales du second et du troisième ordre ainsi que celle du profil NACA 0012 avec un volet traditionnel droit et articulé. Les trois volets de bord de fuite sont braqués à 5° et l'axe de rotation est positionné à 70% de la corde. Les formes des volets de bord fuite sont représentées en figure 4.42.(b). Cette dernière montre que le volet avec une forme parabolique élimine la discontinuité au niveau du point de l'articulation du volet classique.

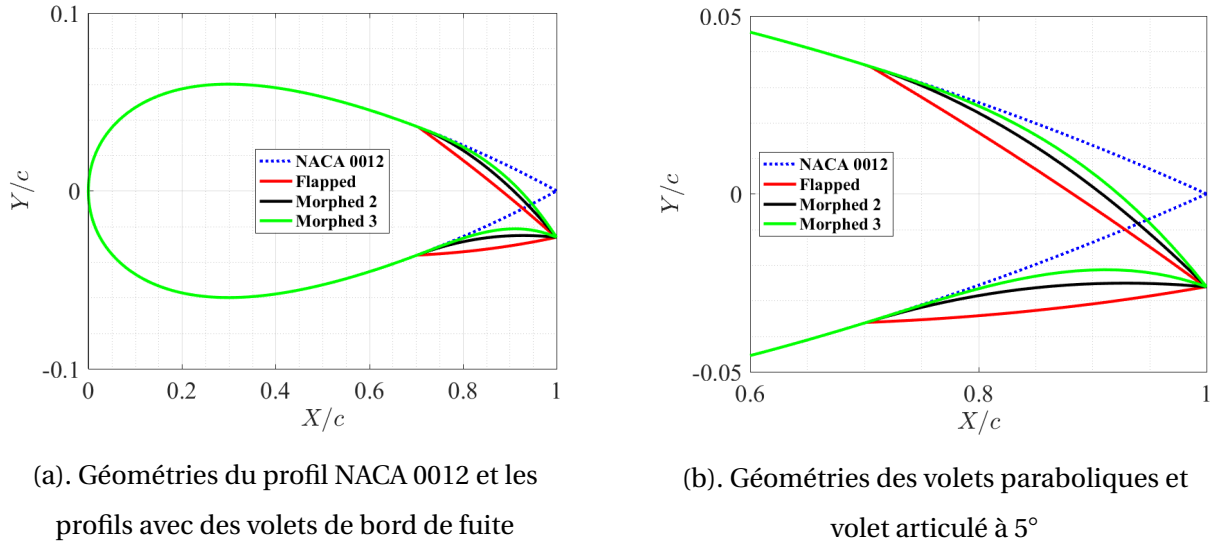


FIGURE 4.42 – Géométries des profils avec le volet de bord de fuite articulé et les volets de bord de fuite paraboliques, $\beta = 5^\circ$ et $X_s = 0.7$.

Dans les mêmes conditions que l'étude paramétrique ($Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$, $X_{tr} = 0.05$ et $-10^\circ < \alpha < +10^\circ$), l'écoulement autour de ces quatre hydrofoils est calculé.

Les coefficients de portance et de traînée en fonction de l'angle d'incidence sont représentés en figure 4.43.(a) et figure 4.43.(c). Les évolutions du C_L des profils avec volets paraboliques ont la même tendance que celle du profil avec un volet traditionnel. Certes ce dernier apporte un gain significatif de portance par rapport au profil NACA 0012 sans volet, mais les volets avec une forme parabolique fournissent des gains supérieurs. Il est aussi constaté que le coefficient de portance augmente avec l'ordre du polynôme qui ajoute une cambrure supplémentaire à celle du volet traditionnel. La figure 4.43.(b) illustre l'écart en portance des profils avec volets par rapport au profil NACA 0012 (sans volet). En moyenne, le profil avec volet de bord de fuite défini par une fonction polynomiale du second ordre, apporte un gain en C_L de 0.074 soit 11.9% de plus par rapport au profil avec un volet classique à $\alpha = 3^\circ$. Quant au profil avec un volet de bord de fuite défini par une fonction d'ordre trois (cubique), il apporte une augmentation du coefficient de portance d'environ 0.127 soit environ 15.36% de plus par rapport au profil avec un volet classique à $\alpha = 5^\circ$.

La figure 4.43.(c) montre que le volet de bord de fuite augmente la traînée du profil NACA 0012 de base pour des incidences supérieures à -2° . De même que le coefficient de portance, le C_D augmente au fur et à mesure que l'ordre du polynôme de la cambrure du volet de bord de fuite augmente. Il est aussi remarqué que le ΔC_D entre le volet parabolique et le volet traditionnel croît avec l'angle d'incidence.

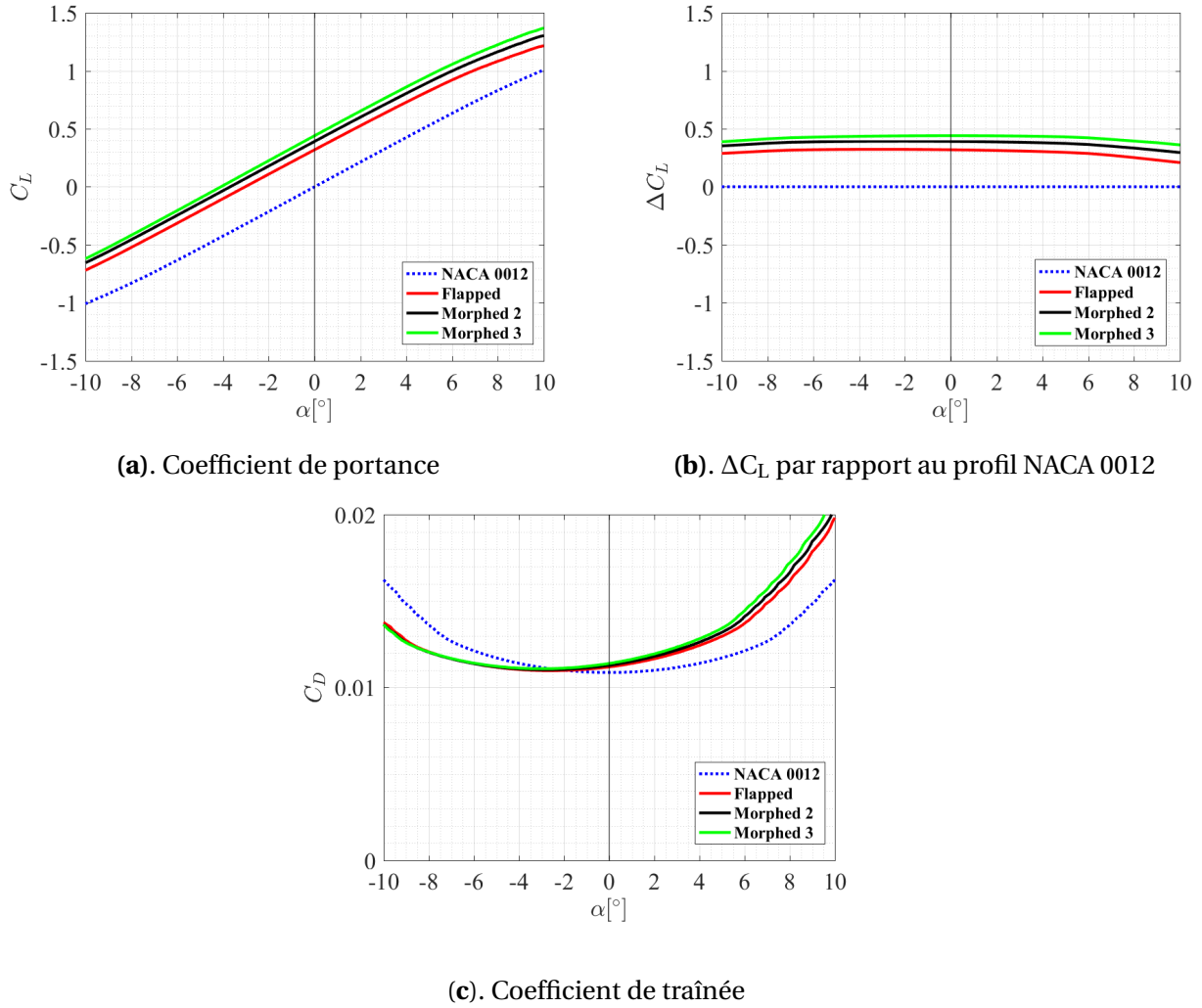


FIGURE 4.43 – Coefficients de portance et de traînée en fonction de l'incidence du profil NACA 0012, du profil avec un volet de bord de fuite articulé à 5° et des profils avec volets de bord de fuite parabolique, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

L'analyse de l'évolution du rapport C_L/C_D (figure 4.44) des quatre profils, montre que le volet de bord de fuite défini par une équation polynomiale améliore la finesse du profil NACA 0012 standard ainsi que celle du profil équipé d'un volet de bord de fuite traditionnel à 5° . L'ordre du polynôme de la cambrure du volet de bord de fuite affecte lui aussi le rapport C_L/C_D . Le polynôme d'ordre trois apporte plus de gain en termes de finesse par rapport au polynôme du second ordre. Par exemple, à une incidence de 5° , le gain apporté par le profil avec un volet traditionnel est de l'ordre de 18.53 (40.95% par rapport au profil de base) contre respectivement 23.26 (51.40%) et 26.25 (58.01%) pour les volets de forme parabolique et cubique.

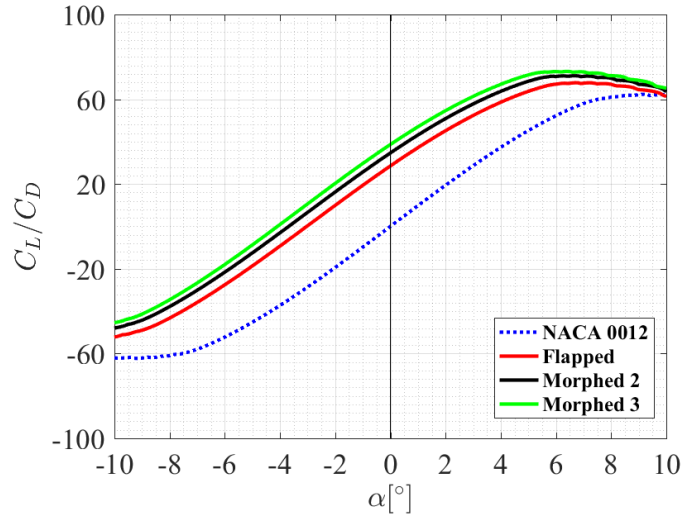


FIGURE 4.44 – Finesse du profil NACA 0012, du profil avec un volet de bord de fuite traditionnel et des profils avec des volets de bord de fuite parabolique, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

L'évolution du coefficient de portance en fonction de l'opposé du coefficient de pression minimum des quatre profils est représentée en figure 4.45.(a) et figure 4.45.(b). Il est observé sur ces deux figures que la forme du volet affecte la carte de cavitation du profil de base NACA 0012. L'analyse de ces deux figures montre aussi que le volet parabolique élargit le domaine sub-cavitant du profil NACA 0012 équipé d'un volet classique à 5° . Pour un point de fonctionnement caractérisé par un $C_L = 0.5$, le volet de bord de fuite avec une forme parabolique apporte une variation de $-C_{pmin}$ du profil avec un volet traditionnel d'ordre de 0.1257 (soit un écart relatif de 11.07%). Pour la même condition ($C_L = 0.5$), le volet de bord de fuite avec une forme cubique apporte une variation autour de 0.2096 qui vaut 18.47% par rapport au volet de bord de fuite classique. Il est aussi noté que le polynôme du troisième ordre permet un élargissement du domaine sub-cavitant d'environ 0.0839 (8.31%) par rapport au polynôme du deuxième ordre (à $C_L = 0.5$).

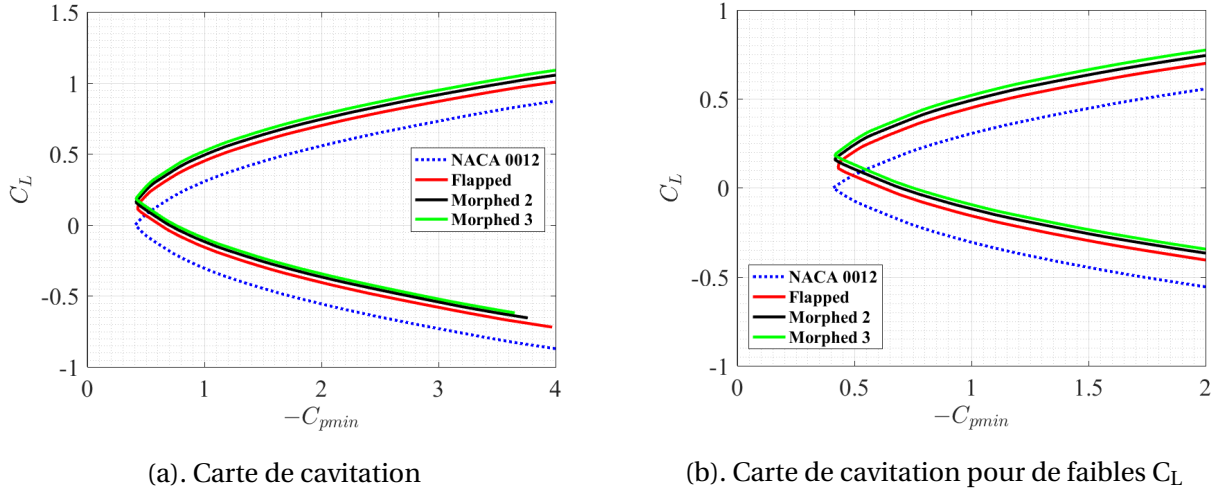


FIGURE 4.45 – Cartes de cavitation numériques du profil NACA 0012, du profil avec un volet de bord de fuite traditionnel à 5° et des profils avec des volets de bord de fuite parabolique, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

Toujours pour le point de fonctionnement caractérisé par un $C_L = 0.5$ et les mêmes conditions d'écoulement, la distribution du coefficient de pression autour des quatre profils est tracée en figure 4.46. Le volet de bord de fuite avec une forme parabolique élimine le pic au niveau de l'axe du volet, mais présente un fort gradient de pression défavorable au voisinage immédiat du bord de fuite du profil, ce qui peut provoquer un décollement de l'écoulement près du bord de fuite du volet. La modification du champ de pression autour du profil NACA 0012 conduit à la modification de la position de la résultante des efforts hydrodynamiques. La figure 4.47 représente l'évolution de centre de poussée et de l'angle d'incidence en fonction du numéro de profil pour un $C_L = 0.5$.

- 1 : profil de base NACA 0012;
- 2 : profil NACA 0012 avec un volet articulé à 5° ;
- 3 : profil NACA 0012 avec un volet parabolique incliné à 5° ;
- 4 : profil NACA 0012 avec un volet cubique incliné à 5° .

Le volet de bord de fuite articulé (ou traditionnel) repousse le centre de pression du profil NACA 0012 de base et le volet avec une forme continue repousse la position de la résultante encore plus vers le bord de fuite (à $C_L = 0.5$). Il est également noté que le centre de poussée recule vers le bord de fuite avec l'augmentation de l'ordre du polynôme de la cambrure du volet. L'angle d'incidence diminue par les profils équipés des volets à $C_L = 0.5$ (figure 4.47). Le centre de poussée repoussé vers l'arrière du profil génère un coefficient de moment négatif par rapport à l'axe de rotation du profil positionné à 25% de la corde qui a tendance à faire cabrer le profil.

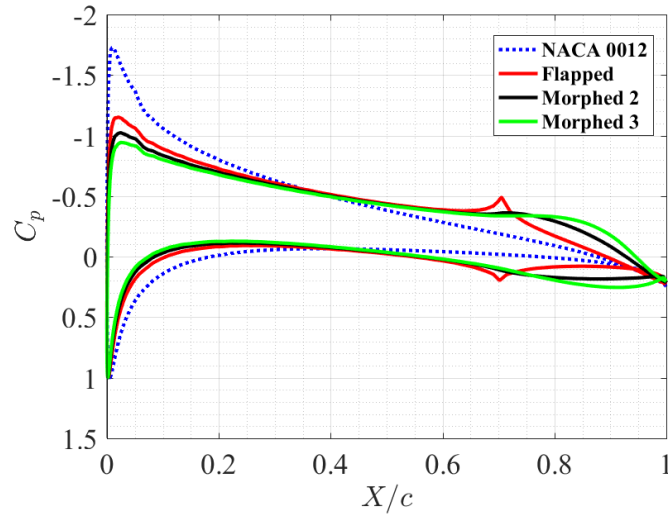


FIGURE 4.46 – Influence de la forme du volet de bord de fuite sur la distribution du coefficient de pression du profil NACA 0012 à $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

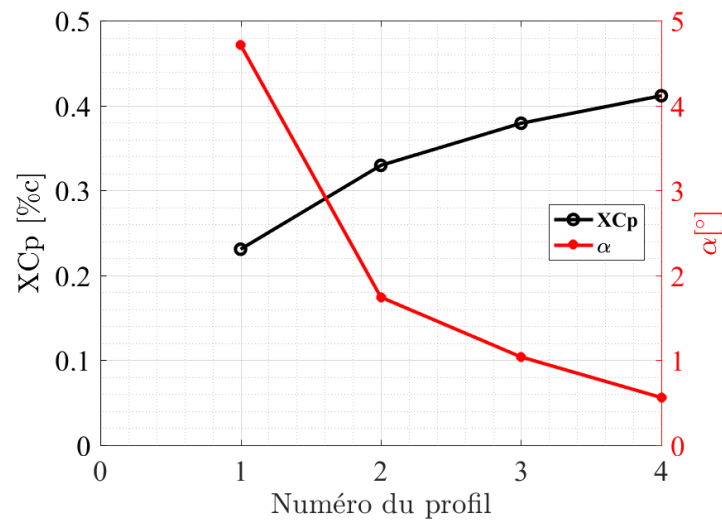


FIGURE 4.47 – Influence de la forme du volet de bord de fuite sur la position du centre de poussée du profil NACA 0012 à $C_L = 0.5$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

4.5 Synthèse du chapitre

Dans ce chapitre, une étude conjointe numérique et expérimentale est menée. Premièrement, les effets de la position de l'épaisseur maximale et de l'angle des volets de bord de fuite et de bord d'attaque sur les performances hydrodynamiques ainsi que sur le critère d'apparition de la cavitation sont évalués. L'étude a été réalisée à l'aide du code potentiel-couche limite Xfoil dans un écoulement caractérisé par un nombre de Reynolds de 10^6 , $N_{crit} = 9$, $X_{tr} = 0.05$ et les angles d'incidence entre -10° et $+10^\circ$. Cette analyse montre que :

- le paramètre le plus pertinent pour impacter les coefficients hydrodynamiques ainsi que la carte de cavitation du profil NACA 0012 est le volet de bord de fuite surtout, mais aussi le volet de bord d'attaque;
- pour un coefficient de portance constant, l'algorithme d'optimisation permet d'extraire le type et l'angle du volet qui donnent le meilleur compromis en portance et en cavitation;
- pour un $C_L = 0.5$ et des angles des volets entre 0° et $+5^\circ$, un profil NACA 0012 équipé d'un volet de bord d'attaque à 3° et d'un volet de bord de fuite à 5° permet par rapport aux autres configurations testées le meilleur élargissement du domaine de fonctionnement et du domaine sub-cavitant;
- sur la base de fabrication des profils quasi-rigides en impression 3D, le coefficient de portance expérimental est en très bon accord avec le coefficient de portance prédit par le calcul;
- dû au caractère 3D de la traînée dans le tunnel hydrodynamique, le calcul Xfoil sous-estime le coefficient de traînée;
- les cartes de cavitation des différents profils prédites par le code de calcul Xfoil sont très voisines de celles mesurées dans la veine d'essais;
- la modification de la cambrure du volet de bord de fuite permet d'éliminer la discontinuité de la distribution de pression au niveau de l'articulation des volets.

Les prédictions numériques ont montré que la discontinuité au niveau de l'axe de rotation du volet engendre des pics sur la distribution du coefficient de pression. L'idée est donc d'étudier des hydrofoils auto-adaptatifs qui permettent le contrôle de leur forme pour s'adapter aux différentes conditions d'écoulement et élargir leur domaine de fonctionnement. Dans cette optique la forme du volet de bord de fuite a été modifiée afin de supprimer la rupture de pente au niveau de l'axe de rotation du volet articulé.

Cette étude est basée sur une forme parabolique du volet de bord de fuite et il a été montré que pour le même angle que le volet classique, le volet à forme parabolique améliore :

- le coefficient de portance du profil NACA 0012 avec un volet articulé ;
- la finesse du profil NACA 0012 avec un volet articulé traditionnel droit ;
- le domaine sub-cavitant du profil NACA 0012 ainsi que celui du profil avec un volet articulé.

L'étude des hydrofoils auto-adaptatifs a fait l'objet d'une recherche bibliographique et d'une étude afin de déterminer la meilleure technique de contrôle de la forme. Notre choix s'est porté sur le contrôle de la pression interne dans un hydrofoil avec cavité. Cette étude fait l'objet du prochain chapitre.

Chapitre 5

Résultats de la caractérisation de l'hydrofoil à paroi déformable

Dans le chapitre 4, un hydrofoil avec volets a été caractérisé en termes de propriétés hydrodynamiques. Cette étude a montré que la modification de la forme d'un hydrofoil fait varier significativement sa réponse hydrodynamique en portance et en cavitation. L'approche discrète présentée dans le précédent chapitre amène un besoin de caler ensemble les angles des volets de bord d'attaque et de bord de fuite pour modifier les performances hydrodynamiques en portance et en cavitation. Cette approche discrète amène une nouvelle ambition sur la modification de forme :

- *peut-on contrôler utilement la géométrie d'un hydrofoil en agissant sur sa déformabilité?*
- *quelle technologie d'hydrofoil pourra permettre cela?*
- *est-on en mesure alors de prédire sa réponse hydrodynamique?*

C'est dans ces trois questions que se résument les objectifs du chapitre 5. Nous nous intéressons à l'étude d'un hydrofoil en composite contrôlable par le pilotage de la pression interne dans une cavité (2.1.2). Ici, le matériau participe à la déformation de l'hydrofoil. La procédure du calcul inclut une prédiction de la forme du foil sous les chargements combinés de la mise en dépression et du champ de pression hydrodynamique lors de l'écoulement comme vu dans le chapitre 3. Dans un premier temps, nous présentons dans les parties 5.1 et 5.2 les résultats de l'étude de l'hydrofoil déformable en air libre. Cette étape a pour objectif d'établir un modèle basé sur la mécanique des milieux déformables, de vérifier sa pertinence et de le mettre au point. Nous réalisons une mise en dépression seule que le nous modélisons numériquement à l'aide du logiciel ANSYS Mechanical.

Dans un second temps, nous conduisons une simulation en IFS et des essais correspondants sur l'hydrofoil contrôlé par une pression interne et sous une incidence. Les résultats sont présentés dans les parties 5.3, 5.4 et 5.5. Nous y présentons en premier l'effet de la pression dans la cavité sur la géométrie de l'hydrofoil sous écoulement à 5 m/s ($Re = 0.75 \cdot 10^6$), puis son effet sur les coefficients hydrodynamiques et sur les conditions d'apparition et de disparition de la cavitation. Les résultats

expérimentaux sont comparés à ceux obtenus de la simulation en couplage fluide-structure développé dans le cadre de cette thèse.

Une dernière question soulevée concerne la résistance mécanique du matériau composite constitutif de l'hydrofoil. Quelques indications sont données sur l'état des contraintes dans les plis des matériaux composites utilisés.

Sommaire

4.1	Vérification et validation du code de calcul Xfoil	100
4.2	Caractérisation de l'effet des paramètres géométriques sur les forces hydrodynamiques et sur la cavitation	103
4.2.1	Effet de la position d'épaisseur maximale	103
4.2.2	Effet de l'angle du volet de bord de fuite	109
4.2.3	Effet du volet de bord d'attaque	115
4.2.4	Effets combinés des volets de bord d'attaque et de bord de fuite	121
4.3	Étude expérimentale des hydrofoils avec volets de bord de fuite et de bord d'attaque	128
4.3.1	Validation du montage des hydrofoils en impression 3D	128
4.3.2	Résultats de l'algorithme d'optimisation du type et de l'angle du volet	131
4.3.3	Forces hydrodynamiques des hydrofoils équipés de volets	132
4.3.4	Etude de la cavitation d'un hydrofoil en impression 3D	136
4.3.5	Étude de la cavitation des hydrofoils avec volets	138
4.4	Effet de la forme du volet sur les performances hydrodynamiques	146
4.5	Synthèse du chapitre	153

5.1 Mesure de la déformabilité de l'hydrofoil en air libre

Les différents résultats de l'étude de l'hydrofoil à paroi déformable sont présentés dans un repère défini en figure 5.1 et qui correspond au système d'axes du repère veine. X, Y et Z ont été définis comme les dimensions suivant la corde, l'épaisseur et l'envergure respectivement.

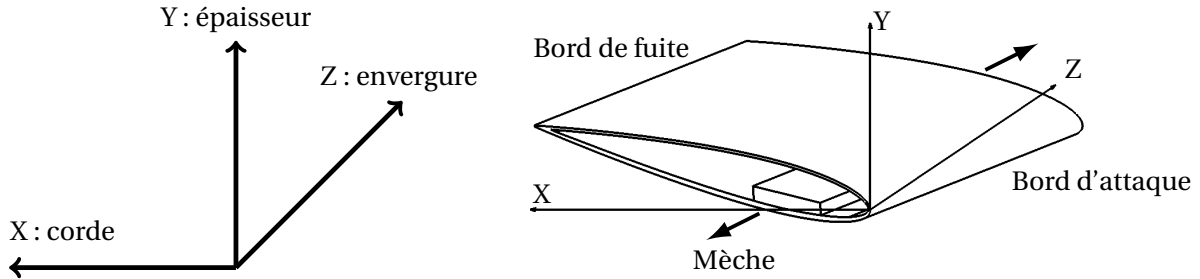


FIGURE 5.1 – Les trois dimensions de l'hydrofoil dans le repère veine.

Comme dit dans les chapitres précédents, la déformabilité de l'hydrofoil a été analysée expérimentalement par une technique de mesure sans contact (corrélation d'images numériques). Les essais ont été réalisés en air libre où l'hydrofoil est soumis uniquement à la dépression interne. Premièrement, les résultats de l'évolution de la forme des parois de l'hydrofoil sous l'effet de la mise en dépression interne sont présentés. Il s'agit de la comparaison des géométries des parois rigide et déformable sous l'effet de ΔP à la forme de l'hydrofoil au repos ($\Delta P = 0$ bar). Nous rappelons ici que la quantité ΔP représente la différence de pression par rapport à la pression atmosphérique de référence. Lorsque la quantité $\Delta P = 0.415$ bar signifie que la pression dans la cavité interne est de 0.625 bar et elle est calculée à l'aide de l'équation 5.1.

$$\Delta P = P_{ref} - P_{int}$$

$$\Delta P = 1.04 - 0.625 \quad (5.1)$$

$$\Delta P = 0.415 \text{ bar}$$

Deuxièmement, le champ de déplacement de la paroi flexible sous $\Delta P = 0.415$ bar est analysé. Ensuite, nous nous intéressons plus particulièrement à la section de l'hydrofoil la plus sollicitée et la plus déformée. Lors de cette partie, l'évolution de la forme de la section à mi-envergure ($Z/c = 0.55$) en fonction de la pression interne est présentée ainsi que son déplacement vertical dans la direction Y. Pour terminer cette partie en établissant une relation entre la pression interne et le déplacement maximal de la paroi déformable.

5.1.1 Analyse de la déformée de l'hydrofoil avec la corrélation d'images numériques

L'effet de la pression imposée dans la cavité sur les déformations de l'hydrofoil a été étudié à l'aide de la corrélation d'images numériques (VIC-3D) comme décrite en 2.3. La géométrie de l'hydrofoil

dans le plan (XZ) à l'état initial ($\Delta P = 0$ bar) obtenue par la VIC-3D est représentée en figure 5.2. La forme de la paroi la plus rigide sous l'effet d'un $\Delta P = 0.494$ bar est représentée en figure 5.3. Cette figure montre que la forme de la paroi subit une légère modification. Cette modification est due à une faible déformation de la paroi rigide et au changement de la position de l'hydrofoil sous l'effet de la mise en dépression. Le déplacement maximal de la paroi rigide est de l'ordre de 0.8 mm soit 0.53% c situé autour de 40% de la corde.

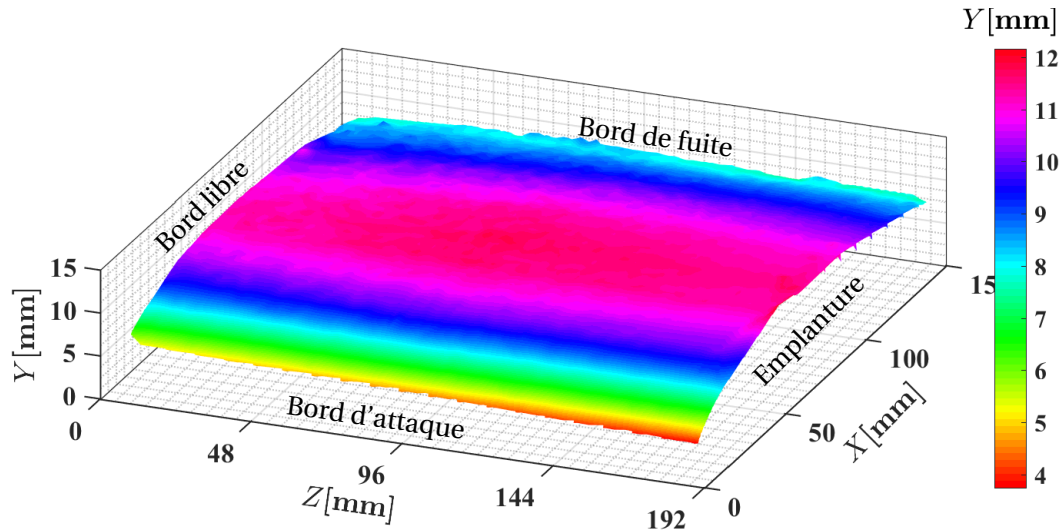


FIGURE 5.2 – Géométrie du profil déformable à l'état initial, $\Delta P = 0$ bar.

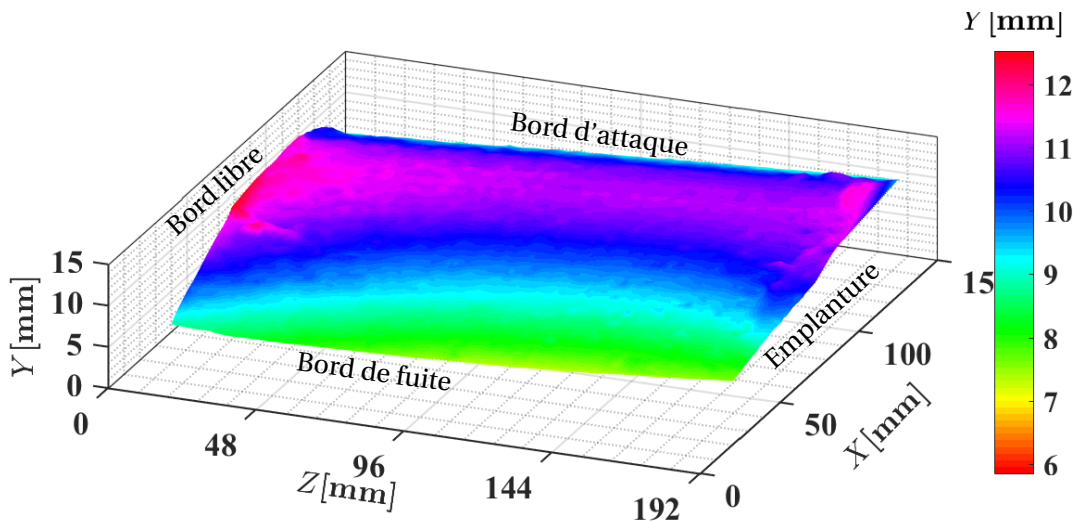


FIGURE 5.3 – Géométrie de la paroi rigide du profil déformable obtenue par la VIC-3D, $\Delta P = 0.494$ bar.

Dans cette partie, l'effet de la mise en dépression interne sur la forme de la paroi déformable est analysé. Sous l'effet d'une pression dans la cavité de 0.625 bar et qui correspond à $\Delta P = 0.415$ bar, la géométrie de la paroi flexible est représentée en figure 5.4. La modification de la pression interne affecte d'une manière significative la forme de la paroi flexible. Pour la même pression dans la cavité

interne, la figure 5.5 représente le champ de déplacement vertical de la paroi déformable (U), avec U correspondant au déplacement vertical suivant l'axe Y ou l'épaisseur de l'hydrofoil. Nous remarquons que le déplacement maximal est de 8.06 mm (5.3% c) par rapport au profil initial (figure 5.2). La déformation n'est pas uniforme dans le sens de l'envergure en raison des conditions aux limites différentes à l'emplanture et à l'extrémité libre. Cette différence est due à la fermeture des deux extrémités de l'hydrofoil qui apportent une raideur supplémentaire. En effet, il est nécessaire que l'hydrofoil soit étanche pour pouvoir contrôler la pression interne.

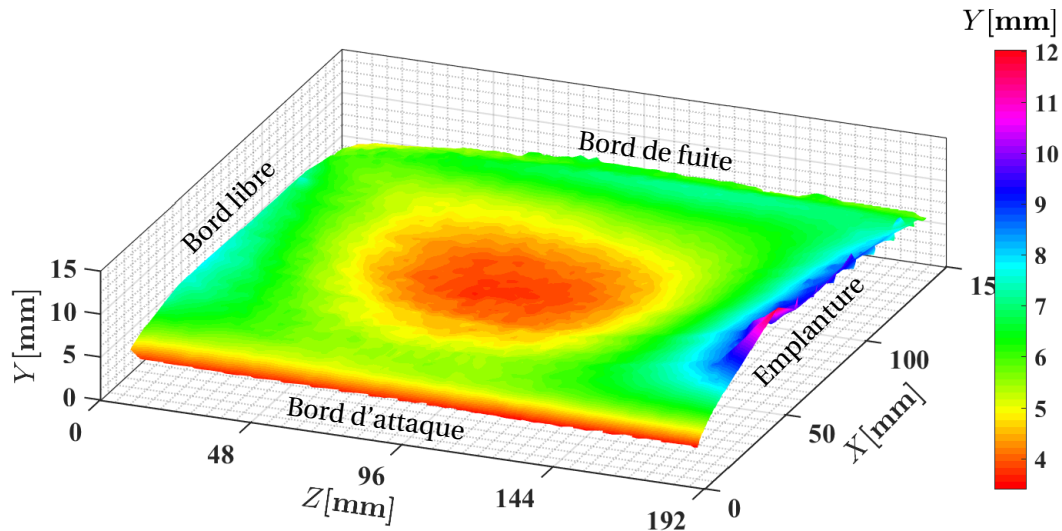


FIGURE 5.4 – Géométrie de la paroi flexible de l'hydrofoil déformable obtenue par VIC-3D, $\Delta P = 0.415$ bar.

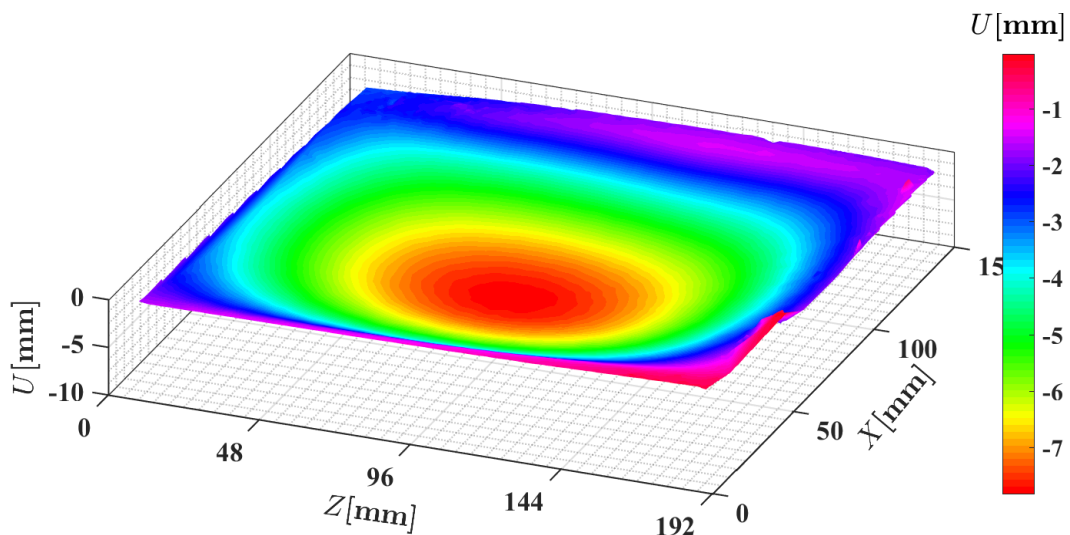


FIGURE 5.5 – Champ de déplacement vertical de la paroi flexible de l'hydrofoil obtenu par VIC-3D, $\Delta P = 0.415$ bar.

Nous constatons de cette analyse que la paroi la plus rigide subit peu de déformations sous l'effet

de la mise en dépression, contrairement à la paroi flexible qui subit des déformations très importantes notamment la section à mi-envergure. Par la suite, c'est à cette dernière que nous porterons notre attention.

5.1.2 Caractérisation de l'effet de la pression interne sur la déformée à mi-envergure

Nous exposons dans cette partie les résultats de l'analyse expérimentale de l'effet de la pression interne sur la section à mi-envergure de la paroi flexible de l'hydrofoil. Les formes de la section centrale ainsi que le déplacement vertical en fonction de la corde à $Z/c = 0.55$ sont représentés respectivement en figures 5.6.(a) et 5.6.(b). Ces figures mettent en évidence les modifications de la géométrie de l'hydrofoil sous l'effet de $\Delta P = 0.415$ bar (figure 5.4). Il est constaté que sans la mise en dépression, la forme de la section initiale correspond à la géométrie du profil NACA 0012. Ce dernier évolue et devient concave sur cette corde, là où nous constatons une concavité forte notamment pour des pressions dans la cavité inférieures à 0.883 bar, c'est-à-dire $\Delta P > 0.157$ bar. La figure 5.6.(b) montre que le déplacement de la paroi déformable à $Z/c = 0.55$ est important à mi-corde. Ce déplacement augmente au fur et à mesure que la quantité ΔP est augmentée pour atteindre une valeur limite d'environ $5.3\%c$. Cette limite est imposée par ce nouveau concept qui est l'arrivée en butée de la paroi déformable avec la mèche. Cette étude a permis de mettre en évidence la grande déformabilité de la paroi en incluant un changement de concavité et une limite de déformabilité imposée par la technologie présentée dans ce chapitre.

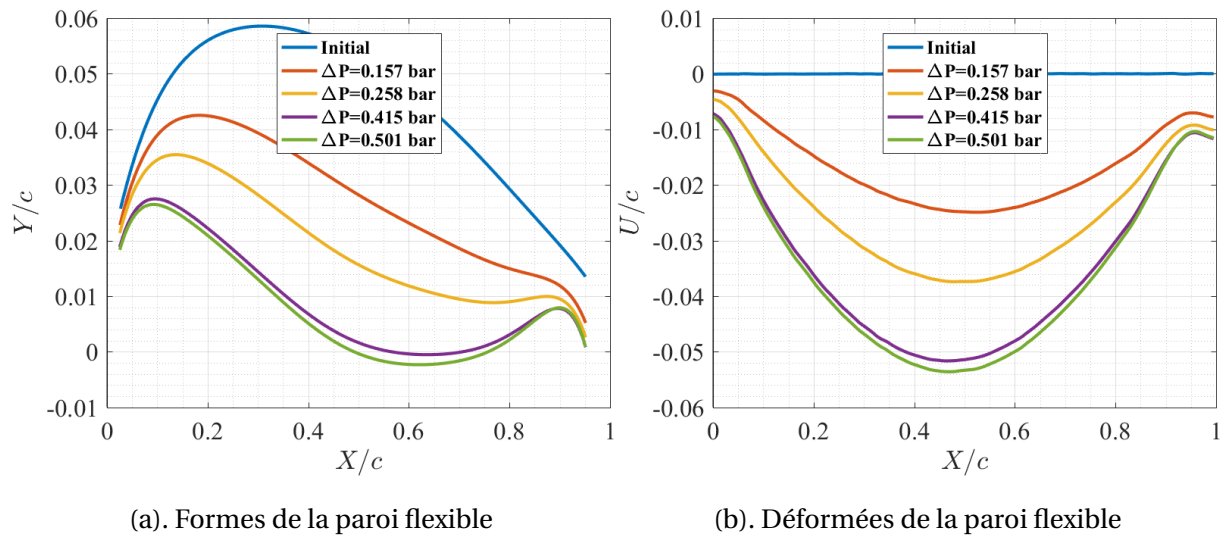
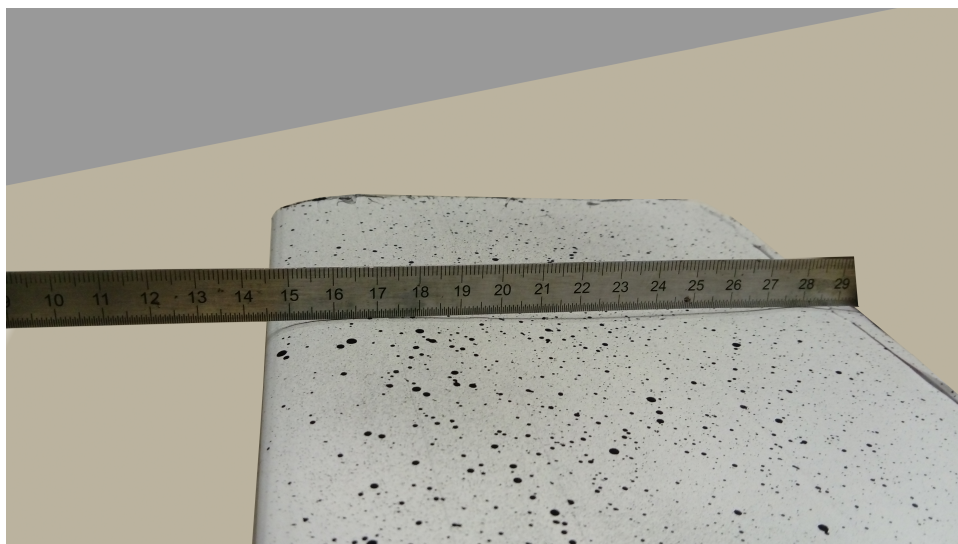


FIGURE 5.6 – Formes de la paroi flexible et les déformées associées à mi-envergure $Z/c = 0.55$ en fonction de la corde et de la mise en dépression interne.

L'emploi d'un profil tel que celui présenté dans ce chapitre et dont la concavité varie en fonction de la pression interne conduit nécessairement à une variation de la cambrure (figure 5.7).

FIGURE 5.7 – Cambrure de la paroi flexible sous l'effet de $\Delta P = 0.2$ bar.

5.1.3 Comparaison des déplacements expérimentaux de la paroi flexible de l'hydrofoil aux résultats d'un calcul structural sur une section 2D

Le déplacement maximal mesuré par la VIC-3D en fonction de la pression interne a été comparé à celui calculé sur une section 2D tel qu'il est décrit en 3.2.3. Les calculs structuraux ont été réalisés sur une section 2D de l'hydrofoil déformable avec un matériau isotrope et un module de Young équivalent qui vaut 70 000 MPa. La figure 5.8 représente le déplacement expérimental mesuré par la corrélation d'images numériques et le déplacement calculé de la paroi flexible à $X/c = 0.33$ et $Z/c = 0.63$ en fonction de la pression interne.

Le déplacement de la paroi flexible est linéaire pour une pression dans la cavité allant jusqu'à 0.64 bar ($\Delta P = 0.4$ bar) et atteint une valeur limite d'environ $0.045c$. Les résultats numériques sont en bon accord avec les résultats expérimentaux pour une pression interne allant jusqu'à $\Delta P = 0.4$ bar, ce qui montre qu'un modèle mécanique simple est dans le principe cohérent avec les expériences, malgré l'emploi d'une loi de comportement inadaptée.

Au-delà de $\Delta P = 0.4$ bar, la paroi flexible entre en contact avec la mèche de l'hydrofoil et la simulation n'est plus satisfaisante.

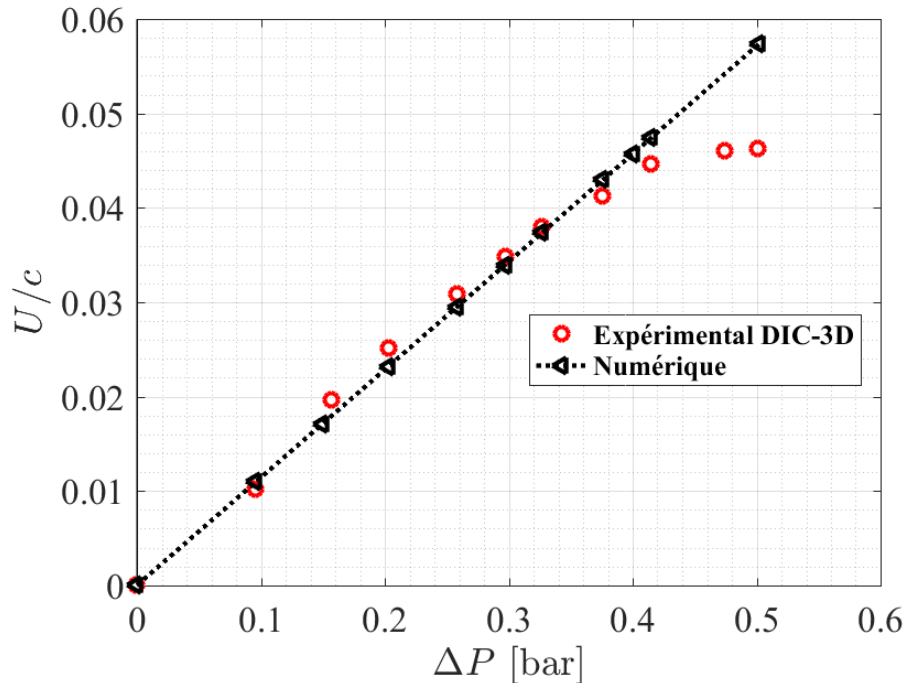


FIGURE 5.8 – Mesure et prédiction numérique du déplacement de l'hydrofoil à $X/c = 0.33$ et $Z/c = 0.63$ lors des essais en air libre.

5.2 Analyse tridimensionnelle de la réponse structurale de l'hydrofoil déformable avec ANSYS ACP

L'hydrofoil en composite avec une paroi déformable a été analysé numériquement avec le logiciel éléments finis ANSYS (3.3). Les propriétés des matériaux sont identifiées à partir des essais de flexion trois points sur des éprouvettes constituées des plis de composites entrant dans la fabrication de l'hydrofoil (Annexe A). Les épaisseurs et les orientations des plis constituant l'hydrofoil sont assignées à ses différentes parties dans le module ANSYS ACP(Pre). Ce module a été relié au module analyse structurelle statique où une condition d'encastrement a été imposée au niveau de la mèche. L'hydrofoil a été soumis à une dépression interne sur ses deux parois (intrados et extrados).

Pour rappel et comme il est présenté en figure 5.9, les extrémités de l'hydrofoil sont rendues étanches à l'aide d'un mastic en silicone pour limiter les fuites et suffisamment souple pour limiter les effets de bord sur la déformabilité mécanique.

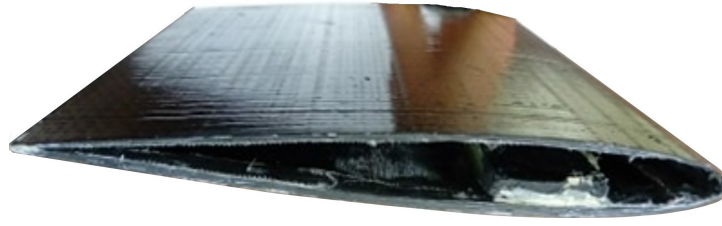


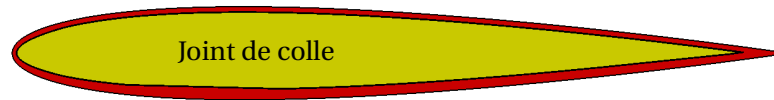
FIGURE 5.9 – Géométrie de l'hydrofoil déformable en composite sans ses joints d'extrémités.

Le modèle numérique composite a été calibré à partir des mesures du champ de déplacement expérimental. La première partie de cette section est consacrée à la calibration des propriétés du mastic-colle en silicone. Il s'agit de la variation de la raideur de la colle afin que le déplacement mesuré soit du même ordre que celui donné par le modèle. La seconde partie illustre les résultats de l'analyse du champ de déplacement calculé ainsi que sa comparaison aux résultats expérimentaux obtenus par la VIC-3D lors des essais en air libre. Ensuite, une analyse des contraintes au niveau des plis constituant l'hydrofoil a été effectuée.

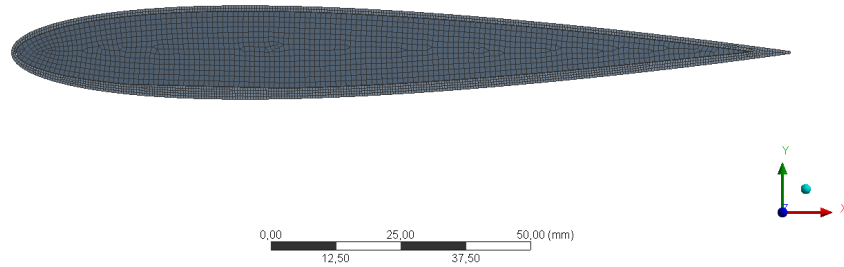
5.2.1 Calibration du modèle numérique 3D

La colle en silicone utilisée dans le cadre de ce projet est classée dans la catégorie des matériaux hyperélastiques. Sa modélisation nécessite la mise en place d'un modèle dédié aux matériaux hyperélastiques qui n'est pas l'objectif principal de cette thèse d'où le recours à un modèle simple basé sur un matériau élastique linéaire avec des propriétés équivalentes à celles de l'élastomère.

Les figures 5.10.(a) et 5.10.(b) représentent respectivement la forme du joint en silicone utilisé pour la fermeture de l'hydrofoil ainsi que sa discrétisation en éléments finis.



(a). Joint en silicone pour rendre le profil étanche



(b). Discrétisation du joint de colle en éléments finis

FIGURE 5.10 – Représentation du joint en silicone utilisé pour rendre le profil étanche et son maillage en éléments finis.

Nous représentons dans un premier temps, la déformée de la paroi en silicone sous l'effet d'une pression interne $P_{int} = 0.625$ bar qui correspond à $\Delta P = 0.415$ bar en figure 5.11. L'élastomère subit une déformation et son déplacement vertical maximum est de l'ordre de 4.5 mm (3% c) situé à mi-corde de l'hydrofoil. Pour cette même pression, le déplacement maximum en valeur absolue de l'extrados (paroi déformable) est d'environ 7.78 mm (5.18% c) situé au centre de l'hydrofoil.

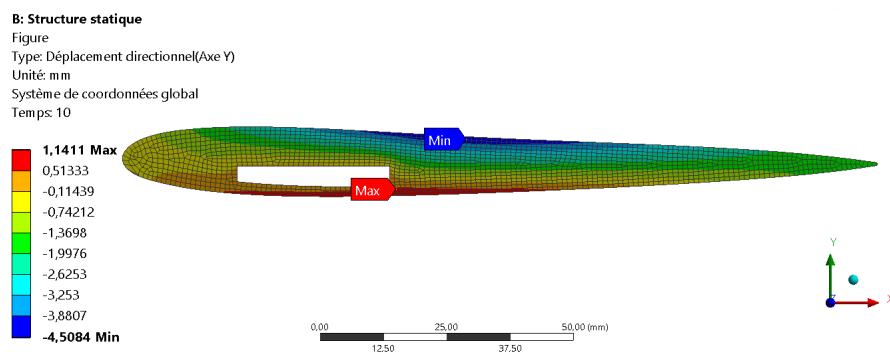


FIGURE 5.11 – Déformée de la paroi en silicone sous une pression interne de 0.624 bar ($\Delta = 0.415$ bar).

Les propriétés de l'élastomère ont été déterminées à partir de la comparaison modèle-mesure. Cette calibration est basée sur une étude de sensibilité aux conditions aux limites afin de définir les caractéristiques mécaniques de la colle en silicone. La figure 5.12 représente l'effet de la raideur

de l'élastomère sur la déformée de la paroi flexible à mi-envergure pour $\Delta P = 0.415$ bar. Deux valeurs de la raideur de l'élastomère ont été analysées : $E_x = 100$ MPa et $E_x = 10$ MPa. Ensuite pour cette dernière raideur ($E_x = 10$ MPa), l'épaisseur de l'élastomère a été fixée à 0.3 mm et à 0.4 mm. Les déformées calculées ont été comparées à la déformée expérimentale obtenue par la corrélation d'images numériques (figure 5.12).

Les différentes déformées à mi-envergure montrent que le déplacement maximal est au centre de l'hydrofoil. Ensuite, ce déplacement diminue au fur et à mesure qu'on s'éloigne du centre du foil pour atteindre une valeur minimale au bord de fuite et au bord d'attaque. La figure 5.12 montre aussi la sensibilité de la déformation de la paroi flexible à la rigidité de la colle en silicone. Le déplacement maximal subit une variation de 1.21% (1.82 mm) entre un élastomère avec une raideur de 10 MPa et un élastomère avec une raideur de 100 MPa. Même si, les déplacements au bord de fuite et au bord d'attaque sont faibles devant le déplacement maximum à mi-corde, la raideur de la colle a un effet sur la déformation de ces deux extrémités. Une raideur plus faible des joints de colle diminue le déplacement du bord d'attaque et du bord de fuite.

Nous remarquons que la variation des propriétés de la colle modifie fortement la déformée de la section de l'hydrofoil notamment au niveau du bord d'attaque et du bord de fuite. De cette étude, nous avons choisi les propriétés de la colle (module d'Young et épaisseur) qui permettent une comparaison des déformées expérimentale et numérique sur 80% de la corde.

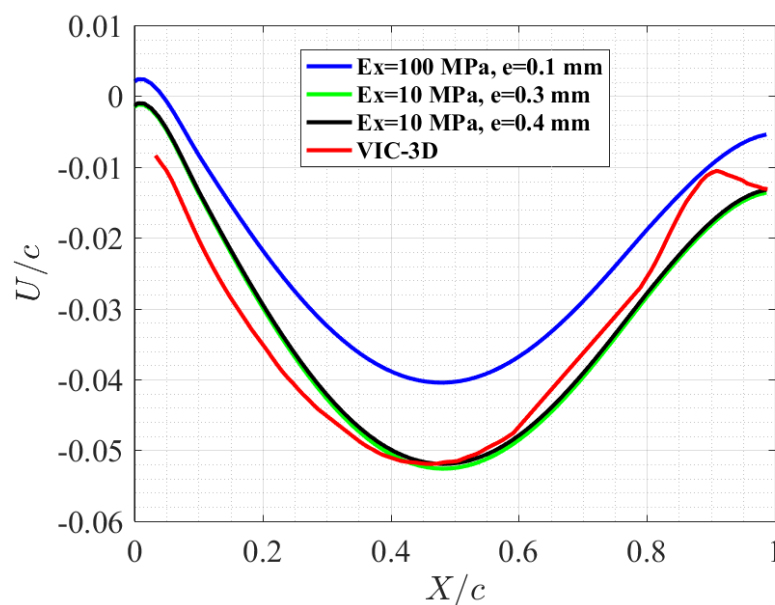


FIGURE 5.12 – Effet de la raideur des joints de colle sur la déformée de l'hydrofoil à mi-envergure $\Delta P = 0.415$ bar.

Nous avons privilégié le relevé de la déformée de la paroi flexible à mi-envergure entre 10% et 90% de corde. La figure 5.13 représente les déformées numérique et expérimentale à $Z/c = 55\%$ entre 10%

et 90% de la corde. Le déplacement maximum calculé est du même ordre de grandeur que le déplacement maximum mesuré (7.78 mm => 5.19% c). L'écart maximum entre les déplacements mesuré et calculé est de l'ordre de 0.7% c soit 1.05 mm obtenu à 90% de corde. Les propriétés de l'élastomère retenues pour la suite sont une raideur de 10 MPa et une épaisseur de 0.4 mm.

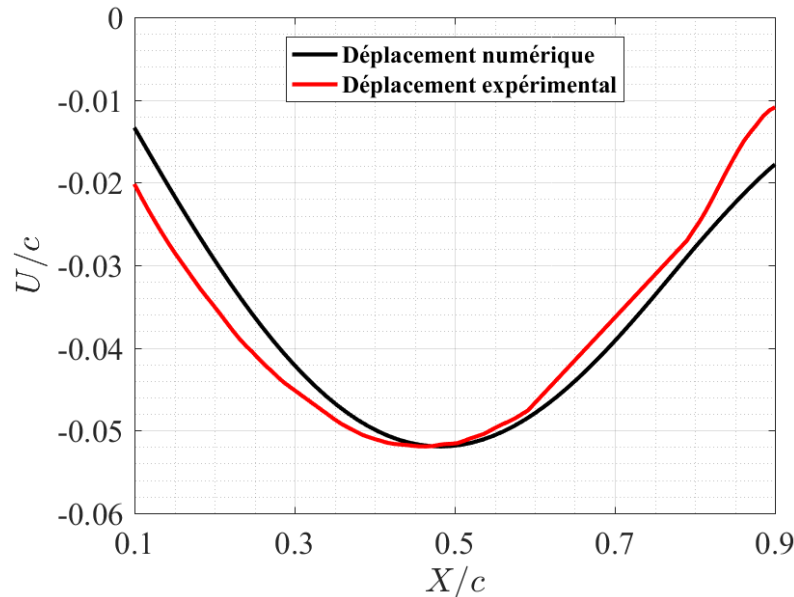


FIGURE 5.13 – Déformées numérique et expérimentale de la paroi flexible à mi-envergure $Z/c = 55\%$ et $\Delta P = 0.415$ bar.

Dans cette section, nous avons représenté les joints en silicone par des portions de modèles simples en élasticité linéaire. Cette représentation, nous permet désormais de disposer d'un modèle 3D capable de représenter le comportement de l'hydrofoil d'une manière satisfaisante. Le comportement de ces joints influe significativement sur la déformée de l'ensemble de l'hydrofoil y compris à mi-envergure.

5.2.2 Comparaison du déplacement expérimental de la paroi flexible à mi-envergure aux résultats d'un calcul structural 3D (ANSYS ACP)

La calibration du modèle numérique à partir des mesures expérimentales a été effectuée pour deux pressions internes qui correspondent respectivement à $\Delta P = 0.258$ bar et $\Delta P = 0.415$ bar. Les déformées à mi-envergure calculées pour ces deux cas de chargement ont été comparées à celles obtenues expérimentalement par la VIC-3D. Des résultats complémentaires des autres positions selon l'envergure (25% e , 37.5% e , 50% e , 62.5% e et 70% e) sont rapportés en Annexe B.

Les figures 5.14.(a) et 5.14.(b) représentent le déplacement vertical adimensionné par la corde de la section de l'hydrofoil à mi-envergure entre 10% c et 90% c pour $\Delta P = 0.258$ bar et $\Delta P = 0.415$ bar respectivement. Les deux figures montrent que le déplacement maximal de la paroi flexible est au

centre de l'hydrofoil. Ce maximum augmente avec l'augmentation de ΔP et il se décale légèrement vers le bord d'attaque au fur et à mesure que la mise en dépression est augmentée. Il a aussi été noté que la déformée numérique de l'hydrofoil à mi-envergure s'ajuste bien avec la déformée expérimentale. L'écart maximal entre les déplacements calculé et mesuré est inférieur à 1.05 mm soit 0.7% c .

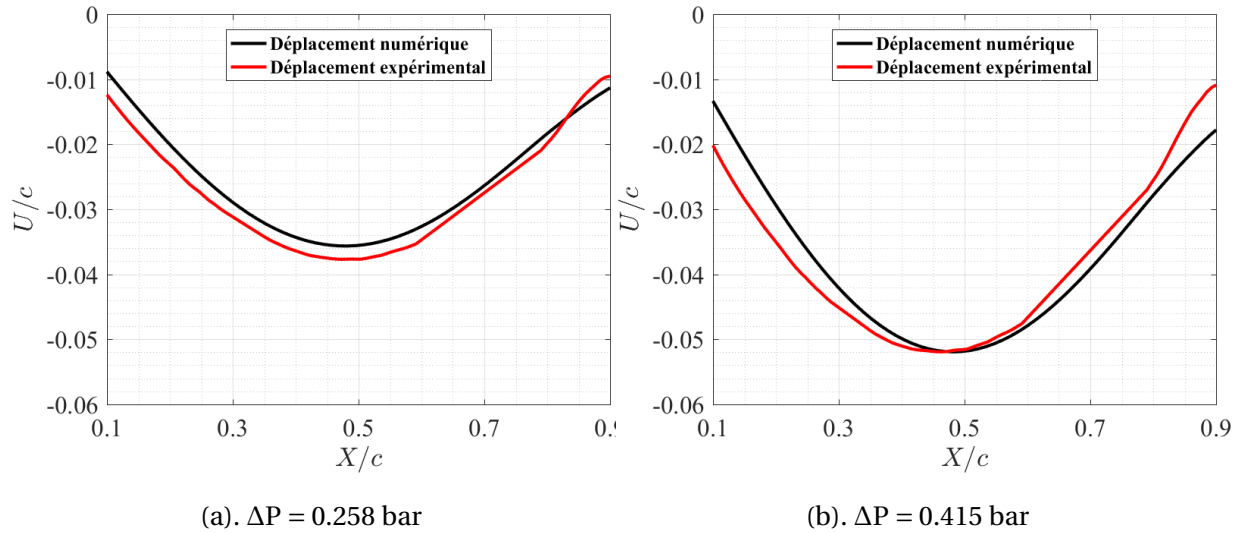


FIGURE 5.14 – Mesures et prédictions numériques du déplacement de l'hydrofoil à mi-envergure.

Le champ de déplacement calculé est représenté en figures 5.15.(a) et 5.15.(b) pour les deux cas de chargement $\Delta P = 0.258$ bar et $\Delta P = 0.415$ bar respectivement. Ces deux cartographies ont été comparées à celles obtenues par la corrélation d'images numériques (figures 5.16.(a) et 5.16.(b)) lors de l'analyse de l'effet de la pression interne sur le champ de déplacement de la paroi flexible expérimentalement.

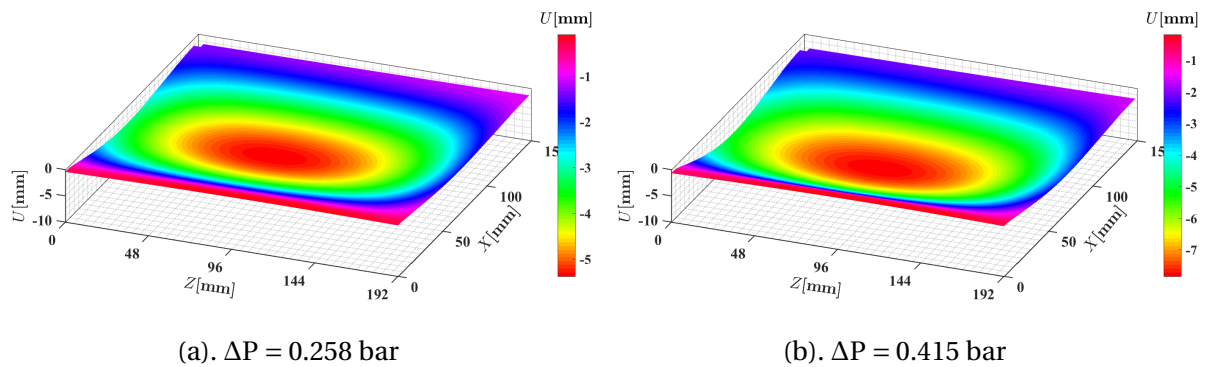


FIGURE 5.15 – Champs de déplacement numérique de l'hydrofoil en composite obtenu par les simulations sous l'effet de la pression interne.

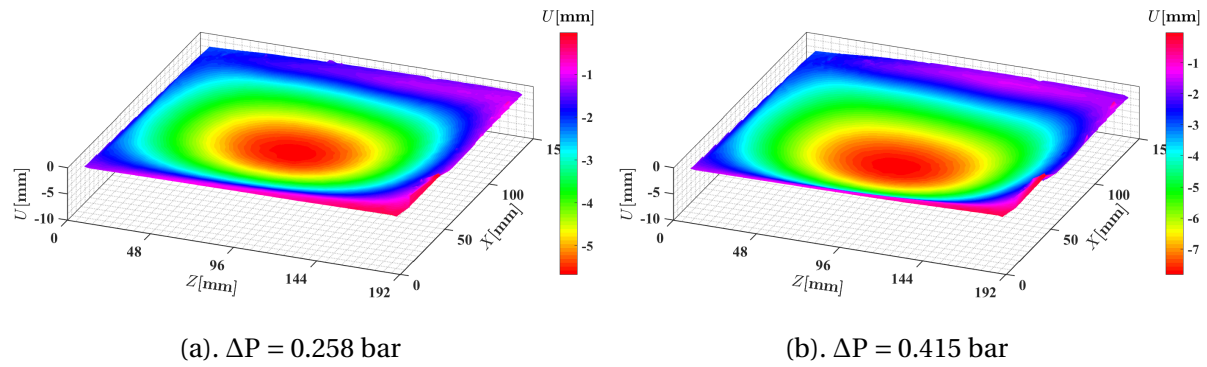


FIGURE 5.16 – Champs de déplacement expérimental de l'hydrofoil en composite obtenu par la VIC-3D sous l'effet de la pression interne.

Il est constaté que le champ de déplacement calculé est très similaire à celui obtenu expérimentalement. La déformée numérique est conforme à la déformée expérimentale avec une erreur constatée inférieure à 1% de corde. La comparaison de la grandeur du déplacement maximal sous l'effet de la pression interne obtenue par les mesures et les simulations pour deux pressions dans la cavité est résumée dans le tableau 5.1. Lors de la calibration du modèle sur la mesure, la convergence est considérée lorsque l'écart maximal entre le déplacement calculé et mesuré est inférieur à 0.2% c ($\Delta U/c < 0.2\%$). Ces résultats montrent que le modèle composite représente bien la déformabilité de l'hydrofoil en air libre.

ΔP [bar]	U/c mesuré	U/c calculé	$\Delta U/c$ [%]
0.258	0.03739	0.0358	0.16
0.415	0.05164	0.0523	0.07

TABLEAU 5.1 – Comparaison de la grandeur du déplacement maximal de la paroi flexible mesuré et calculé.

Lors de cette section, il a été montré qu'une modélisation simple des joints en silicone permet de représenter la déformée expérimentale d'une manière satisfaisante. Ce modèle sera utilisé par la suite lors de l'étude de l'IFS d'un hydrofoil en composite et contrôlable par le pilotage de la pression interne. Il servira aussi pour de futurs travaux lors de l'optimisation des propriétés des composites et la forme d'un hydrofoil pour un meilleur élargissement du domaine de fonctionnement.

5.2.3 Analyse des contraintes en air libre $\Delta P=0.415$ bar

Le calcul des contraintes au sein de chaque pli de l'hydrofoil en composite permet de vérifier la résistance mécanique. Les contraintes par pli sont comparées aux résistances correspondantes dans le tableau 5.2. Ce dernier rassemble pour les conditions de chargement bien spécifiées ($\Delta P = 0.415$ bar), les contraintes maximales présentes dans les plis du composite et les limites de la résistance des

matériaux correspondantes ([47]). Les contraintes maximales σ_1 et σ_2 subies par les plis se trouvent largement en dessous des valeurs limites de la résistance des matériaux. Seule une singularité apparaît en cisaillement sur les plis de fibres de carbone au voisinage du bord de fuite. Cette dernière nécessiterait quelques approfondissements.

	Carbone		Verre	
	Contraintes maximales	Résistances du matériau	Contraintes maximales	Résistances du matériau
σ_1 [MPa]	100	420	40	300
σ_2 [MPa]	150	360	20	300
τ_{12} [MPa]	120	55	20	141

TABEAU 5.2 – Comparaison des contraintes maximales calculées aux limites de résistances des tissus de carbone et des fibres de verre données dans [47], $\Delta P = 0.415$ bar.

5.3 Analyse de la déformation de l'hydrofoil dans le tunnel hydrodynamique

La déformabilité de l'hydrofoil dans le tunnel hydrodynamique a été analysée expérimentalement et numériquement. Dans un premier temps, nous évaluons l'effet du chargement hydrostatique (pression dans la cavité en fonction de la hauteur d'eau dans la veine d'essais) sur la géométrie du profil et la pression de pilotage. Dans un second temps, nous représentons la déformation de la section centrale sous effet d'un chargement hydrodynamique caractérisé par une vitesse d'écoulement de 5 m/s. Il s'agit de la comparaison de la forme de l'hydrofoil à $Re = 0.75 \cdot 10^6$ par rapport à la géométrie initiale (sans écoulement ou $V = 0$ m/s). Puis, nous présentons les formes des hydrofoils obtenues par le calcul IFS sans et avec écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$. L'influence de la pression interne sur la forme de l'hydrofoil a également été étudiée et les résultats sont présentés dans la dernière partie de cette section.

5.3.1 Caractérisation de la géométrie de l'hydrofoil sous chargement hydrostatique

Lors du remplissage de la veine d'essais du tunnel hydrodynamique, la pression dans la cavité interne a été mesurée. L'objectif était d'évaluer l'effet de la pression hydrostatique sur la déformation de l'hydrofoil. Il a été constaté que l'effet de la pression hydrostatique est quasi-nul : le remplissage de la veine d'essais engendre une variation de pression interne de l'ordre de 0.01 bar soit 0.96% de la pression de référence ($P_{ref} = 1.04$ bar).

5.3.2 Caractérisation de la déformée de l'hydrofoil sous chargement hydrodynamique

L'effet du chargement hydrodynamique sur la paroi flexible (extrados) a été analysé dans cette partie. Les formes de la paroi flexible à mi-envergure et la pression dans la cavité ont été relevées en fonction de la vitesse d'écoulement. La figure 5.17 représente les géométries de la section centrale sous le chargement hydrostatique et sous le chargement hydrodynamique ($Re = 0.75 \cdot 10^6$).

Il est constaté que le chargement hydrodynamique n'a pas d'effet significatif sur la déformation de l'hydrofoil. La variation du déplacement entre les deux conditions ($V = 0$ m/s et $V = 5$ m/s) est de l'ordre de 0.474 mm et elle correspond à $0.31\%c$. La forme de l'hydrofoil sous le chargement hydrodynamique est quasi-identique à la forme initiale. Une différence de pression interne de l'ordre de 0.06 bar a été mesurée entre les deux conditions.

En parallèle, la modélisation 2D en IFS permet de confirmer cette observation expérimentale (figure 5.18). Le chargement hydrodynamique ne génère aucune variation significative sur la section de l'hydrofoil.

Du point de vue de la conception, la déformabilité de l'extrados (paroi flexible) semble convenir à la fois pour limiter les déformations liées à la mise en eau et à la mise en incidence au moins jusqu'à 5° . Cette déformabilité permet aussi un pilotage par la pression interne entre 1.04 et 0.64 bar soit $\Delta P^* = 0$ et $\Delta P^* = 3.2$ dans le cas d'un écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$.

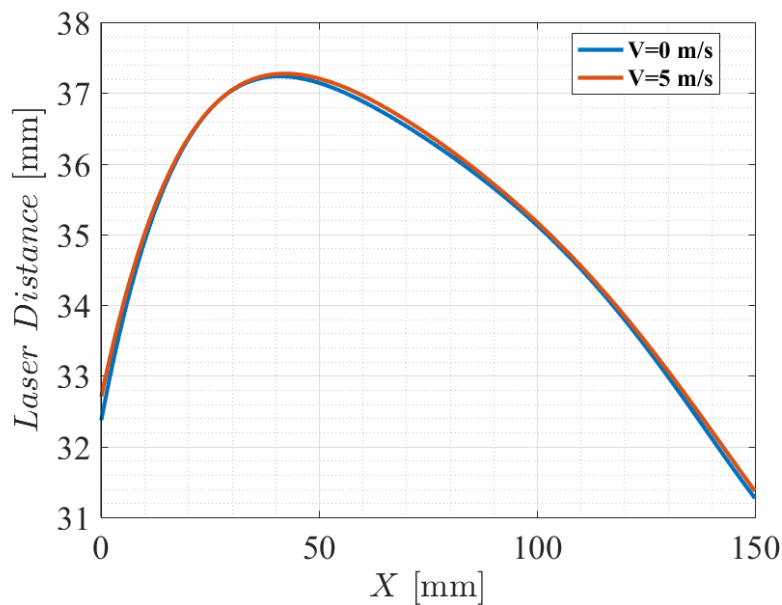


FIGURE 5.17 – Géométries de la paroi flexible (extrados) à mi envergure mesurées par le télémètre laser sans et avec écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $\alpha = 0^\circ$.

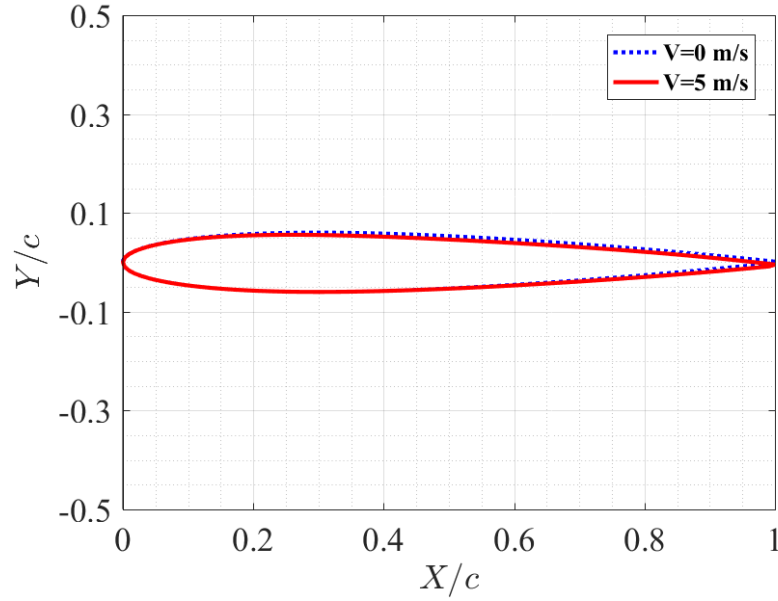
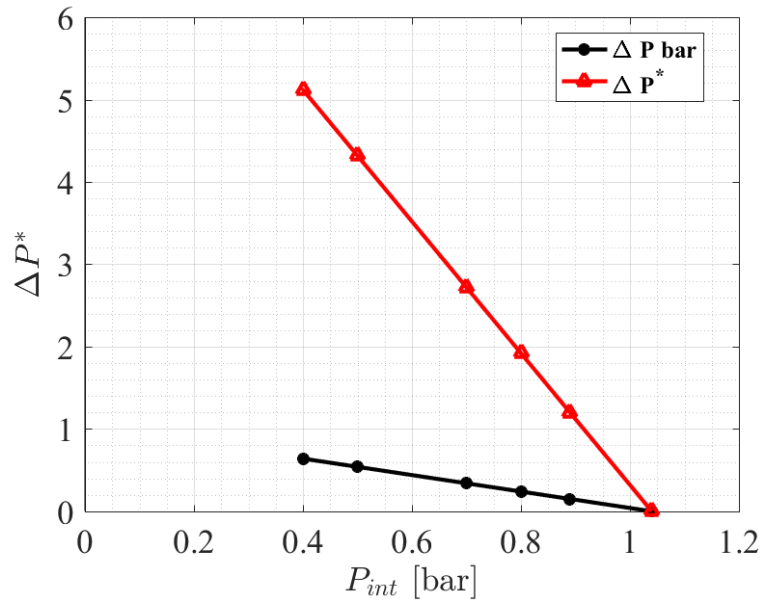


FIGURE 5.18 – Déformées numériques de la section 2D de l'hydrofoil sans et avec écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $\alpha = 0^\circ$.

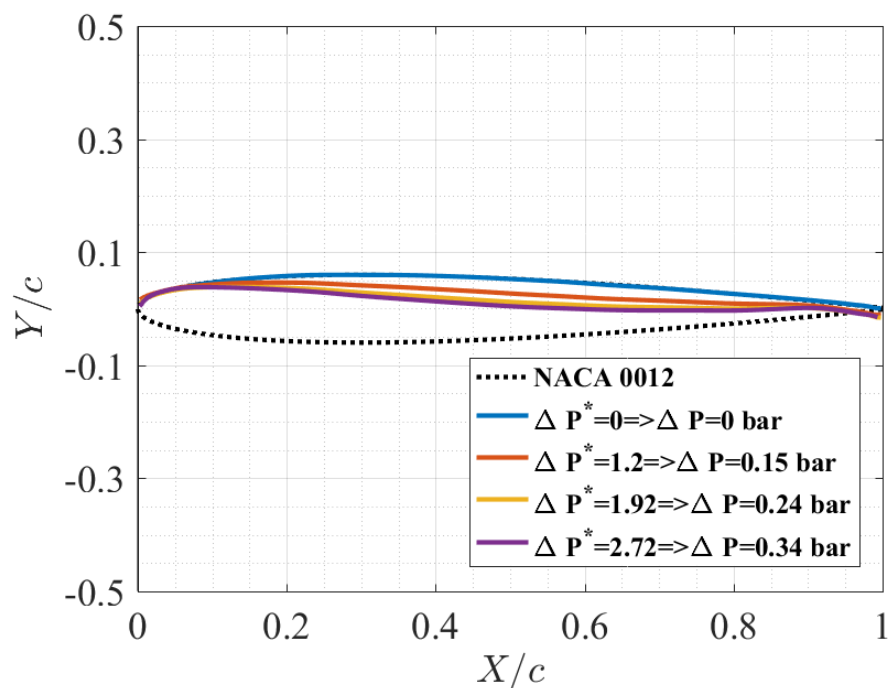
5.3.3 Mesure de la déformée de l'hydrofoil sous chargement combiné hydrodynamique et mise en dépression interne

L'effet de la pression interne sur la géométrie de l'hydrofoil a été analysé dans un écoulement à une vitesse de 5 m/s qui correspond à un nombre de Reynolds $Re = 0.75 \cdot 10^6$. La notation de la mise en dépression interne dans le cas d'un écoulement est représentée par ΔP^* . Cette dernière représente la différence entre la pression interne et la pression atmosphérique de référence adimensionnée par la pression dynamique ($q = \frac{1}{2}\rho V^2$). La figure 5.19 représente l'évolution de ΔP^* en fonction de la pression interne P_{int} .

FIGURE 5.19 – Evolution de ΔP^* en fonction de la pression dans la cavité P_{int} à $Re = 0.75 \cdot 10^6$.

Par exemple, une pression dans la cavité interne de 0.8 bar correspond à $\Delta P = 0.24$ bar. L'adimensionnalisation de cette quantité (ΔP) par la pression dynamique à $V = 5$ m/s donne un $\Delta P^* = 1.92$.

La figure 5.20 représente la forme expérimentale de la paroi flexible en fonction de la mise en dépression interne. Au fur et à mesure que ΔP^* augmente, le déplacement maximal augmente aussi. La variation du déplacement maximal par rapport au profil initial ($\Delta P^* = 0$) dans le cas d'un écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$ est résumée dans le tableau 5.3. Il est aussi constaté que la position du maximum de déplacement est légèrement décalée vers le bord d'attaque (5 mm pour $\Delta P^* = 2.72$).

FIGURE 5.20 – Profils modifiés sous l'effet de la dépression interne ΔP^* , $Re = 0.75 \cdot 10^6$.

ΔP^*	$\Delta U/c$ [%]
1.2	2.5
1.92	4.06
2.72	4.83

TABLEAU 5.3 – Variation du déplacement maximal en fonction de la pression interne ΔP^* , $Re = 0.75 \cdot 10^6$.

5.4 Caractérisation des performances hydrodynamiques de l'hydrofoil déformable

Dans cette partie, l'effet de la mise en dépression interne (ΔP^*) sur les coefficients d'efforts mesurés (portance, traînée, moment et le rapport C_L/C_D) est analysé. Ces résultats sont comparés aux prédictions numériques. Les forces hydrodynamiques sont présentées dans le repère de la veine d'essais du tunnel hydrodynamique de l'IRENav. Ce repère est représenté en figure 5.21.

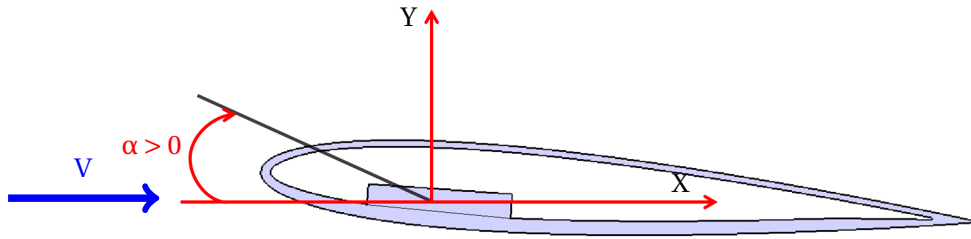


FIGURE 5.21 – Schéma explicatif des angles positifs et le système d'axes dans le repère veine.

5.4.1 Evolution des coefficients hydrodynamiques en fonction de la mise en dépression interne

Les coefficients C_L , C_D , C_M ainsi que la finesse ont été mesurés par la balance hydrodynamique selon la procédure décrite dans le chapitre 2. C_L , C_D et C_L/C_D sont présentés sur la figure 5.22. Ces caractéristiques hydrodynamiques sont analysées en fonction de la pression dans la cavité interne et de l'incidence de l'hydrofoil ($-4^\circ < \alpha < +4^\circ$).

L'évolution du coefficient de portance en fonction de l'angle d'incidence et de la pression dans la cavité de l'hydrofoil en composite est illustrée en figure 5.22.(a). Nous remarquons que le coefficient de portance se décale vers le haut au fur et à mesure que ΔP^* augmente avec un léger changement de pente. Pour mettre en évidence l'effet de la pression sur l'évolution du coefficient de portance, nous représentons l'évolution du C_L en fonction de ΔP^* uniquement pour des angles positifs en figure 5.22.(b). Il est constaté que la variation de la pression interne offre la possibilité d'élargir le domaine de fonctionnement de l'hydrofoil. Pour une incidence de $\alpha = 4^\circ$, l'augmentation de la mise en dépression à $\Delta P^* = 2.72$ engendre une modification de la portance du profil initial. Cette variation de portance est représentée par la génération d'un nouveau C_L qui varie d'environ 0.063 par rapport au C_L du profil initial ($\Delta P^* = 0$) soit une portance $L = 22.44$ N dans les conditions de la présente étude.

Dans le cas d'un point de fonctionnement caractérisé par un coefficient de portance constant, l'augmentation de ΔP^* équivaut à réduire l'angle d'incidence du profil. Dans le cas de fonctionnement à C_L constant, il est possible de réduire l'angle d'incidence ou de contrôler la pression interne. De la figure 5.22.(b), il est noté que pour un $C_L = 0.3$, le profil sous $\Delta P^* = 2.72$ correspond à une réduction de l'angle d'incidence de 0.7° par rapport au profil initial.

L'analyse de l'évolution du coefficient de traînée (figure 5.22.(c)) montre que l'augmentation de ΔP^* accentue la traînée de l'hydrofoil pour des incidences positives. Pour $\alpha < 0^\circ$, le C_D diminue sous l'effet de la première mise en dépression puis il ne dépend que de l'angle d'incidence. La figure 5.22.(d) présente l'évolution de la finesse pour différentes pressions internes en fonction de l'angle d'incidence. La même remarque que pour le coefficient de portance est observée sur l'évolution du rapport C_L/C_D . Ce dernier se décale vers le haut ce qui signifie que la variation de la pression

interne modifie la finesse du profil initial. Nous concluons que même si le C_D augmente pour des incidences positives, cela peut être négligé devant les avantages de la variation de la pression interne sur la portance et la finesse de l'hydrofoil.

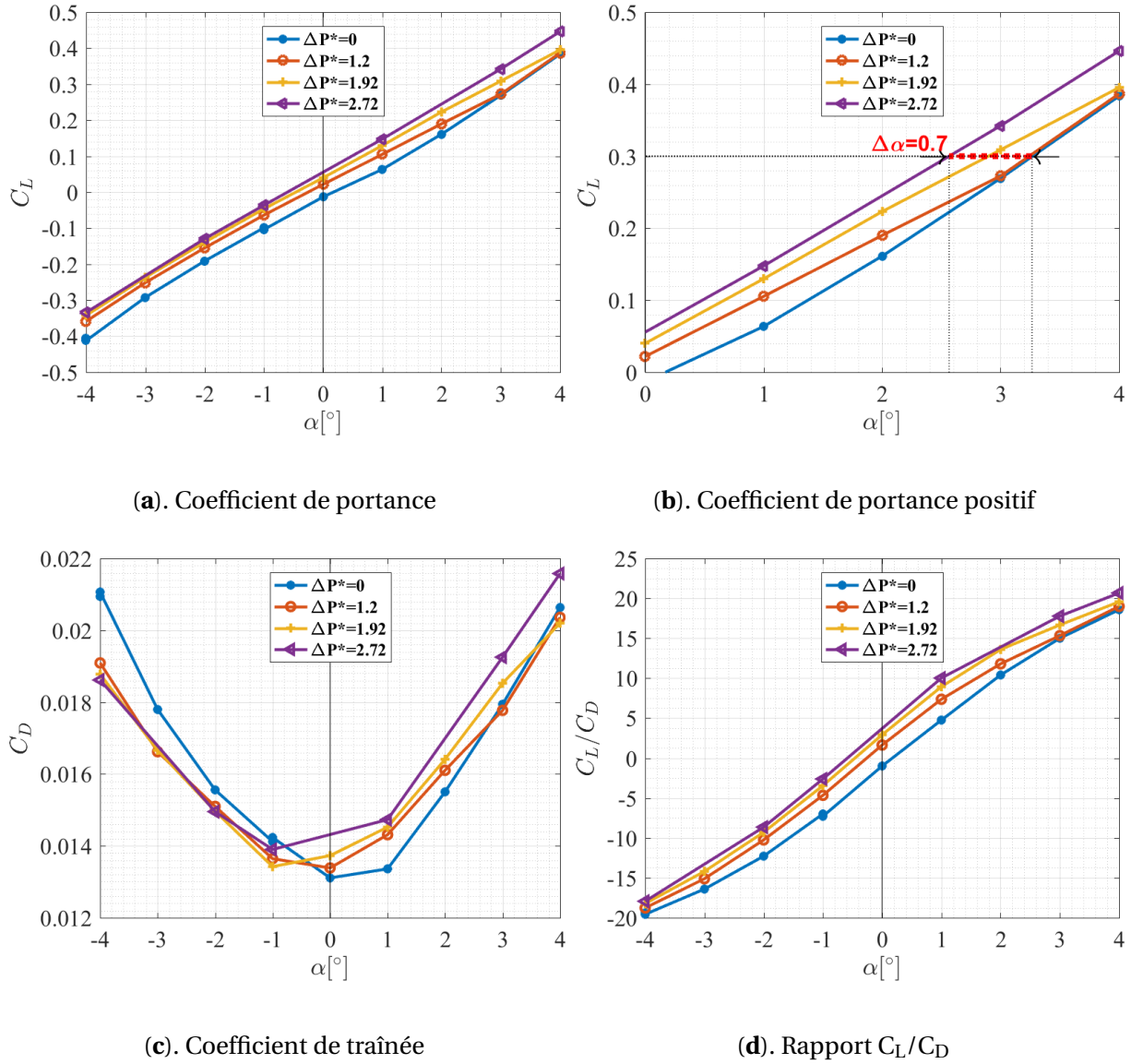


FIGURE 5.22 – Coefficients de portance et de traînée expérimentaux ainsi que le rapport C_L/C_D en fonction de l'angle d'incidence et de la pression interne à $Re = 0.75 \cdot 10^6$.

Dans le but de mettre en évidence l'effet de la pression interne sur les performances hydrodynamiques, la variation du coefficient de portance et du rapport C_L/C_D a été extraite à $\alpha = 3^\circ$ (figures 5.23.(a) et 5.23.(b)). La variation de la pression interne entre l'état 0 et l'état $\Delta P^* = 2.72$ entraîne un élargissement du domaine de fonctionnement de l'hydrofoil initial en portance et en finesse. Un $\Delta C_L = 0.07$ et un $\Delta C_L/C_D = 2.77$ ont été mesurés sur l'hydrofoil sous $\Delta P^* = 2.72$ par rapport au profil initial à $\alpha = 3^\circ$.

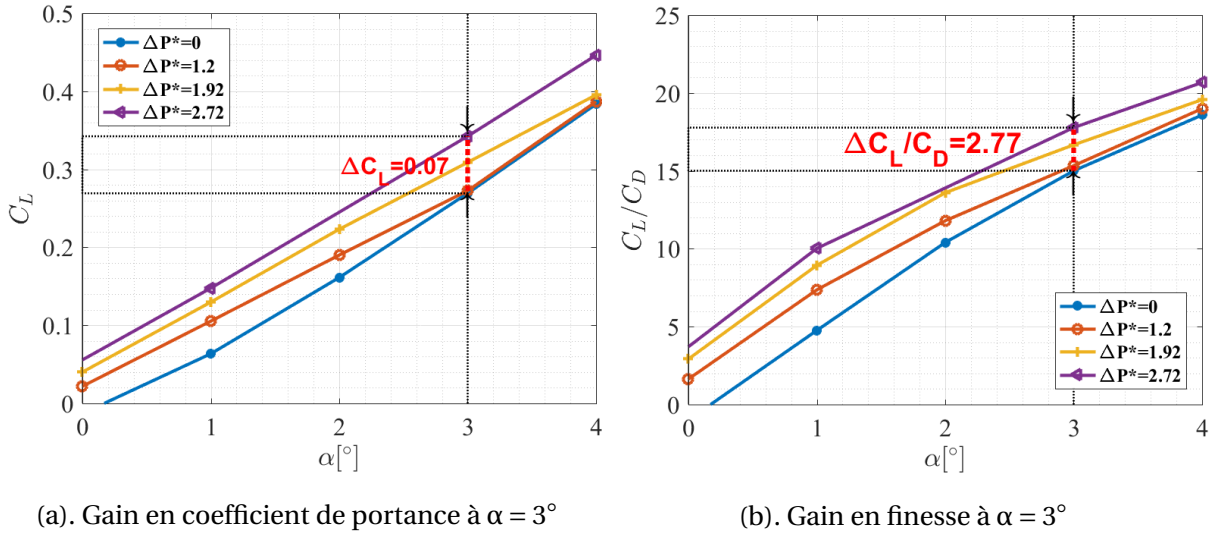


FIGURE 5.23 – Effet de la pression interne sur le coefficient de portance et la finesse du profil NACA 0012 à $\alpha = 3^\circ$, $Re = 0.75 \cdot 10^6$.

Comme nous l'avons constaté précédemment, dans le cas d'un fonctionnement à C_L constant, la diminution de la pression dans la cavité interne ce qui signifie l'augmentation de la quantité ΔP^* correspond à une réduction de l'angle d'incidence. Cela signifie qu'un même coefficient de portance peut-être obtenu soit avec la variation de l'incidence, soit avec la modification de la forme de l'hydrofoil sous l'effet de la variation de la pression interne. ***Vaut-il mieux varier l'angle d'incidence du profil ou la pression dans la cavité interne pour rester à C_L constant?*** Pour répondre à cette question, une analyse de l'effet combiné de la pression et de l'incidence sur le C_L et le rapport C_L/C_D a été effectuée. Une variation de $\Delta C_L = 0.07$ a été mesurée sur le profil à $\Delta P^* = 2.72$ par rapport au profil initial à $\alpha = 3^\circ$ (figure 5.24.(a)). Le coefficient de portance mesuré sur ce nouveau profil est d'environ 0.34 et dans le but de garder un fonctionnement à C_L constant, ce même coefficient a été mesuré sur le profil initial pour une incidence de $\alpha = 3.6^\circ$. L'analyse de l'évolution de la finesse représentée en figure 5.24.(b) en fonction de ΔP^* et α montre que :

- à $C_L = 0.34$, le profil sous $\Delta P^* = 2.72$ à $\alpha = 3^\circ$ a une finesse de 17.77 ;
- à $C_L = 0.34$, le profil initial ($\Delta P^* = 0$) à $\alpha = 3.6^\circ$ a une finesse de 17.15.

Le profil sous $\Delta P^* = 2.72$ a une meilleure finesse ce qui met en évidence et montre les avantages du contrôle de la pression interne par rapport à la variation de l'angle d'incidence.

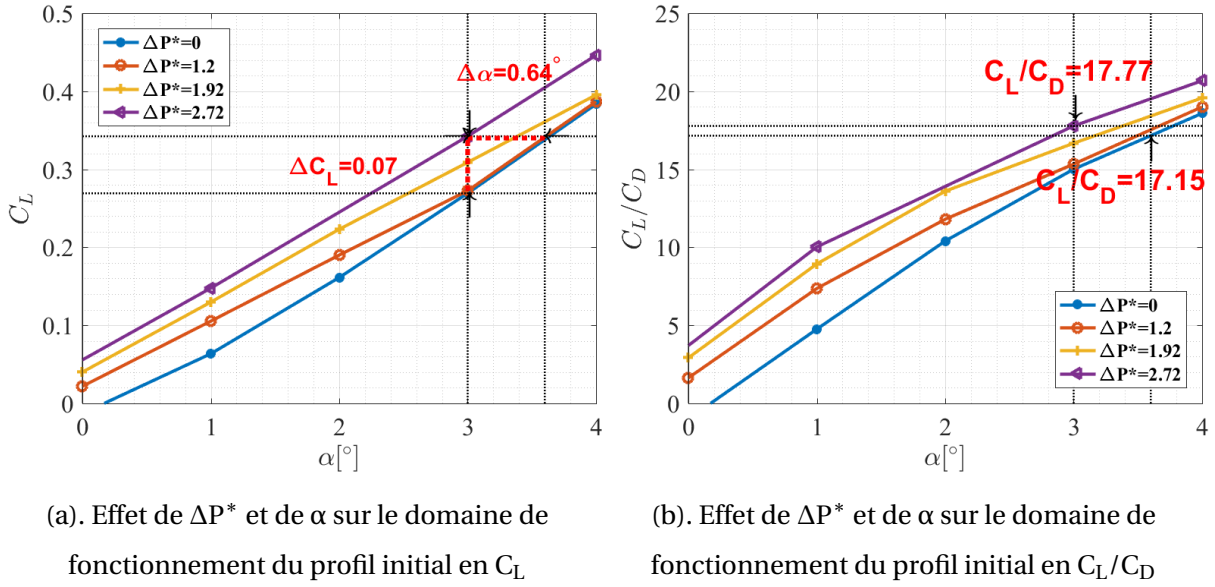


FIGURE 5.24 – Variation du coefficient de portance et de la finesse du profil de base en fonction de l'incidence et de la dépression interne ΔP^* , $Re = 0.75 \cdot 10^6$.

La figure 5.25.(a) illustre l'évolution du coefficient de moment en fonction de l'angle d'incidence et de la pression interne. L'augmentation de la mise en dépression interne génère un moment qui a tendance à cabrer le profil initial ($\Delta P^* = 0$) pour des angles d'incidence inférieurs à 3° . A $\alpha = 3^\circ$ et $\alpha = 4^\circ$, la résultante des efforts se décale vers le bord de fuite et un moment positif a été créé. Ce dernier a tendance à piquer le nez du profil de base ($\Delta P^* = 0$).

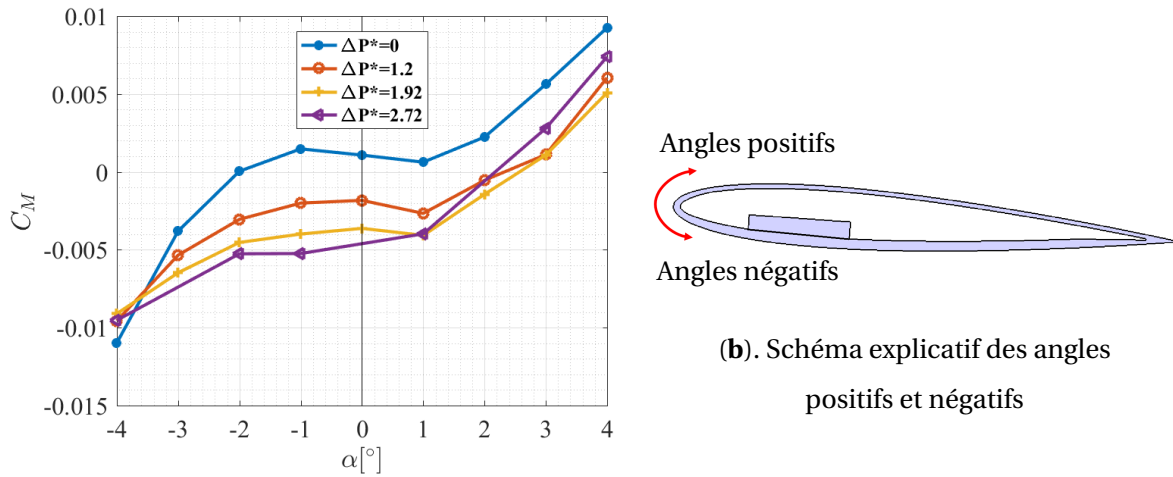


FIGURE 5.25 – Coefficient de moment expérimental en fonction de l'angle d'incidence et de la pression dans la cavité à $Re = 0.75 \cdot 10^6$.

Nous avons montré jusqu'ici que l'effet de la pression dans la cavité permet de modifier de manière totalement réversible la géométrie de l'hydrofoil initial. Cette variation de forme est accompagnée d'une modification des coefficients hydrodynamiques et d'un élargissement du domaine de fonctionnement de l'hydrofoil en portance et en finesse. Le tableau 5.4 résume les coefficients hydrodynamiques mesurés sur le profil sous une dépression interne de $\Delta P^* = 2.72$ ainsi que leurs variations par rapport au profil initial à $\alpha = 3^\circ$ et $\alpha = -3^\circ$. Les variations des performances hydrodynamiques générées par la modification de la forme de l'hydrofoil sous l'effet de la pression interne sont remarquables notamment la variation du C_L et le rapport C_L/C_D .

$\alpha [^\circ]$	ΔP^*	C_L	ΔC_L	C_D	ΔC_D	C_M	ΔC_M	C_L/C_D	$\Delta C_L/C_D$
3	0	0.269	0.07	0.0178	0.001	0.0056	0.0028	15.11	2.78
	2.72	0.34		0.019		0.0028		17.89	
-3	0	-0.292	0.06	0.0178	0.001	-0.0038	0.0035	-16.40	2.59
	2.72	-0.232		0.0168		-0.0073		-13.81	

TABEAU 5.4 – Performances hydrodynamiques du profil sous $\Delta P^* = 2.72$ et leurs variations par rapport au profil initial à $\alpha = 3^\circ$ et $\alpha = -3^\circ$, $Re = 0.75 \cdot 10^6$.

Les résultats de la figure 5.22.(a) peuvent être expliqués par la surface de réponse de l'hydrofoil en termes de coefficient de portance en fonction de l'angle d'incidence et de la pression interne (ΔP^*). Le domaine de fonctionnement de l'hydrofoil déformable est tracé en fonction des deux variables indépendantes α et ΔP^* en figure 5.26. Cette figure met en évidence l'effet de la pression interne sur le coefficient de portance. Elle montre que pour la plage de fonctionnement de la pression interne ($0 <$

$\Delta P^* < 3$) et des angles d'incidence entre $-4^\circ < \alpha < +4^\circ$, l'hydrofoil peut générer différentes portances, contrairement aux hydrofoils rigides. La réponse de ces derniers est représentée par une courbe qui dépend uniquement de l'incidence.

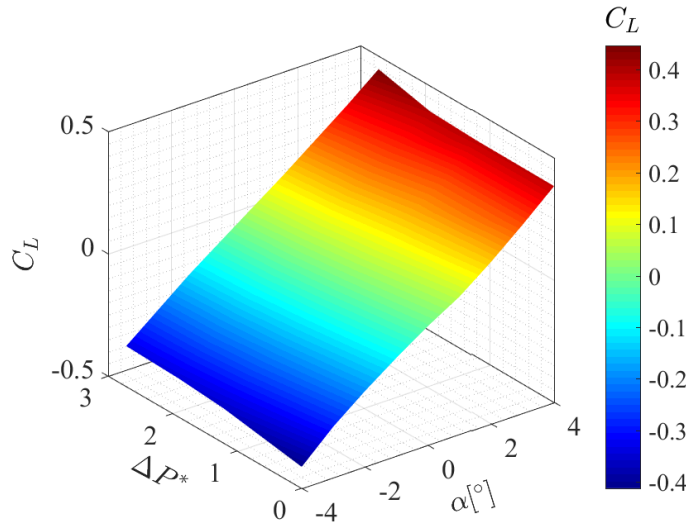


FIGURE 5.26 – Surface de réponse de l'hydrofoil déformable en composite, $Re = 0.75 \cdot 10^5$.

L'équation 5.2 issue de la théorie montre que le coefficient de portance dépend de l'épaisseur maximale et de l'angle d'attaque. Dans notre étude, le coefficient de portance dépend de l'épaisseur maximale, de l'angle d'attaque et de la pression interne (équation (5.3)).

$$C_L = 0.109(1 - k\tau)\alpha \quad (5.2)$$

$$C_L(\alpha, \Delta P^*) = C_L(\alpha, \Delta P^* = 0) + \Delta C_L(\alpha, \Delta P^*) \quad (5.3)$$

La surface de réponse de l'hydrofoil (figure 5.26) peut être approximée par une régression linéaire donnée par l'équation 5.4 :

$$C_L(\Delta P^*, \alpha) = 0.109(1 - k(\tau + a\Delta P^*))\alpha + b\Delta P^* \quad (5.4)$$

où $\Delta P^* = \frac{\Delta P}{q}$ est la dépression interne adimensionnelle et $a = 0.013$, $b = 0.025$ et $k = 0.95$ sont des constantes qui dépendent du matériau et de la conception de l'hydrofoil. Ces constantes sont déterminées à partir de la régression linéaire sur des données expérimentales (déplacement maximal en fonction de la pression interne). Par exemple à $\alpha = 4^\circ$ et $\Delta P^* = 2.72$, le C_L mesuré par la balance hydrodynamique est de 0.446 et le C_L calculé par le modèle en utilisant l'équation 5.4 est de 0.469, ce qui donne un écart de 5.1% par rapport au C_L mesuré.

Malgré le fait que le prototype ne soit qu'une preuve de concept non encore optimisée, nous arrivons à prouver expérimentalement que le contrôle de la pression interne permet de passer d'un

profil à un autre à l'aide d'une seule grandeur de pilotage (la pression interne) et d'élargir ainsi son domaine de fonctionnement.

5.4.2 Comparaison des forces de portance mesurées et calculées par l'algorithme IFS

Dans cette partie, le coefficient de portance mesuré sur un profil à $\Delta P^* = 1.92$ a été comparé au coefficient de portance obtenu numériquement par l'algorithme IFS. La figure 5.27 présente le C_L mesuré sur l'hydrofoil en composite, le C_L obtenu par la chaîne de calcul IFS et le C_L calculé sur les déformées expérimentales à mi-envergure.

Nous remarquons que le coefficient de portance prédit par le calcul IFS est en bon accord avec les mesures, mais il s'écarte progressivement de l'expérience avec l'augmentation de l'angle d'incidence. La raison de ces écarts peut trouver son explication dans l'analyse de la forme de l'hydrofoil qui est détaillée lors de la présentation de la figure 5.28 et la figure 5.29.

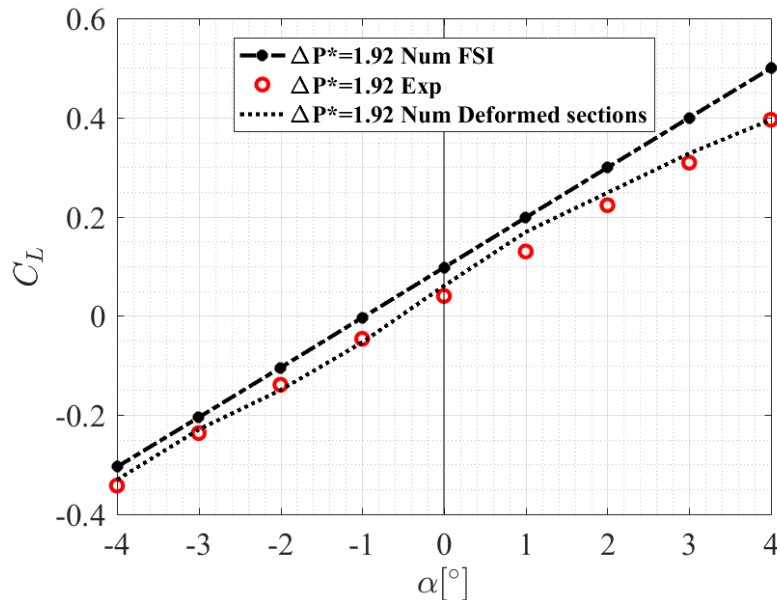


FIGURE 5.27 – Coefficients de portance expérimental et numérique en fonction de l'angle d'attaque pour $\Delta P^* = 1.92$ et $Re = 0.75 \cdot 10^6$. Calcul IFS du foil en composite et calcul fluide sur les sections expérimentales à mi-envergure.

La déformée de l'hydrofoil a été analysée dans un écoulement à un nombre de Reynolds $Re = 0.75 \cdot 10^6$. La forme de la section à mi-envergure sous $\Delta P^* = 1.92$ ($\Delta P = 0.24$ bar) a été extraite et comparée à la déformation prédite par les calculs. Comme le montre la figure 5.28, les déplacements expérimentaux et numériques ont la même tendance, à l'exception du bord de fuite où une différence significative a été observée. Cette différence est due à l'anisotropie du matériau composite qui a causé une légère torsion de l'hydrofoil pour des angles positifs lors des expériences. Egalement, la déformée de flexion de la mèche de l'hydrofoil composite lors des expériences n'a pas été prise en

compte dans le calcul 2D. Sous l'effet de l'écoulement, la mèche de l'hydrofoil subit environ 8 mm de flèche à l'extrémité libre, soit 5.33% c par rapport au cas sans écoulement ($V = 0$ m/s). Il a été également observé, lors des expériences, que sous l'effet de la mise en dépression interne le bord de fuite de l'hydrofoil déformable se déplace vers le haut.

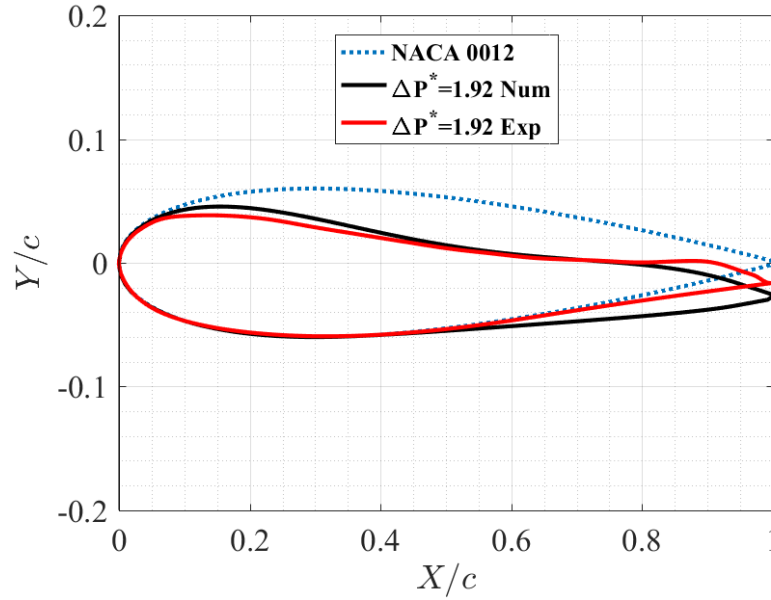


FIGURE 5.28 – Géométries expérimentale et numérique de la section de l'hydrofoil, $\Delta P^* = 1.92$ et $Re = 0.75 \cdot 10^6$.

Pour confirmer cela, les formes et les déplacements expérimentaux de la section à mi-envergure de l'hydrofoil déformable sont extraits pour α compris entre -4° et 4° . Elles sont représentées aux figures 5.29.(a) et 5.29.(b) pour les angles d'attaque positifs et négatifs respectivement.

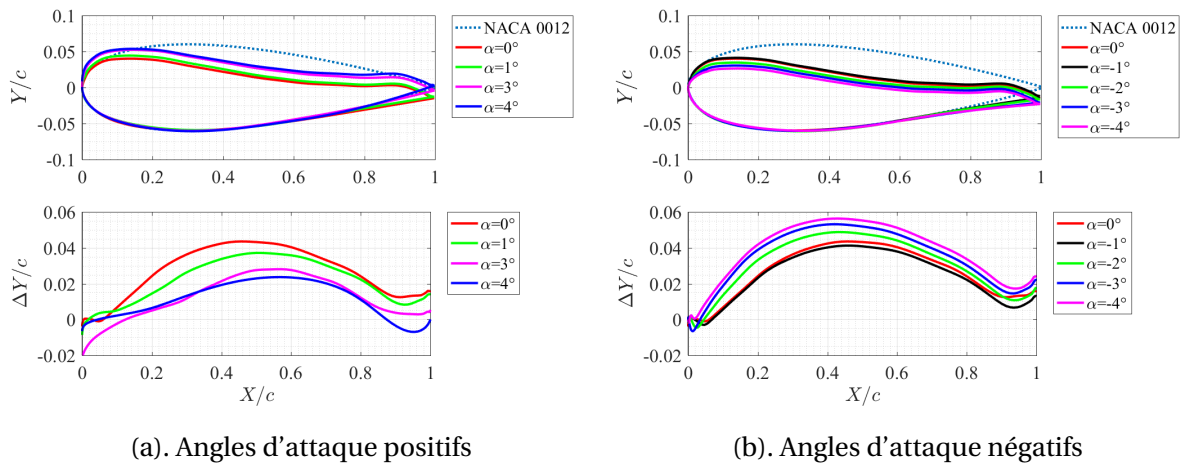


FIGURE 5.29 – Déformées expérimentales de la section de l'hydrofoil à mi-envergure et les déplacements associés, $\Delta P^* = 1.92$, $Re = 0.75 \cdot 10^6$.

Une analyse attentive montre qu'un petit effet de volet est observé expérimentalement au ni-

veau du bord de fuite, ce qui peut affecter le coefficient de portance et qui n'est pas vu par le calcul de structure 2D. De plus, les sections de l'hydrofoil déformable en composite tournent autour de $X/c = 0.25$ en raison d'une légère torsion de la mèche interne. Ceci est particulièrement observé pour des angles d'attaque positifs. La torsion de cet hydrofoil tend à réduire l'angle d'attaque, donc à diminuer le coefficient de portance. Nous observons que les résultats du calcul IFS sont en très bon accord avec les expériences pour les angles d'attaque négatifs lorsque la torsion peut être négligée. Pour les angles d'attaque positifs, la torsion observée expérimentalement n'est pas prise en compte lors des simulations IFS car une condition d'encastrement parfait a été imposée. Ceci est clairement montré en figure 5.27 lorsque le coefficient de portance est calculé directement sur les sections expérimentales déformées à mi-envergure. Dans ce cas, le coefficient de portance prédit par le calcul est très proche du C_L expérimental sur toute la plage d'incidence.

Les coefficients de portance mesurés par la balance hydrodynamique, les C_L obtenus par l'algorithme IFS ainsi que les C_L calculés par l'équation de la surface de réponse (équation 5.4) des hydrofoils sous $\Delta P^* = 0$ et $\Delta P^* = 1.92$ sont résumés dans le tableau 5.5. Ce dernier illustre également la variation des coefficients de portance numériques par rapport aux C_L mesurés et la variation des C_L calculés par le modèle par rapport aux C_L mesurés et calculés en utilisant la chaîne IFS.

α [°]	ΔP^*	C_L Exp	C_L Num	C_L Mod	ΔC_L Exp-Num	ΔC_L Exp-Mod	ΔC_L Num-Mod
3	0	0.269	0.284	0.290	5.61%	7.62%	1.90%
	1.92	0.309	0.400	0.330	29.40%	6.83%	17.44%
-3	0	-0.291	-0.291	-0.290	0.17%	0.52%	0.34%
	1.92	-0.237	-0.205	-0.234	13.40%	1.11%	14.18%

TABLEAU 5.5 – C_L expérimental, C_L calculé par la chaîne IFS et C_L calculé par le modèle (équation 5.4) des profils sous $\Delta P^* = 0$ et $\Delta P^* = 1.92$ à $\alpha = 3^\circ$ et $\alpha = -3^\circ$, $Re = 0.75 \cdot 10^6$.

Le tableau 5.5 montre des écarts significatifs entre les C_L calculés par l'algorithme IFS par rapport aux C_L mesurés notamment pour des incidences positives comme il a été montré dans la partie précédente. Un écart maximal de 29.40% a été obtenu à $\alpha = 3^\circ$.

Les coefficients de portance obtenus par le modèle (équation de la surface de réponse de l'hydrofoil déformable) à $\Delta P^* = 0$ sont cohérents avec les C_L expérimentaux et les C_L numériques. L'écart maximum est de l'ordre de 7.62% pour le C_L expérimental par rapport au C_L obtenu par l'équation de la surface de réponse à $\alpha = 3^\circ$.

La comparaison des coefficients de portance mesuré et calculé par rapport au C_L obtenu par le modèle dans le cas de $\Delta P^* = 1.92$ montre :

- un faible écart entre le coefficient de portance mesuré et le C_L modèle. L'écart maximum est d'environ 6.83% à $\alpha = 3^\circ$ ce qui est logique vu que l'équation du modèle a été déterminée à partir des mesures expérimentales;

- l'écart maximum du coefficient de portance obtenu par le modèle par rapport au coefficient de portance calculé par la chaîne IFS est d'environ 17.44% noté à $\alpha = 3^\circ$. L'équation du modèle permet par un calcul simple d'évaluer l'effet de la pression interne sur le coefficient de portance.

Nous avons montré avec la chaîne IFS qu'un calcul simple 2D peut prédire la réponse structurale et les performances hydrodynamiques d'un hydrofoil composite déformable. L'équation de la surface de réponse déterminée à partir des mesures de portance offre une possibilité d'estimer la réponse de l'hydrofoil déformable en portance. Cependant, il convient de souligner que les raisons principales pour lesquelles les résultats numériques s'écartent des résultats expérimentaux sont que :

- le modèle structure est purement 2D alors que la structure est 3D lors des essais;
- les effets de bord dus aux contraintes d'étanchéité lors des expériences sont relativement importants, il faudra leur porter plus d'attention lors de futurs travaux;
- les conditions aux limites structurelles sont différentes, la mèche est encastrée dans le modèle alors qu'elle est solidaire de la balance lors des mesures.

Dans un écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et sous l'effet d'un $\Delta P^* = 1.92$, la forme de l'hydrofoil subit une modification de la cambrure, de l'épaisseur maximale ainsi que de sa position. Dans ces conditions, la forme de l'hydrofoil ressemble à celle d'un profil NACA 2408 avec une position de l'épaisseur maximale à 18% de la corde. Ce profil a une cambrure de 2% de la corde positionnée à 40% c et une épaisseur maximale de 8% c . La figure 5.30 représente les géométries des hydrofoils NACA 0012, NACA 2408 avec une épaisseur maximale à 18% c et la section expérimentale de l'hydrofoil mesurée à une incidence $\alpha = 0^\circ$. Une légère différence est observée au niveau de l'épaisseur maximale et du bord de fuite. Cette observation ouvre la voie à une possibilité de passer d'un profil référencé à un autre.

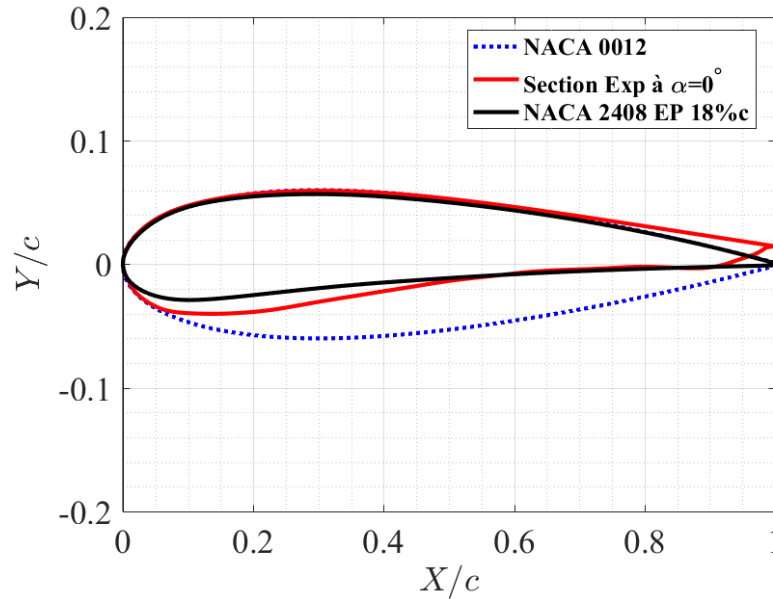
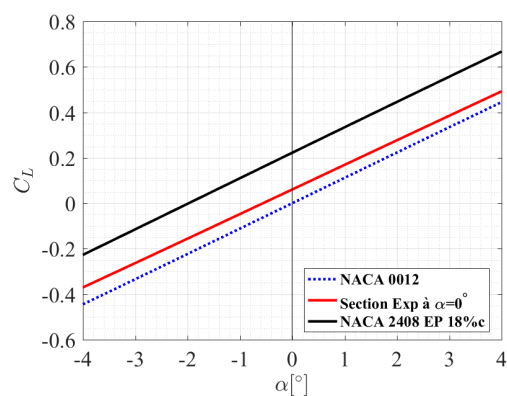


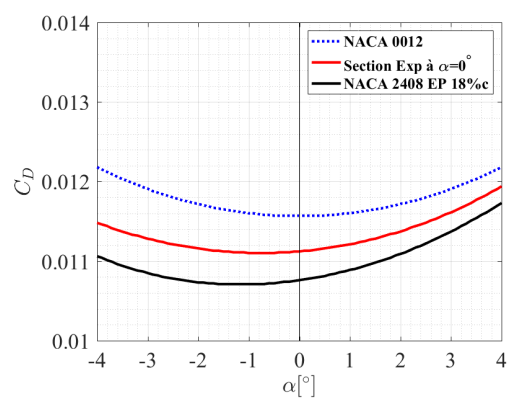
FIGURE 5.30 – Géométries du profil NACA 0012, de la déformée expérimentale à $\Delta P^* = 1.92$ et $\alpha = 0^\circ$ et du profil NACA 2408 avec une épaisseur maximale à 18% de corde, $Re = 0.75 \cdot 10^6$.

L'écoulement à une vitesse de 5 m/s ($Re = 0.75 \cdot 10^6$) autour de ces différentes géométries a été résolu numériquement en utilisant le code de calcul potentiel-couche limite Xfoil. Les évolutions des coefficients hydrodynamiques (C_L , C_D et C_L/C_D) des trois profils en fonction de l'angle d'incidence sont représentées en figure 5.31.

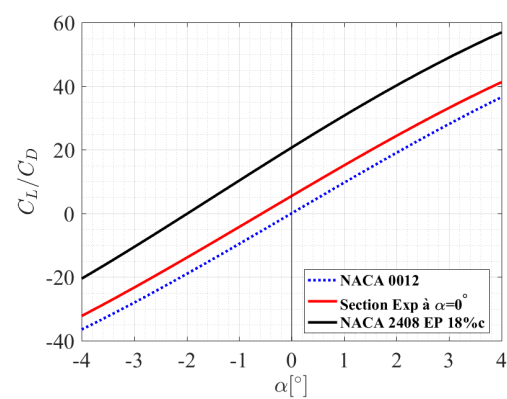
- Le coefficient de portance en fonction de l'angle d'incidence calculé autour des différentes géométries est illustré en figure 5.31.(a). Nous remarquons un écart significatif entre le C_L calculé sur la déformée expérimentale à $\alpha = 0^\circ$ et le C_L calculé sur le profil NACA 2408 modifié. Cet écart est dû au déplacement du bord de fuite observé lors des expériences et qui a tendance à réduire le C_L .
- Comme pour le coefficient de portance, l'évolution du coefficient de traînée des différents profils en fonction de l'angle d'incidence est représentée en figure 5.31.(b). Il est noté que le C_D calculé sur le profil NACA 2408 s'écarte du C_D calculé sur la déformée expérimentale.
- Si nous regardons l'évolution de la finesse représentée en figure 5.31.(c), nous constatons que le rapport C_L/C_D de la déformée extraite directement des expériences est loin du C_L/C_D du foil dit cible (NACA 2408 avec épaisseur maximale à 18% c).



(a). Coefficient de portance



(b). Coefficient de traînée



(c). Rapport C_L/C_D

FIGURE 5.31 – C_L , C_D et C_L/C_D en fonction de l'incidence des profils NACA 0012, NACA 2408 avec une épaisseur maximale à 18% de la corde et la section expérimentale à $\alpha = 0^\circ$, $\Delta P^* = 1.92$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

De cette étude, il est montré que sous l'effet du chargement combiné ($Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $\Delta P^* = 1.92$), le profil initial ($\Delta P^* = 0$) prend une nouvelle forme qui correspond approximativement à celle du profil NACA 2408 avec une épaisseur maximale à $18\%c$. Les performances hydrodynamiques de ce nouveau foil s'écartent de celles calculées sur la section expérimentale à $\alpha = 0^\circ$ en raison du déplacement du bord de fuite qui a tendance à décambler le profil donc à réduire le coefficient portance.

Il faut veiller pour de futurs travaux à concevoir un hydrofoil avec un bord de fuite rigide ou qui génère un volet qui se déplace en augmentant la cambrure du profil initial sous l'effet de la pression interne. Comme il a été montré dans le chapitre 4, le volet de bord de fuite augmente d'une manière significative le coefficient de portance d'un profil symétrique. Pour clôturer cette partie, le contrôle de la pression permet de générer différents profils intermédiaires entre la géométrie initiale (NACA 0012) et le foil dit cible (NACA 2408 avec une épaisseur relative à $18\%c$).

5.4.3 Analyse de la distribution de pression autour du profil déformé ($\Delta P^* = 1.92$)

La distribution du coefficient de pression autour de l'hydrofoil déformable pour différents angles d'incidence a été analysée numériquement à l'aide de l'algorithme IFS. Les figures 5.32 et 5.33 représentent les distributions de C_p sur les parois rigide et flexible du profil pour des angles d'incidence négatifs et positifs respectivement. Ces C_p ont été calculés pour un écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $\Delta P^* = 1.92$.

Il est noté de la figure 5.32 que lorsque l'angle d'attaque augmente de -4° à -1° , le pic du coefficient de pression sur la paroi rigide diminue progressivement.

L'analyse du C_p pour des incidences positives (figure 5.33) montre que le pic de dépression au niveau du bord d'attaque de la paroi déformable croît significativement avec l'augmentation de l'incidence comme prévu. Il est aussi observé que le C_p autour du profil pour des incidences positives est plus important que le C_p à $\alpha < 0^\circ$.

Le pic de l'aspiration sur la paroi rigide de l'hydrofoil n'est pas très important que celui calculé sur la paroi flexible, ce qui diminue les risques d'apparition de la cavitation sur cette paroi (section 5.5).

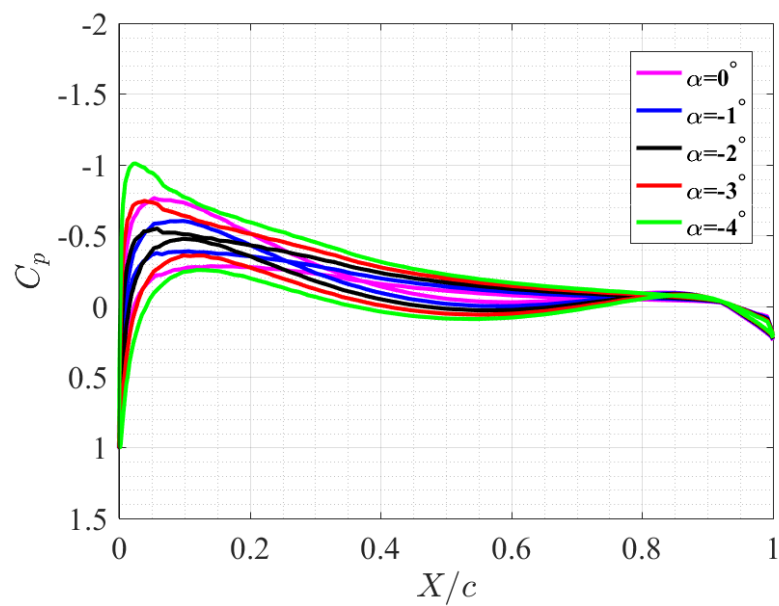


FIGURE 5.32 – Evolution du coefficient de pression numérique en fonction de la corde adimensionnée pour des angles négatifs, $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $\Delta P^* = 1.92$.

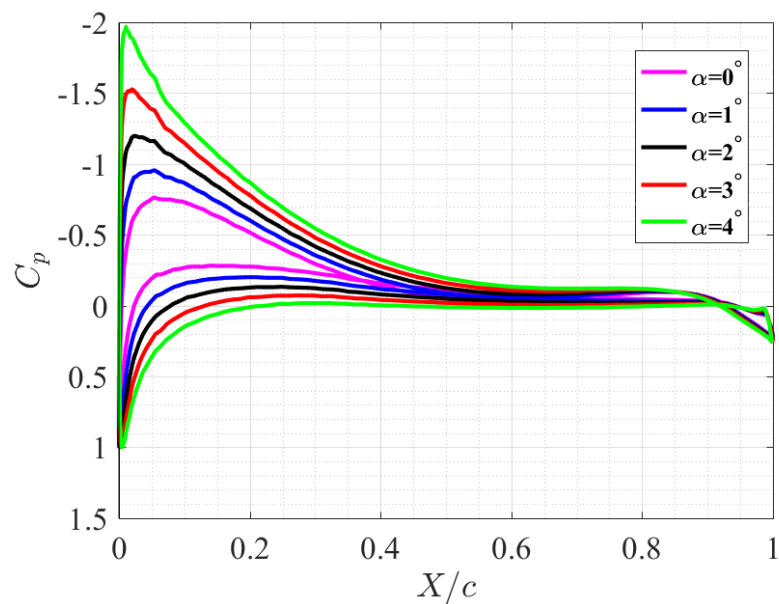


FIGURE 5.33 – Evolution du coefficient de pression numérique en fonction de la corde adimensionnée pour des angles positifs, $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $\Delta P^* = 1.92$.

5.4.4 Analyse des contraintes en eau

Afin de vérifier la résistance mécanique de la mèche en carbone, une analyse des contraintes au sein des différents plis a été effectuée. Pour les cas de chargements analysés précédemment (α , Re , ΔP^* et C_L), le cas extrême a été choisi. Il s'agit d'un chargement caractérisé par un $C_L = 0.5$, $Re = 0.75 \cdot 10^5$ et $\Delta P^* = 2.72$ ce qui correspond à une portance d'environ 180 N. Cette force a été appliquée au centre de la mèche avec une condition d'encastrement à l'implanture. De même que le cas de l'analyse des contraintes en air libre, les contraintes maximales présentes dans les plis du composite sont comparées aux limites de résistance des matériaux correspondantes dans le tableau 5.6. Ce dernier rassemble pour les conditions de chargement bien spécifiées ($Re = 0.75 \cdot 10^5$ et $C_L = 0.5$ ($L = 180$ N)), les contraintes maximales présentes dans chacun des plis et les limites de résistance des matériaux correspondantes. L'ensemble des contraintes σ_1 , σ_2 et τ_{12} des plis se trouvent largement au-dessous des valeurs limites de résistance des matériaux.

	Contraintes maximales	Résistances du matériau
σ_1 [MPa]	68	420
σ_2 [MPa]	238	360
τ_{12} [MPa]	34	55

TABLEAU 5.6 – Comparaison des contraintes maximales dans les plis aux limites de résistance des tissus de carbone données dans [47], $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $C_L = 0.5$.

5.5 Étude de la cavitation de l'hydrofoil déformable

L'étude expérimentale de la cavitation passe par le contrôle de la pression dans la veine d'essais afin de générer différents nombres de cavitation. L'analyse de la cavitation pour de faibles chargements nécessite une diminution de pression dans la veine d'essais ou une augmentation de la vitesse d'écoulement. Une étude numérique a été menée afin d'évaluer l'effet de la vitesse d'écoulement sur les cartes numériques de cavitation ($\sigma = -C_{pmin}$). Cette étude a montré que la vitesse d'écoulement n'a pas d'effet sur la carte de cavitation. Nous avons alors augmenté le nombre de Reynolds à $Re = 1.35 \cdot 10^6$. Puis, l'effet de la mise en dépression interne (ΔP^*) sur le critère d'apparition de la cavitation a été prédit numériquement afin de déterminer le protocole expérimental. Nous analysons dans cette partie également l'évolution des cartes d'apparition et de disparition de la cavitation en fonction de la pression interne. Ensuite, la capacité du contrôle de la pression interne à supprimer la cavitation présente sur l'extrados de l'hydrofoil pour les mêmes conditions d'écoulement (Re , α et σ) a été étudiée expérimentalement.

5.5.1 Etude numérique de la cavitation

L'effet de la pression interne sur la carte numérique de l'apparition de la cavitation est prédit numériquement en utilisant l'algorithme IFS. L'évolution du coefficient de portance (C_L) en fonction de l'opposé du coefficient de pression minimum ($-C_{pmin}$) pour l'hydrofoil déformable sous diverses pressions internes (ΔP^*) est illustrée en figure 5.34. La pression interne a une influence directe sur la carte numérique de l'apparition de la cavitation, en particulier pour des coefficients de portance supérieurs à -0.1 . Pour cette condition, il est noté que la variation de la pression dans la cavité permet de modifier le domaine sub-cavitant du profil de base ($\Delta P^* = 0$). Pour des coefficients de portance inférieurs à -0.1 , la pression interne n'a pas d'effet sur la carte de cavitation. Cela est dû à la rigidité de la paroi de dessous de l'hydrofoil.

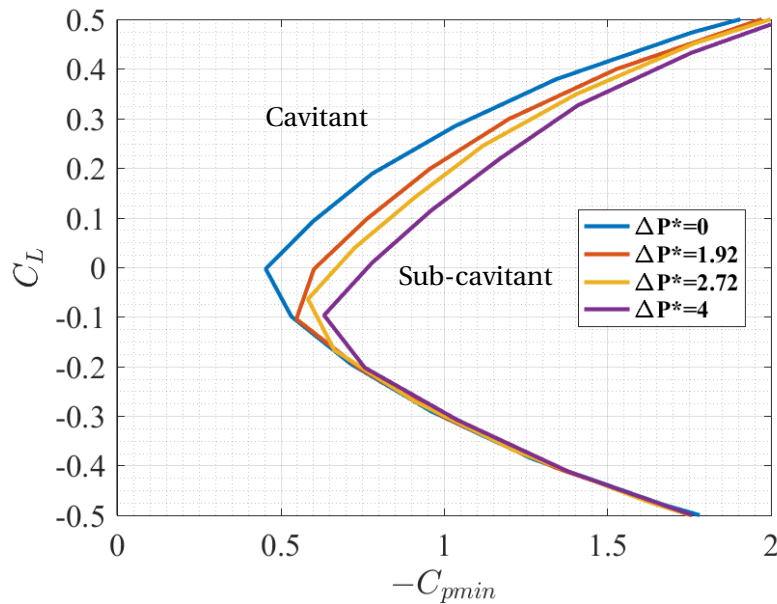


FIGURE 5.34 – Evolution du coefficient de portance C_L en fonction de l'opposé du coefficient de pression minimal $-C_{pmin}$, $Re = 1.35 \cdot 10^6$, $\Delta P^* = 0$, $\Delta P^* = 1.92$, $\Delta P^* = 2.72$ et $\Delta P^* = 4$.

Cette étude de contrôle de la pression interne pour prédire le comportement en cavitation d'un hydrofoil est nouvelle dans le domaine de l'hydrodynamique. Elle permet de modifier le domaine sub-cavitant d'un hydrofoil, mais aussi elle offre la possibilité pour des études futures d'envisager un pilotage d'une zone particulière de l'hydrofoil. Par exemple, nous pourrions piloter la déformée du bord d'attaque ou du bord de fuite pour repousser l'apparition de la cavitation (chapitre 4).

5.5.2 Etude expérimentale de l'apparition et de la disparition de la cavitation

La carte numérique d'apparition de la cavitation (figure 5.34) montre que la pression interne a un effet sur l'apparition de la cavitation pour un coefficient de portance positif. Pour cette raison, les cartes de cavitation numériques et expérimentales sont comparées pour un nombre de Rey-

nolds $Re = 1.35 \cdot 10^6$, un coefficient de portance positif et deux pressions internes. Les cartes d'apparition et de disparition de la cavitation numériques et expérimentales d'un hydrofoil à $\Delta P^* = 0$ et $\Delta P^* = 0.59$ sont représentées en figures 5.35.(a) et 5.35.(b). Le choix de $\Delta P^* = 0.59$ dans un écoulement à $Re = 1.35 \cdot 10^6$ correspond à $\Delta P^* = 1.92$ dans un écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$. Il est noté que les résultats numériques concordent avec les résultats expérimentaux de la disparition de la cavitation pour la plage de coefficient de portance de la présente analyse. Ces résultats montrent un effet d'hystérésis entre les conditions d'apparition et de disparition de la cavitation expérimentale. Cette hystérésis signifie que la pression requise pour l'apparition de la cavitation doit être inférieure à celle requise pour la suppression de la cavitation. Cependant, la différence peut être expliquée par le processus de détection de cavitation basé sur des visualisations qui peuvent inférer un biais sur la condition d'apparition de la cavitation. De plus, il est noté de ces deux figures que la pression interne a un effet sur le domaine sub-cavitant du profil initial ($\Delta P^* = 0$). Les différences entre les résultats numériques et expérimentaux pourraient s'expliquer par certaines fluctuations de pression dans la veine d'essais, le critère d'apparition et de disparition de la cavitation choisi et la conception de l'hydrofoil en composite.

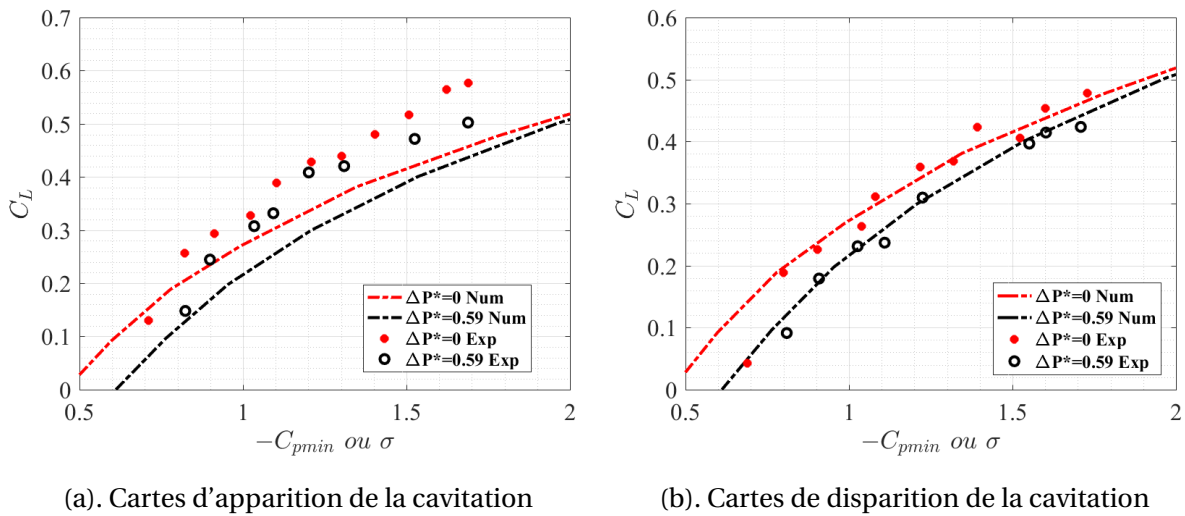


FIGURE 5.35 – Cartes expérimentales d'apparition et de disparition de la cavitation (σ) et les cartes numériques ($-C_{pmin}$) du profil symétrique et du profil déformé sous l'effet de $\Delta P^* = 0.59$, $Re = 1.35 \cdot 10^6$.

Il est montré par cette étude que le contrôle de la pression interne permet de modifier le domaine sub-cavitant d'un hydrofoil. A titre d'exemple, nous résumons dans le tableau 5.7 les variations en portance et en vitesse dans le cas de fonctionnement à σ constant et à C_L constant respectivement. Le pilotage de la pression interne permet la modification de la portance à σ constant pour les deux points de fonctionnement ($\sigma = 0.9$ et $\sigma = 1.3$). Le contrôle de la pression interne permet également la modification de la vitesse d'avance tout en restant à C_L constant (tableau 5.7).

σ	$C_L (\Delta P^* = 0)$	$C_L (\Delta P^* = 0.59)$	ΔC_L
0.9	0.23	0.18	0.05
1.3	0.37	0.35	0.02
C_L	$\sigma (\Delta P^* = 0)$	$\sigma (\Delta P^* = 0.59)$	$\Delta \sigma$
0.18	0.80	0.91	0.11
0.36	1.22	1.29	0.07

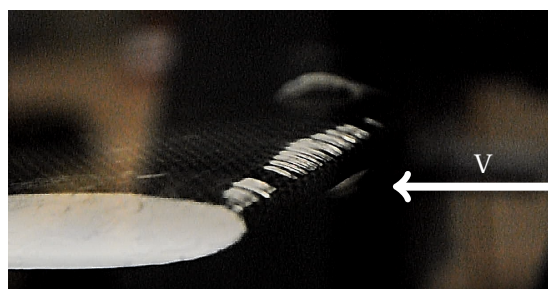
TABLEAU 5.7 – Effet de la mise en dépression interne sur les caractéristiques du domaine sub-cavitant, $\Delta P^* = 0$ et $\Delta P^* = 0.59$, $Re = 1.35 \cdot 10^6$.

5.5.3 Formes géométriques associées à l'apparition et à la disparition de la cavitation pour les mêmes conditions d'écoulement

La capacité du contrôle de la pression interne à éliminer la cavitation présente sur la surface de l'hydrofoil pour un même angle d'attaque, une même vitesse d'écoulement et un même nombre de cavitation a été vérifiée expérimentalement.

L'apparition de la cavitation (inception) pour une pression interne de $\Delta P^* = 3.1$, un angle d'attaque $\alpha = 7.4^\circ$ et un nombre de cavitation $\sigma = 3.8$ dans un écoulement caractérisé par un nombre de Reynolds de 10^6 est illustrée sur la figure 5.36.(a). Pour des conditions identiques, nous avons montré que la cavitation disparaît (desinence) (figure 5.36.(b)) uniquement avec le pilotage de la pression interne. Cela signifie que l'augmentation de la pression interne uniquement et qui correspond à la diminution de la quantité ΔP^* à 1.71 fait disparaître la cavitation.

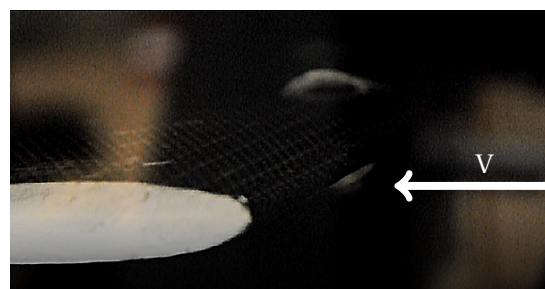
Les formes d'hydrofoils correspondantes à l'apparition et à la disparition de la cavitation sont représentées sur la figure 5.37. Cette modification de forme de l'hydrofoil entraîne une légère diminution du coefficient de portance de 0.805 à 0.754.



(a). Apparition de la cavitation

$$C_L = 0.805$$

$$\Delta P^* = 3.1$$



(b). Disparition de la cavitation

$$C_L = 0.754$$

$$\Delta P^* = 1.71$$

FIGURE 5.36 – Apparition et disparition de la cavitation sur le profil déformable en composite, $Re = 10^6$, $\alpha = 7.4^\circ$ et $\sigma = 3.8$.

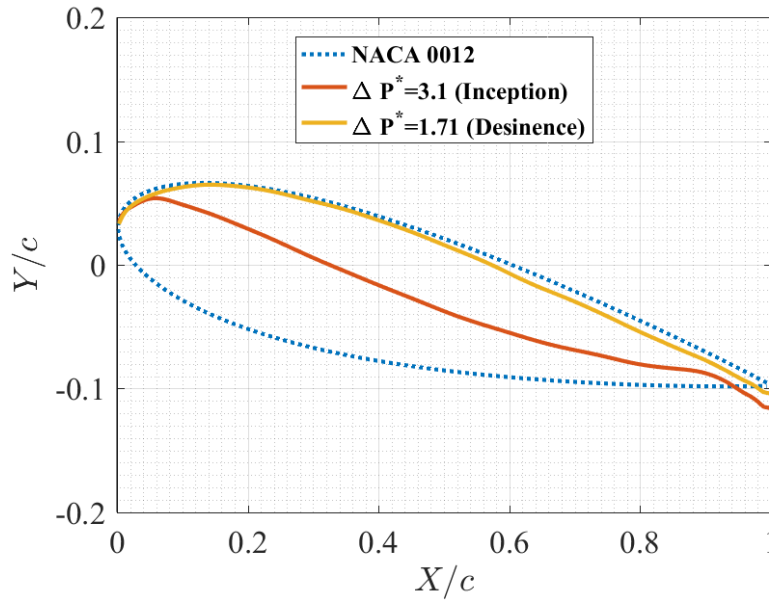


FIGURE 5.37 – Formes géométriques de l'hydrofoil associées à l'apparition et la disparition de la cavitation, $Re = 10^6$, $\alpha = 7.4^\circ$ et $\sigma = 3.8$.

5.6 Interaction fluide-structure d'un hydrofoil déformable 3D

Un modèle d'IFS de l'hydrofoil déformable 3D a été mis en place. Il se base sur le couplage fort entre le code structure ANSYS Mechanical et le code Fluent tout en utilisant une loi de comportement composite pour la partie structure. Le couplage est assuré à l'aide du module MFX de couplage d'ANSYS. Cette étude permet d'accéder aux champs de déplacement de l'hydrofoil et aux champs de pression autour du profil mais elle permet aussi d'accéder à la distribution des contraintes par pli.

Dans un premier temps et afin de rendre le calcul plus robuste et permettre une comparaison des hydrofoils modélisés et mesurés, deux hypothèses simplificatrices ont été imposées :

- les déplacements dans les directions X et Z des parois latérales sont supposés nuls;
- la mèche est encastrée.

Les calculs ont été effectués pour un écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$, $\alpha = 4^\circ$ et deux dépressions internes ($\Delta P^* = 1.92$ et $\Delta P^* = 2.72$). Les résultats de ces simulations ont été comparés aux résultats obtenus par le modèle IFS 2D développé dans le cadre de cette thèse et aux résultats expérimentaux obtenus dans le tunnel hydrodynamique.

La figure 5.38 représente les déformées de la section centrale mesurées par le télémètre laser et calculées par les modèles en IFS 2D et 3D. Les déformées obtenues par les calculs 2D et 3D s'écartent des déformées expérimentales notamment à mi-corde et au bord de fuite. La différence entre les résultats 2D et les expériences a déjà été discutée en 5.4.2. L'écart entre la déformée centrale obtenue par le calcul 3D et celle mesurée par le télémètre laser est dû à la condition d'encastrement imposée

sur la mèche lors des simulations. Expérimentalement, une flexion de la mèche a été mesurée.

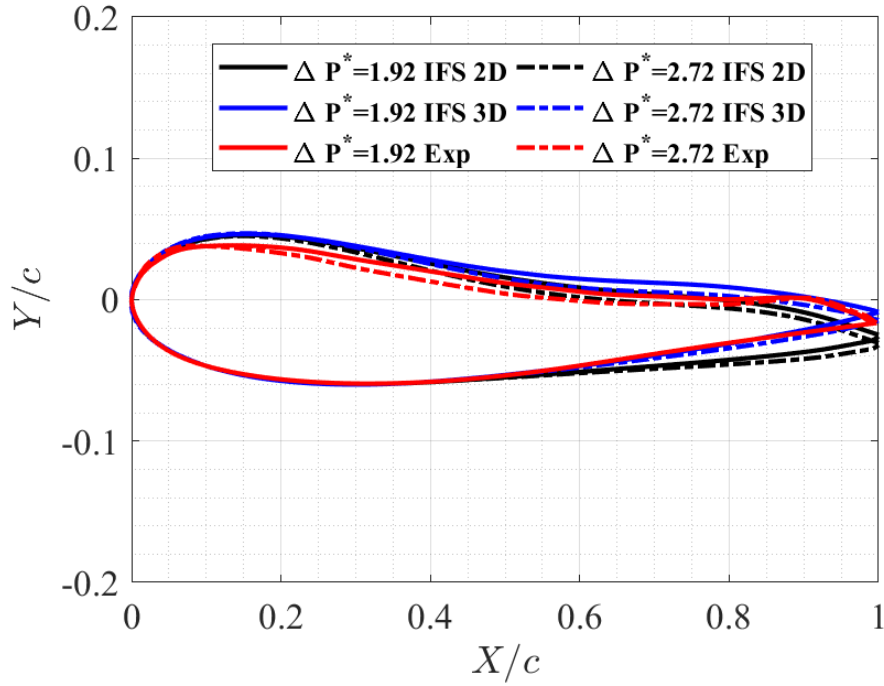


FIGURE 5.38 – Déformées expérimentales et numériques obtenues par l'IFS 2D et 3D de la section centrale de l'hydrofoil déformable, $Re = 0.75 \cdot 10^6$, $\Delta P^* = 1.92$, $\Delta P^* = 2.72$ et $\alpha = 4^\circ$.

La figure 5.39 représente les distributions du coefficient de pression en fonction de la corde (X/c) obtenues par les modèles 2D (Xfoil) et 3D (Fluent) pour les deux conditions de chargement. Pour les mêmes conditions de chargement (ΔP , Re et α), des écarts significatifs sont obtenus entre les deux distributions du coefficient de pression. Ces écarts sont remarquables notamment sur la paroi déformable (extrados). Ils sont dus aux différences de géométries observées précédemment et à l'effet du confinement de la veine d'essais comme il a été déjà montré dans le chapitre 4.

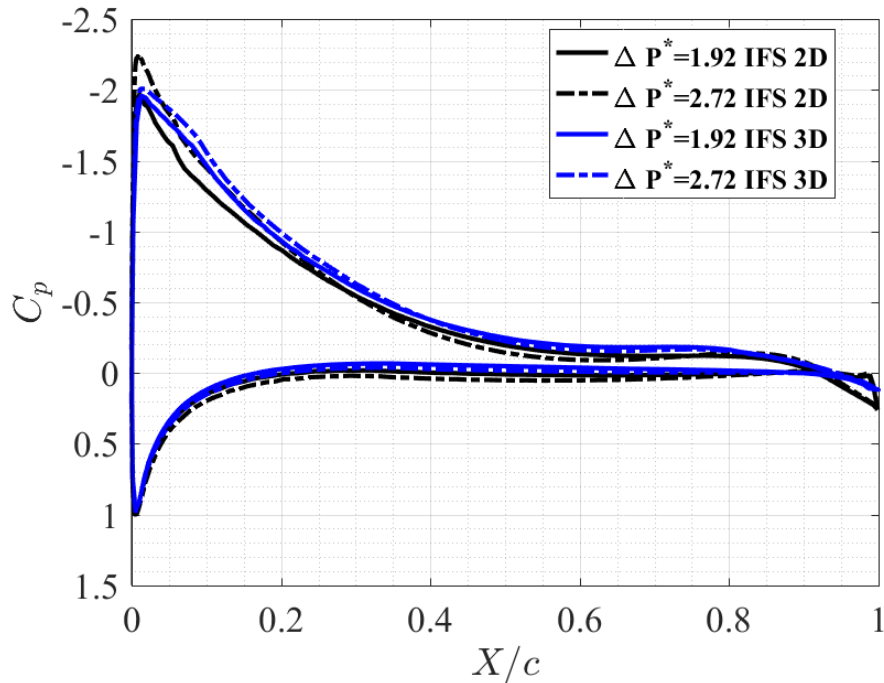


FIGURE 5.39 – Coefficients de pression obtenus à l'aide des modèles 2D et 3D, $Re = 0.75 \cdot 10^6$, $\Delta P^* = 1.92$, $\Delta P^* = 2.72$ et $\alpha = 4^\circ$.

Le tableau 5.8 résume les coefficients de portance et de traînée mesurés sur l'hydrofoil déformable et ceux calculés à l'aide de la chaîne IFS 2D ainsi que ceux issus d'un calcul couplé 3D dans un écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et une incidence de 4° . Une différence est observée entre les coefficients mesurés et calculés. Cette différence est due la réponse de l'hydrofoil lors des essais dans le tunnel hydrodynamique mais aussi aux effets 3D lors du calcul IFS 3D.

Méthode \ ΔP^*	$\Delta P^* = 1.92$		$\Delta P^* = 2.72$	
	C_L	C_D	C_L	C_D
$\alpha = 4^\circ$				
Exp	0.40	0.0202	0.45	0.0216
IFS 2D	0.50	0.0122	0.55	0.0124
IFS 3D	0.54	0.0136	0.57	0.0138

TABLEAU 5.8 – Comparaison des coefficients de portance et de traînée mesurés et calculés par la chaîne IFS 2D et le couplage 3D pour $Re = 0.75 \cdot 10^6$, $\Delta P^* = 1.92$, $\Delta P^* = 2.72$ et $\alpha = 4^\circ$.

Un exemple de la variation du champ de pression autour de l'hydrofoil déformable à mi-envergure pour un écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$, $\Delta P^* = 1.92$ et $\alpha = 4^\circ$ est présenté sur la figure 5.40. Il apparaît clairement qu'il existe une zone de dépression sur l'extrados du profil avec une pression maximale au voisinage du bord d'attaque.

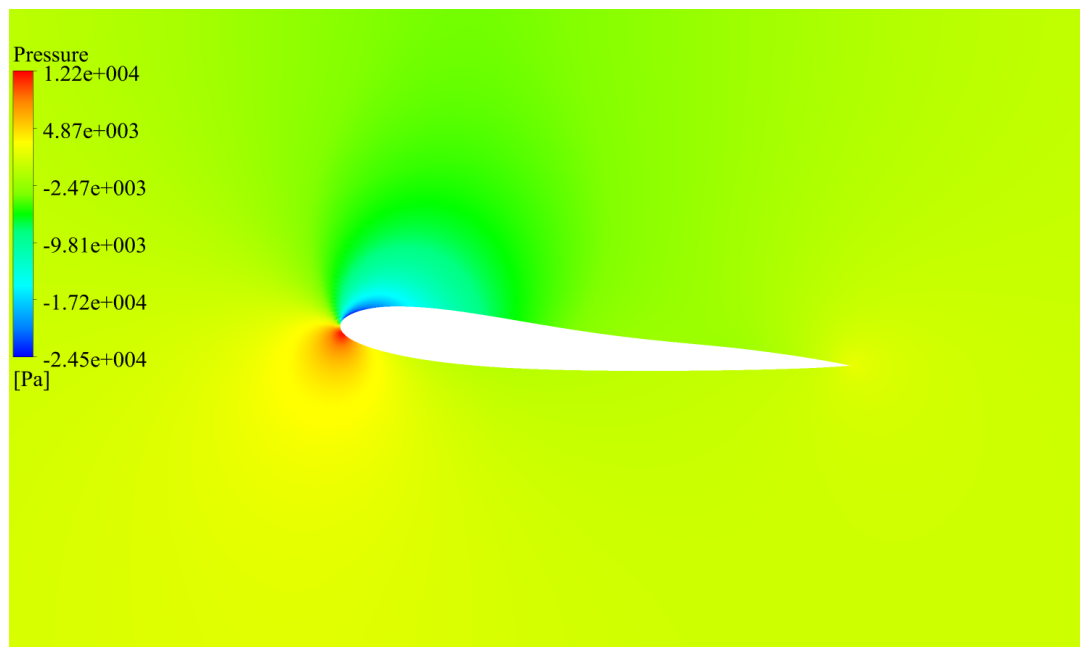


FIGURE 5.40 – Distribution de pression autour de l'hydrofoil déformable, $Re = 0.75 \cdot 10^6$, $\Delta P^* = 1.92$ et $\alpha = 4^\circ$.

Le champ de déplacement vertical et la position initiale de l'hydrofoil déformable 3D sous un écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $\Delta P^* = 1.92$ est illustré en figure 5.41. Nous remarquons un faible déplacement du bord d'attaque, un déplacement maximum au centre de l'hydrofoil de l'ordre de 4.89 mm et qui correspond à $3.26\%c$ et un bord de fuite qui se décale vers le bas. Les effets de bord dus aux joints de colle utilisés pour la fermeture de l'hydrofoil sont également retrouvés dans cette analyse.

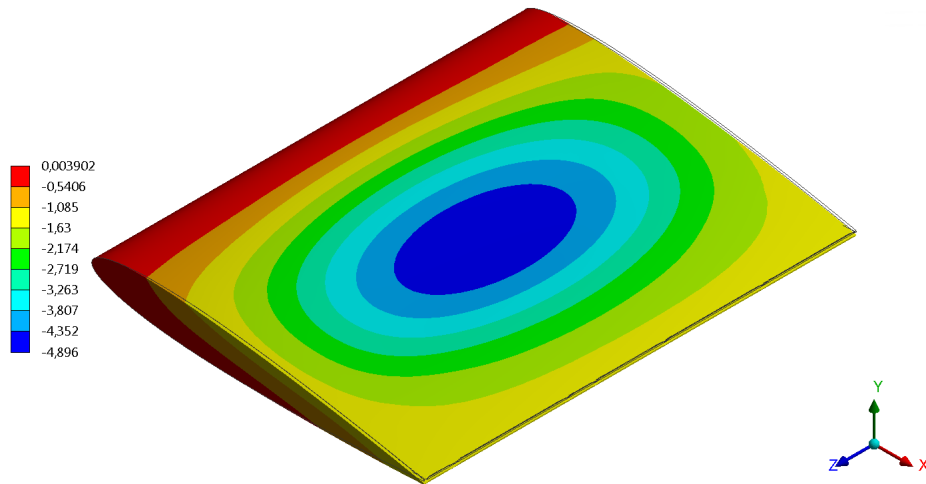


FIGURE 5.41 – Champ de déplacement vertical de la paroi flexible de l'hydrofoil, $Re = 0.75 \cdot 10^6$, $\Delta P^* = 1.92$ et $\alpha = 4^\circ$.

L'étude en IFS 3D procure également un avantage supérieur, celui de calculer les contraintes mécaniques présentes dans chaque pli du composite. Les contraintes maximales σ_1 , σ_2 et τ_{12} dans chaque pli constituant l'hydrofoil ont été analysées pour un cas de chargement caractérisé par $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $\Delta P^* = 1.92$. Il a été constaté que les contraintes maximales (σ_1 , σ_2 et τ_{12}) sont inférieures aux valeurs limites de résistance des matériaux comme le présente le tableau 5.9. Grâce au modèle IFS 3D, le concepteur pourra réaliser une étude paramétrique pour améliorer le comportement hydrodynamique d'un hydrofoil tout en respectant les résistances mécaniques.

	Carbone		Verre	
	Contraintes maximales	Résistances du matériau	Contraintes maximales	Résistances du matériau
σ_1 [MPa]	78	420	18	300
σ_2 [MPa]	81	360	65	300
τ_{12} [MPa]	28	55	18	141

TABLEAU 5.9 – Comparaison des contraintes maximales aux résistances limites des tissus de carbone et de verre de l'hydrofoil, $Re = 0.75 \cdot 10^6$, $\Delta P^* = 1.92$ et $\alpha = 4^\circ$.

5.7 Synthèse du chapitre

Dans ce chapitre, nous avons présenté les résultats expérimentaux et numériques du nouveau concept d'hydrofoil déformable. L'hydrofoil, fabriqué en matériaux composites, est contrôlable par le pilotage de la pression interne. Dans un premier temps, cet hydrofoil est testé en air libre afin d'évaluer l'effet de la pression interne sur sa déformée. Les expériences ont été réalisées pour différentes pressions dans la cavité et les formes géométriques obtenues ont été mesurées par corrélation d'images numériques. Lors de ces essais en air, il est montré que :

- la paroi de dessous, supposée infiniment rigide, présente effectivement très peu de déformations. Le déplacement maximal noté lors des mesures est de $0.53\%c$ pour une dépression dans la cavité de 0.494 bar;
- la pression interne influe significativement sur la forme de la paroi flexible, ce qui correspond bien à l'effet recherché. Les joints d'étanchéité aux extrémités affectent la déformée et il faudra y porter une attention particulière lors de futurs travaux;
- la section centrale, sans mise en dépression, est conforme à un profil NACA 0012. Sous l'effet de la mise en dépression interne, une concavité forte a été observée notamment pour $\Delta P > 0.157$ bar. Le déplacement vertical maximal de la paroi flexible croît significativement avec l'augmentation de ΔP pour atteindre une valeur limite d'environ $5.3\%c$;
- les déplacements maximaux mesurés sur la déformée de la section centrale de l'hydrofoil ont été comparés à ceux calculés en 2D sur une section. Nous constatons qu'un modèle mécanique simple est cohérent avec les expériences pour des pressions internes inférieures à la valeur limite ($\Delta P = 0.4$ bar).

Un profil tel que celui présenté dans ce chapitre et dont la concavité varie en fonction de la pression interne conduit à une variation de la cambrure du profil.

L'analyse tridimensionnelle de l'hydrofoil déformable en composite et pilotable par la pression interne a été effectuée avec la chaîne logicielle ANSYS. Un modèle numérique a été calibré à partir des mesures du champ de déplacement expérimental afin d'en déduire les propriétés linéaires élastiques des joints en silicone qui influencent la déformabilité du profil à ses extrémités. Ce modèle 3D s'est révélé adapté à l'étude du comportement mécanique de l'hydrofoil.

De plus, le modèle mécanique permet d'évaluer les contraintes au sein de chaque pli de l'hydrofoil déformable et ainsi de vérifier sa résistance mécanique. Nous avons remarqué que l'ensemble des contraintes principales σ_1 et σ_2 subies par les plis se trouvent largement au-dessous des limites de la résistance des matériaux.

Lors du passage de l'hydrofoil dans le tunnel hydrodynamique, plusieurs types d'essais ont été réalisés.

- Premièrement, la déformabilité de la paroi flexible sous chargement hydrostatique a été caractérisée. Nous avons constaté que le remplissage de la veine d'essais engendre une variation de pression de l'ordre de 0.96% de la pression de référence. Il a été constaté que la géométrie de l'hydrofoil sous chargement hydrodynamique est quasi-identique à celle sans écoulement ($V = 0$ m/s). La modélisation 2D en IFS nous permet de confirmer que le chargement hydrodynamique n'a pas d'effet remarquable sur la déformée de l'hydrofoil. Nous pouvons ainsi négliger l'effet des chargements hydrostatique et hydrodynamique sur la déformée de l'hydrofoil pour le reste de l'étude.
- Ensuite, la déformabilité de l'hydrofoil sous chargement combiné hydrodynamique et mise en dépression a été analysée dans un écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$. Il a été montré qu'au fur et à mesure que la pression interne diminue la déformée augmente, montrant ainsi la capacité d'une conception en matériaux composites associée au pilotage de la pression interne à générer d'autres profils. Puis, l'effet de la pression interne sur les coefficients hydrodynamiques a été mesuré. La variation de la pression interne permet de modifier les performances du profil initial ($\Delta P^* = 0$). Nous avons constaté que le coefficient de portance et le rapport portance/trainée sont significativement modifiés, ce qui correspond à un élargissement du domaine de fonctionnement de l'hydrofoil de base.

Le domaine de fonctionnement de l'hydrofoil pour $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $\Delta P^* = 1.92$ a été représenté par une surface de réponse en termes de coefficient de portance en fonction de l'angle d'incidence et de la pression interne. Il a été montré que, pour la plage de fonctionnement de la pression interne et les angles considérés, l'hydrofoil peut générer différentes portances contrairement aux hydrofoils rigides. La réponse de ces derniers est représentée par une courbe qui dépend uniquement de l'incidence. Ces résultats peuvent être exploités de différentes manières : pour garder un fonctionnement à C_L constant, il faut soit modifier la forme de l'hydrofoil en augmentant ΔP^* soit réduire l'angle d'incidence α .

L'analyse du coefficient de moment montre que le chargement combiné (hydrodynamique et pression interne) génère un coefficient de moment qui a tendance à faire cabrer le profil initial ($\Delta P^* = 0$) pour des incidences inférieures à 3° et à faire piquer le nez du profil de base pour $\alpha = 3^\circ$ et $\alpha = 4^\circ$.

Les coefficients de portance mesuré et calculé par l'algorithme IFS ont été comparés pour un écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et $\Delta P^* = 1.92$. Il a été noté que le coefficient de portance prédit par le calcul est en bon accord avec les mesures mais il s'écarte progressivement de l'expérience avec l'augmentation de l'angle d'incidence. La différence peut être liée à une rigidité excessive du bord de fuite qui a causé un petit effet de volet pour des angles positifs lors des expériences. Par ailleurs, la déformée de flexion de la mèche de l'hydrofoil composite observée lors des expériences n'est pas prise en compte dans le calcul. Ces différences ne remettent pas en cause les résultats obtenus mais elles devront être prises en compte lors d'études futures.

Le calcul IFS 2D nous a permis d'analyser l'évolution de C_p pour $\Delta P^* = 1.92$ et différentes incidences. Il a été constaté que le pic de pression au niveau du bord d'attaque de la paroi rigide est très faible devant le C_p calculé sur la paroi déformable. Cela signifie que nous avons moins de risques d'apparition de la cavitation sur la paroi rigide ce qui a été montré lors de l'étude de la cavitation avec la chaîne IFS. La variation de la pression interne a une influence directe sur la carte numérique de l'apparition de la cavitation, en particulier pour des coefficients de portance supérieurs à -0.1 . Sur la base de cette analyse, les cartes expérimentales d'apparition et de disparition de la cavitation pour des chargements positifs dans un écoulement à $Re = 1.35 \cdot 10^6$ et deux dépressions internes ($\Delta P^* = 0$ et $\Delta P^* = 0.59$) ont été mesurées. Le même comportement que les prédictions numériques a été trouvé sur les cartes expérimentales d'apparition et de disparition de la cavitation. En revanche, l'hystérésis qui a été mesurée entre l'apparition et la disparition signifie que la pression statique requise pour l'apparition de la cavitation doit être inférieure à celle requise pour sa suppression.

Il a été également montré expérimentalement que pour les mêmes conditions d'écoulement (nombre de Reynolds, pression dans la veine, nombre de cavitation et angle d'incidence), la variation de la pression interne uniquement permet de faire disparaître la cavitation à la surface de l'hydrofoil.

La conception de l'hydrofoil en matériaux composites et le pilotage de la pression interne ont montré la possibilité de modifier l'extrados du profil et de générer de nouvelles formes qui permettent d'élargir le domaine de fonctionnement et le domaine sub-cavitant de l'hydrofoil initial. Ce nouveau concept offre donc une grande variété de possibilités pour contrôler un profil et, au moyen d'une boucle d'optimisation en IFS, les possibilités d'exploitation de cette nouvelle technologie sont nombreuses.

Les premiers résultats de l'IFS 3D ont montré la capacité du modèle à prédire la déformée ainsi que les performances de l'hydrofoil. Ce modèle permet également d'évaluer l'impact des chargements combinés de la mise en dépression et du champ de pression hydrodynamique sur la réponse structurelle (résistance) de l'hydrofoil.

Conclusion générale

Cette thèse s'inscrit dans le cadre d'une collaboration de recherche entre l'Institut de Recherche de l'Ecole Navale, l'Institut de Recherche en Génie Civil et Mécanique et l'IFREMER (Institut Français de Recherche pour l'Exploitation de la Mer). L'objectif de ce travail est la mise en place d'un nouveau concept de contrôle de forme d'un hydrofoil réglable ou déformable afin d'élargir son domaine de fonctionnement et de retarder l'apparition de la cavitation.

Une étude paramétrique a été réalisée dans le but de définir le paramètre le plus pertinent qui affecte les performances hydrodynamiques d'un profil NACA 0012 et son domaine sub-cavitant. Cette étude a été réalisée à l'aide du code de calcul potentiel-couche limite dans un écoulement à $Re = 10^6$. Premièrement, la capacité de ce code de calcul à prédire les performances d'un hydrofoil avec volets de bord d'attaque et de bord de fuite a été analysée à l'aide du logiciel Fluent. Cette étude a montré que les résultats fournis par Xfoil sont très cohérents avec les résultats de Fluent dans un milieu infini. Ensuite, les effets de la position de l'épaisseur maximale, de l'angle du volet de bord d'attaque, de l'angle du volet de bord de fuite et de la combinaison des deux volets ont été évalués.

L'étude paramétrique a montré que :

- la modification de la position de l'épaisseur maximale n'améliore pas le coefficient de portance mais elle repousse l'apparition de la cavitation pour de faibles chargements (faibles angles d'incidence et hautes vitesses) ;
- le volet de bord de fuite augmente d'une manière significative le coefficient de portance et le rapport C_L/C_D et repousse l'apparition de la cavitation pour des chargements positifs ce qui se traduit par un gain en vitesse ;
- le volet de bord d'attaque n'a pas d'effet remarquable sur les coefficients hydrodynamiques mais un avantage majeur pour repousser l'apparition de la cavitation ;
- la combinaison des deux volets permet de cumuler leurs avantages respectifs ce qui implique une augmentation significative du coefficient de portance et un élargissement du domaine sub-cavitant.

Lors de l'étude paramétrique une base de données a été créée. Elle est composée des 121 polaires obtenues par les 121 combinaisons entre les angles du volet de bord d'attaque et du volet de bord de fuite. Cette base de données peut être exploitée de différentes manières. Dans le cadre de la thèse,

nous avons choisi un point de fonctionnement caractérisé par un coefficient de portance constant ($C_L = 0.5$) et des angles des volets compris entre 0° et 5° et nous avons développé un algorithme d'optimisation qui permet pour ce C_L de déterminer les angles des volets de bord de fuite et de bord d'attaque qui fournissent le meilleur gain en terme de cavitation ($-C_{pmin}$). Cet algorithme a montré qu'un profil équipé d'un volet de bord d'attaque à 3° et d'un volet de bord de fuite à 5° génère le meilleur gain en $-C_{pmin}$. Sur la base de ces résultats, quatre hydrofoils quasi-rigides ont été fabriqués à l'aide de la technique d'impression 3D (imprimés en PLA). Les surfaces des hydrofoils ont été poncées afin de les rendre lisses et ils ont ensuite été montés dans le tunnel hydrodynamique sur une mèche qui a été fabriquée en inox afin d'éviter tout effet de flexion ou/et de torsion. Les expériences ont été réalisées dans un écoulement à $Re = 10^6$ où les forces hydrodynamiques ont été mesurées à l'aide de la balance hydrodynamique. Expérimentalement, l'apparition de la cavitation est déterminée à partir d'un critère visuel tout en respectant le critère d'apparition de bulles sur la surface de l'hydrofoil pour de faibles incidences ainsi que des germes attachés en bord d'attaque pour des incidences plus importantes. Les résultats expérimentaux ont permis de valider les prédictions numériques obtenues par Xfoil. Un bon accord a été constaté entre le coefficient de portance mesuré par la balance hydrodynamique et le C_L calculé. En revanche, un écart significatif est observé entre le coefficient de traînée mesuré et le C_D calculé. Cet écart est dû à l'effet 3D de la traînée dans le tunnel hydrodynamique. L'analyse expérimentale de la cavitation sur les hydrofoils avec volets a montré :

- un effet d'hystérésis entre les cartes expérimentales d'apparition et de disparition de la cavitation. Cette hystérésis signifie que la pression statique requise pour l'apparition de la cavitation doit être inférieure à celle requise pour la suppression de la cavitation ;
- la répétabilité du critère visuel d'apparition de la cavitation expérimentale dans le tunnel hydrodynamique de l'IRENav ;
- les cartes d'apparition et de la disparition de cavitation ont le même comportement que les cartes obtenues par les calculs ($\sigma = -C_{pmin}$).

Numériquement, l'évolution du coefficient de pression autour des profils avec volets a été également analysée. Des pics de pression ont été observés au niveau des points d'articulation des volets. Ces pics sont dus à la discontinuité de la surface du profil et peuvent conduire à la séparation de l'écoulement près de la charnière. Afin de minimiser cet effet, un profil avec un volet de forme parabolique a été étudié et les résultats ont été comparés à ceux d'un même profil avec le volet traditionnel. Il a été constaté que le volet à forme parabolique apporte plus de gain en portance et en cavitation par rapport au profil avec un volet articulé. Cette forme améliore aussi l'état de surface du profil en supprimant la discontinuité au niveau de la charnière et en éliminant le pic de pression au niveau de l'axe de rotation du volet. Afin d'assurer une telle continuité l'utilisation d'un hydrofoil déformable (ou "morphing hydrofoil") peut être une solution. Autour de ce thème, un hydrofoil déformable et contrôlable par le pilotage de la pression interne a été étudié numériquement et ex-

périmentalement dans le cadre ce projet. L'hydrofoil déformable a été fabriqué en matériaux composites. Une de ses faces est flexible et l'autre est rigide avec une cavité interne contrôlable par une mise en dépression qui en réduit le volume interne et induit une cambrure variable de la structure. Cet hydrofoil a été testé en air libre afin d'évaluer l'effet de la pression interne sur sa déformation, de déterminer l'amplitude des déformations géométriques atteintes et ainsi de calibrer un modèle de calcul. Les expériences ont été réalisées pour différentes pressions dans la cavité et les formes ont été mesurées par corrélation d'images digitales. Lors de ces essais il a été observé que :

- la paroi de dessous, supposée infiniment rigide, présente effectivement très peu de déformations;
- la pression interne influe significativement sur la forme de la paroi flexible, ce qui correspond bien à l'effet recherché. La section centrale, sans mise en dépression, est conforme à un profil NACA 0012. Sous l'effet de la pression interne, une concavité forte a été observée et qui croît avec l'augmentation de la dépression interne. Le déplacement maximal de la paroi flexible croît significativement avec l'augmentation de la dépression pour atteindre une valeur limite d'environ $5.3\%c$;
- le déplacement maximum mesuré au niveau de la section centrale déformée a été comparé à celui calculé en 2D sur une section de l'hydrofoil pour les mêmes conditions de chargement. Lors de ces calculs, l'hydrofoil est modélisé par un matériau homogène équivalent. La raideur équivalente a été déterminée sur la base des mesures du déplacement pour différentes pressions dans la cavité et vaut $E = 70\,000\text{ MPa}$. La comparaison des déplacements mesurés et calculés montre que le modèle mécanique simple est cohérent avec les expériences pour des pressions internes inférieures à la valeur limite pour laquelle la paroi flexible entre en butée avec la mèche.

L'analyse tridimensionnelle de l'hydrofoil déformable en composite a été effectuée avec la chaîne logicielle ANSYS. Un modèle numérique a été calibré à partir des mesures du champ de déplacement expérimental afin d'en déduire des propriétés linéaires élastiques des joints en silicone qui influencent la déformabilité du profil à ses extrémités latérales. Cette représentation nous permet désormais de disposer d'un modèle 3D capable de simuler le comportement de l'hydrofoil.

Lors du passage de l'hydrofoil dans le tunnel hydrodynamique, plusieurs types d'essais ont été réalisés. Premièrement, la déformabilité de la paroi flexible sous chargement hydrostatique a été caractérisée. Nous avons constaté que le remplissage de la veine d'essais engendre une variation de pression de l'ordre de 0.96% de la pression de référence. Il a été constaté que la géométrie de l'hydrofoil sous chargement hydrodynamique est quasi-identique à la forme initiale ($V = 0\text{ m/s}$). La modélisation 2D en IFS corrobore les résultats expérimentaux. Nous avons ainsi négligé l'effet des chargements hydrostatique et hydrodynamique sur la déformée de l'hydrofoil.

L'hydrofoil a ensuite été testé dans un écoulement caractérisé par un nombre de Reynolds de

$0.75 \cdot 10^6$ ($V = 5 \text{ m/s}$). Afin de vérifier si ce nouveau concept permet d'élargir le domaine de fonctionnement, plusieurs campagnes d'essais ont été effectuées.

- La première campagne de mesures avait pour but d'évaluer l'effet de la pression interne sur la forme de l'hydrofoil. Lors de ces essais, un télémètre laser positionné au-dessus de la veine d'essais relève la forme de la paroi déformable. Il a été noté qu'au fur et à mesure que la mise en dépression interne augmente, le déplacement de la paroi déformable augmente aussi, montrant ainsi la capacité d'un hydrofoil en matériaux composites contrôlable par le pilotage de la pression interne à générer d'autres profils.
- Lors de la deuxième campagne d'essais, l'effet de la pression interne sur les coefficients hydrodynamiques a été analysé. Cette étude a montré que le coefficient de portance et le rapport portance/trainée se décalent vers le haut, ce qui signifie un élargissement du domaine de fonctionnement de l'hydrofoil de base. Ce domaine de fonctionnement de l'hydrofoil a été représenté par une surface de réponse en termes de coefficient de portance en fonction de l'angle d'incidence et de la pression interne adimensionnée par la pression dynamique. Il a été montré que, pour la plage de fonctionnement de la pression interne et des angles considérés dans cette étude, l'hydrofoil peut générer différentes portances contrairement aux hydrofoils rigides.
- L'IFS a été étudiée sur une section 2D du profil déformable contrôlable par le pilotage de la pression interne en couplant le code potentiel-couche limite Xfoil avec le code éléments finis ANSYS Mechanical. Les résultats prédits par cet algorithme pour un écoulement à $Re = 0.75 \cdot 10^6$ et une dépression interne de $\Delta P^* = 1.92$ ont été comparés aux mesures obtenues par la balance hydrodynamique. Il a été observé que le coefficient de portance prédit par le calcul est en bon accord avec les mesures mais il s'écarte progressivement de l'expérience avec l'augmentation de l'angle d'incidence. Cet écart peut être lié à une rigidité excessive du bord de fuite qui a causé un petit effet de volet pour des angles positifs lors des expériences. Par ailleurs, la déformée de flexion de la mèche de l'hydrofoil composite lors des expériences n'est pas prise en compte dans le calcul car supposée infiniment rigide. Ces différences ne remettent pas en cause les résultats obtenus mais elles devront être prises en compte lors d'études futures.
- Le calcul IFS 2D nous a permis d'analyser l'évolution de C_p pour $\Delta P^* = 1.92$ et différentes incidences. Il a été constaté que l'évolution du pic de pression au niveau du bord d'attaque de la paroi rigide en fonction de la pression interne est très faible devant le C_p calculé sur la paroi déformable. Cela signifie que la pression interne a moins d'effet sur l'apparition de la cavitation de paroi rigide, ce qui a été montré lors de l'étude de la cavitation avec la chaîne IFS. La variation de la pression interne a une influence directe sur la carte numérique ($\sigma = -C_{pmin}$) de l'apparition de la cavitation, en particulier pour des coefficients de portance supérieurs à -0.1 .

- Sur la base de cette analyse, une troisième campagne d'essais a été menée. Les cartes expérimentales d'apparition et de disparition de la cavitation obtenues pour des chargements positifs dans un écoulement à $Re = 1.35 \cdot 10^6$ et deux pressions internes ont été tracées. Le même comportement que les prédictions numériques a été trouvé sur les cartes expérimentales d'apparition et de disparition de la cavitation. En revanche, une hystérésis entre l'apparition et la disparition a été notée. Cette hystérésis signifie que la pression statique requise pour l'apparition de la cavitation doit être inférieure à celle requise pour sa suppression.
- La dernière campagne d'essais a montré que pour les mêmes conditions d'écoulement (nombre de Reynolds, pression dans la veine d'essais, nombre de cavitation et angle d'incidence), il est possible de faire disparaître la cavitation de la surface de l'hydrofoil avec l'action seule de la pression interne.

Les résultats de l'étude en IFS 3D montrent la capacité d'un tel calcul à prédire le comportement structurel et hydrodynamique d'un hydrofoil déformable en composite. Ce modèle 3D procure à la fois la déformée, les contraintes et les performances hydrodynamiques du profil. Toutes ces informations aident à la conception d'un hydrofoil déformable et contrôlable par le pilotage de la pression interne.

Perspectives

Le travail réalisé dans le cadre de cette thèse conduit à plusieurs perspectives. Dans un premier temps, il apparaît nécessaire de poursuivre le développement de la modélisation tridimensionnelle de l'hydrofoil en composite en interaction fluide-structure.

- En parallèle, la technologie de ce type d'hydrofoil va évoluer vers de nouveaux concepts de déformabilité qui nécessiteront à la fois de développer la mise en œuvre des matériaux composites et les dispositifs de pilotage pour assurer une bonne cohérence de la maîtrise des performances d'un tel hydrofoil.
- Développement d'un modèle pour l'étude de l'interaction fluide-structure avec prise en compte de la cavitation développée.

L'étude numérique et expérimentale de l'effet des volets de bord d'attaque et de bord de fuite a mis en évidence l'avantage de ces volets pour élargir le domaine de fonctionnement et le domaine sub-cavitant d'un profil symétrique. Il est ainsi prévu dans les deux prochaines années et dans le cadre d'un nouveau projet avec l'IFREMER de développer un ou plusieurs prototypes répondant à cette contrainte. Sur la base des acquis de cette thèse, qu'ils soient numériques ou expérimentaux, ces nouveaux concepts devront permettre une déformation plus importante et similaire à l'effet de volets. Ils seront testés à l'IRENav dans des conditions identiques à celles présentées.

L'intégration des matériaux piézoélectriques et des alliages à mémoire de forme pourra être également envisagée dans la suite pour remplacer la cavité et la pression interne afin de contrôler la forme de l'hydrofoil et élargir son domaine de fonctionnement.

Lors de cette thèse uniquement la mesure de déplacement expérimental de l'hydrofoil a été prise en compte. Il est recommandé d'inclure la mesure des vibrations de la structure ainsi que la mesure de déformation (torsion-flexion) par des capteurs à fibres optiques par exemple. Le déplacement expérimental dans le tunnel hydrodynamique est mesuré sur quelques sections selon l'envergure, l'intégration de la VIC-3D permettra d'analyser les champs de déplacement ainsi que de déformation des structures sous écoulement.

Dans cette étude les écoulements ont été considérés stationnaires mais dans les cas de chargement réels des appendices de navires (safrans, pales d'hélice) les écoulements sont instationnaires. Dans ce cas-là, le contrôle des performances des hydrofoils ou des pales d'hélice peut conduire à d'autres résultats ce qui nécessite une autre méthode d'optimisation ou même assurer un contrôle dynamique. Il est donc recommandé de prendre en compte ces conditions pour de futurs travaux.

Le concept mis en place dans le cadre de cette thèse permet d'agir sur l'apparition de la cavitation. Il est recommandé d'analyser la capacité d'un tel concept ou le développement de nouvelles technologies pour contrôler la cavitation développée (longueur de la poche de cavitation).

Bibliographie

- [1] C. Abdessemed, Y. Yao, P. Narayan, and A. Bouferrouk. Unsteady parametrization of a morphing wing design for improved aerodynamic performance. 2020. [36](#), [146](#)
- [2] Q. Ai, P. M. Weaver, and M. Azarpeyvand. Design and mechanical testing of a variable stiffness morphing trailing edge flap. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 29(4) :669–683, 2018. [38](#)
- [3] D. T. Akcabay, E. J. Chae, Y. L. Young, A. Ducoin, and J. A. Astolfi. Cavity induced vibration of flexible hydrofoils. *Journal of Fluids and Structures*, 49 :463–484, 2014. [39](#), [46](#), [47](#)
- [4] D. T. Akcabay and Y. L. Young. Influence of cavitation on the hydroelastic stability of hydrofoils. *Journal of Fluids and Structures*, 49 :170–185, 2014. [47](#)
- [5] D. T. Akcabay and Y. L. Young. Parametric excitations and lock-in of flexible hydrofoils in two-phase flows. *Journal of Fluids and Structures*, 57 :344–356, 2015. [47](#)
- [6] E. Amromin. Impact of hydrofoil material on cavitation inception and desinence. *Journal of Fluids Engineering*, 139(6), 2017. [46](#)
- [7] W. K. Anderson and V. Venkatakrishnan. Aerodynamic design optimization on unstructured grids with a continuous adjoint formulation. *Computers & Fluids*, 28(4-5) :443–480, 1999. [49](#)
- [8] J. A. Astolfi. An experimental investigation of partial cavitation on a two-dimensional hydrofoil. 2001. [45](#)
- [9] J.-A. Astolfi. Contribution à l’étude du phénomène de cavitation : une approche expérimentale des conditions d’apparition et de développement de la cavitation. *Habilitation à Diriger des Recherches, Institut de Recherche de l’Ecole Navale*, 2003. [43](#)
- [10] J.-A. Astolfi, P. Dorange, J.-Y. Billard, and I. C. Tomas. An experimental investigation of cavitation inception and development on a two-dimensional Eppler hydrofoil. *J. Fluids Eng.*, 122(1) :164–173, 2000. [8](#), [45](#), [46](#)
- [11] J.-A. Astolfi, F. Gaugain, F. Deniset, and J.-F. Sigrist. An experimental and numerical study of fluid structure interaction on a flexible lightweight hydrofoil in cavitating flow. [28](#)
- [12] J.-A. Astolfi, J.-B. Leroux, P. Dorange, J.-Y. Billard, F. Deniset, S. De La Fuente, et al. An experimental investigation of cavitation inception and development on a two-dimensional hydrofoil. *Journal of ship research*, 44(04) :259–269, 2000. [141](#)

- [13] B. Augier, P. Bot, F. Hauville, and M. Durand. Experimental validation of unsteady models for fluid structure interaction : Application to yacht sails and rigs. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 101 :53–66, 2012. [27](#)
- [14] B. Augier, P. Bot, F. Hauville, and M. Durand. Dynamic behaviour of a flexible yacht sail plan. *Ocean Engineering*, 66 :32–43, 2013. [28](#)
- [15] B. Augier, F. Hauville, P. Bot, and M. Durand. Numerical investigation of the unsteady fluid structure interaction of a yacht sail plan. In *4th High Performance Yacht Design Conference*, 2012. [28](#)
- [16] A. Bahaj, A. Molland, J. Chaplin, and W. Batten. Power and thrust measurements of marine current turbines under various hydrodynamic flow conditions in a cavitation tunnel and a towing tank. *Renewable energy*, 32(3) :407–426, 2007. [31](#)
- [17] S. Barbarino, O. Bilgen, R. M. Ajaj, M. I. Friswell, and D. J. Inman. A review of morphing aircraft. *Journal of intelligent material systems and structures*, 22(9) :823–877, 2011. [38](#)
- [18] J.-M. Berthelot. Matériaux composites : comportement mécanique et analyse des structures. &, 245 :172, 1999. [87](#), [93](#)
- [19] S. Bourgois. *Etude expérimentale du décollement sur profils d'aile : analyse et contrôle*. PhD thesis, 2006. [73](#)
- [20] J. Bowman, B. Sanders, and T. Weisshaar. Evaluating the impact of morphing technologies on aircraft performance. In *43rd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC structures, structural dynamics, and materials conference*, page 1631, 2002. [26](#)
- [21] V. Brailovski, P. Terriault, D. Coutu, T. Georges, E. Morellon, C. Fischer, and S. b. Bérubé. Morphing laminar wing with flexible extrados powered by shape memory alloy actuators. In *Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems*, volume 43314, pages 615–623, 2008. [35](#)
- [22] C. E. Brennen. *Cavitation and bubble dynamics*. Cambridge University Press, 2014. [39](#), [43](#)
- [23] J.-B. Carrat. *Quantification expérimentale et numérique de l'agressivité de cavitation*. PhD thesis, 2018. [43](#)
- [24] E. J. Chae, D. T. Akcabay, A. Lelong, J. A. Astolfi, and Y. L. Young. Numerical and experimental investigation of natural flow-induced vibrations of flexible hydrofoils. *Physics of Fluids*, 28(7) :075102, 2016. [28](#)
- [25] I. Chopra and J. Sirohi. *Smart structures theory*, volume 35. Cambridge University Press, 2013. [38](#)
- [26] A. Concilio, I. Dimino, L. Lecce, R. Pecora, et al. *Morphing Wing Technologies : Large Commercial Aircraft and Civil Helicopters*. Butterworth-Heinemann, 2017. [35](#), [38](#)

- [27] O. Coutier-Delgosha, F. Deniset, J. A. Astolfi, and J.-B. Leroux. Numerical prediction of cavitating flow on a two-dimensional symmetrical hydrofoil and comparison to experiments. 2007. [48](#)
- [28] S. Daynes and P. M. Weaver. A shape adaptive airfoil for a wind turbine blade. In *Industrial and Commercial Applications of Smart Structures Technologies 2011*, volume 7979, page 79790H. International Society for Optics and Photonics, 2011. [26](#)
- [29] E. De Langre. *Fluides et solides*. Editions Ecole Polytechnique, 2001. [27](#)
- [30] J. Deparday, B. Augier, and P. Bot. Experimental analysis of a strong fluid–structure interaction on a soft membrane—application to the flapping of a yacht downwind sail. *Journal of Fluids and Structures*, 81 :547–564, 2018. [28](#)
- [31] M. Drela. Xfoil : An analysis and design system for low Reynolds number airfoils. In *Low Reynolds number aerodynamics*, pages 1–12. Springer, 1989. [75](#), [84](#)
- [32] M. Drela and M. B. Giles. Viscous-inviscid analysis of transonic and low Reynolds number airfoils. *AIAA journal*, 25(10) :1347–1355, 1987. [75](#)
- [33] A. Ducoin. *Etude expérimentale et numérique du chargement hydrodynamique des corps portants en régime transitoire avec prise en compte du couplage fluide structure*. PhD thesis, Université de Nantes, 2008. [58](#), [65](#), [77](#)
- [34] A. Ducoin, J. A. Astolfi, and J.-E. Sigrist. An experimental analysis of fluid structure interaction on a flexible hydrofoil in various flow regimes including cavitating flow. *European Journal of Mechanics-B/Fluids*, 36 :63–74, 2012. [29](#)
- [35] A. Ducoin, F. Deniset, J. A. Astolfi, and J.-E. Sigrist. Numerical and experimental investigation of hydrodynamic characteristics of deformable hydrofoils. *Journal of Ship research*, 53(4) :214–226, 2009. [29](#)
- [36] A. Ducoin and Y. L. Young. Hydroelastic response and stability of a hydrofoil in viscous flow. *Journal of fluids and structures*, 38 :40–57, 2013. [31](#)
- [37] R. Eppler. *Airfoil design and data*. Springer Science & Business Media, 2012. [45](#)
- [38] R. Eppler, Y. T. Shen, et al. Wing sections for hydrofoils—part 1 : symmetrical profiles. *Journal of ship research*, 23(03) :209–217, 1979. [45](#)
- [39] J.-P. Franc and J.-M. Michel. *Fundamentals of cavitation*, volume 76. Springer science & Business media, 2006. [43](#)
- [40] J.-P. D. Franc, F. Avellan, B. Belahadji, J.-Y. Billard, L. Briançon-Marjollet, D. Fréchou, D. Fruman, A. Karimi, J.-L. Kueny, and J.-M. Michel. *La cavitation : mécanismes physiques et aspects industriels*. Number BOOK. Presses universitaires de Grenoble PUG, 1995. [43](#)
- [41] N. Garg, G. K. Kenway, Z. Lyu, J. R. Martins, and Y. L. Young. High-fidelity hydrodynamic shape optimization of a 3-D hydrofoil. *Journal of Ship Research*, 59(4) :209–226, 2015. [50](#)

- [42] N. Garg, G. K. Kenway, J. R. Martins, and Y. L. Young. High-fidelity multipoint hydrostructural optimization of a 3-D hydrofoil. *Journal of Fluids and Structures*, 71 :15–39, 2017. [50](#)
- [43] N. Garg, B. W. Pearce, P. A. Brandner, A. W. Phillips, J. R. Martins, and Y. L. Young. Experimental investigation of a hydrofoil designed via hydrostructural optimization. *Journal of Fluids and Structures*, 84 :243–262, 2019. [8](#), [50](#), [51](#), [52](#)
- [44] L. Garner, L. Wilson, D. Lagoudas, and O. Rediniotis. Development of a shape memory alloy actuated biomimetic vehicle. *Smart Materials and Structures*, 9(5) :673, 2000. [35](#)
- [45] F. Gaugain. *Analyse expérimentale et simulation numérique de l'interaction fluide-structure d'un hydrofoil élastique en écoulement subcavitant et cavitant*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers, 2013. [43](#), [65](#)
- [46] F. Gaugain, F. Deniset, J.-A. Astolfi, and J.-F. Sigrist. Numerical and experimental study of hydroelastic behaviour of a hydrofoil. In *Tenth International Conference on Flow-Induced Vibrations, Dublin, Ireland, July*, pages 3–7, 2012. [30](#)
- [47] D. Gay. *Composite materials : design and applications*. CRC press, 2014. [18](#), [87](#), [93](#), [169](#), [188](#)
- [48] M. B. Giles and M. Drela. Two-dimensional transonic aerodynamic design method. *AIAA journal*, 25(9) :1199–1206, 1987. [75](#)
- [49] B. Gindroz and M. Billet. Influence of the nuclei on the cavitation inception for different types of cavitation on ship propellers. 1998. [46](#)
- [50] L. M. Giovannetti, J. Banks, M. Ledri, S. Turnock, and S. Boyd. Toward the development of a hydrofoil tailored to passively reduce its lift response to fluid load. *Ocean Engineering*, 167 :1–10, 2018. [40](#)
- [51] O. Gunel, E. Koç, and T. Yavuz. Comparison of CFD and Xfoil airfoil analyses for low Reynolds number. *International Journal of Energy Applications and Technologies*, 3(2) :83–86, 2016. [75](#), [100](#)
- [52] H. T. Hahn and S. W. Tsai. *Introduction to composite materials*. CRC Press, 1980. [87](#), [93](#)
- [53] C. M. Harwood, M. Felli, M. Falchi, S. L. Ceccio, and Y. L. Young. The hydroelastic response of a surface-piercing hydrofoil in multi-phase flows. part 1. Passive hydroelasticity. *Journal of Fluid Mechanics*, 881 :313–364, 2019. [33](#)
- [54] C. M. Harwood, M. Felli, M. Falchi, N. Garg, S. L. Ceccio, and Y. L. Young. The hydroelastic response of a surface-piercing hydrofoil in multiphase flows. part 2. Modal parameters and generalized fluid forces. *Journal of Fluid Mechanics*, 884, 2020. [33](#)
- [55] F. Hauville and Y. Roux. Réglage dynamique d'une voile par une méthode d'interaction fluide/structure. *Actes des 9e Journées de l'hydrodynamique*, pages 221–234, 2003. [28](#)
- [56] A. C. Henry, G. Molinari, J. R. Rivas-Padilla, and A. F. Arrieta. Smart morphing wing : Optimization of distributed piezoelectric actuation. *AIAA Journal*, 57(6) :2384–2393, 2019. [35](#)

-
- [57] R. M. Hicks. *An evaluation of three two-dimensional computational fluid dynamics codes including low Reynolds numbers and transonic Mach numbers*, volume 102840. Ames Research Center, 1991. [100](#)
- [58] F. Hueber, G. Caponnetto, and C. Poloni. A passively morphing trailing edge concept for sailing hydrofoil. 2017. [39](#)
- [59] D. F. Hunsaker, J. T. Reid, and J. J. Joo. Geometric definition and ideal aerodynamic performance of parabolic trailing-edge flaps. *International Journal of Astronautics and Aeronautical Engineering*, 4(1), 2019. [8](#), [36](#), [37](#), [146](#)
- [60] A. Jameson. Computational aerodynamics for aircraft design. *Science*, 245(4916) :361–371, 1989. [49](#)
- [61] H. K. Jawahar, Q. Ai, and M. Azarpeyvand. Experimental and numerical investigation of aerodynamic performance for airfoils with morphed trailing edges. *Renewable Energy*, 127 :355–367, 2018. [8](#), [37](#), [38](#)
- [62] A. A. Karakalas, T. Machairas, A. Solomou, D. A. Saravanos, X. Lachenal, P. M. Weaver, P. Berring, K. Branner, and D. Lekou. New morphing blade section designs and structural solutions for smart blades. 2015. [35](#), [38](#)
- [63] U. K. Kaul and N. T. Nguyen. Drag characterization study of variable camber continuous trailing edge flap. *Journal of Fluids Engineering*, 140(10), 2018. [36](#)
- [64] E. Kaygan and A. Gatto. Structural analysis of an active morphing wing for enhancing UAV performance. *International Journal of Aerospace and Mechanical Engineering*, 12(10) :948–955, 2018. [36](#)
- [65] J. E. Kerwin. Marine propellers. *Annual review of fluid mechanics*, 18(1) :367–403, 1986. [49](#)
- [66] M. Kintscher, S. Geier, H. P. Monner, and M. Wiedemann. Investigation of multi-material laminates for smart droop nose devices. In *Proceedings of the 29th Congress of the International Council of the Aeronautical Sciences, ICAS*, pages 1–11, 2014. [35](#)
- [67] M. R. Kramer, M. R. Motley, and Y. L. Young. An integrated probability-based propulsor-hull matching methodology. *Journal of offshore mechanics and Arctic engineering*, 135(1), 2013. [49](#)
- [68] D. Kumar, S. F. Ali, and A. Arockiarajan. Structural and aerodynamics studies on various wing configurations for morphing. *IFAC-PapersOnLine*, 51(1) :498–503, 2018. [36](#)
- [69] T. Kumar, S. Venugopal, B. Ramakrishnananda, and S. Vijay. Aerodynamic performance estimation of camber morphing airfoils for small unmanned aerial vehicle. *Journal of Aerospace Technology and Management*, 12, 2020. [74](#)
- [70] X. Lachenal, S. Daynes, and P. M. Weaver. Review of morphing concepts and materials for wind turbine blade applications. *Wind energy*, 16(2) :283–307, 2013. [38](#)

- [71] A. Ladino. Numerical study of cavitation characteristics of profiles for use in marine current turbines. In *ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, volume 54877, pages 863–868, 2011. [48](#)
- [72] C. Lafountain, K. Cohen, and S. Abdallah. Camber controlled airfoil design for morphing UAV. page 1435, 2009. [75](#), [100](#)
- [73] A. Lelong. *Etude expérimentale du comportement hydroélastique d'une structure flexible pour différents régimes d'écoulement*. PhD thesis, Brest, 2016. [8](#), [43](#), [44](#), [65](#), [66](#)
- [74] A. Lelong, P. Guiffant, and J. A. Astolfi. An experimental analysis of the structural response of flexible lightweight hydrofoils in various flow conditions. 2016. [30](#)
- [75] A. Lelong, P. Guiffant, and J. A. Astolfi. An experimental analysis of the structural response of flexible lightweight hydrofoils in cavitating flow. *Journal of Fluids Engineering*, 140(2), 2018. [30](#)
- [76] J.-B. Leroux. *Etude expérimentale en tunnel hydrodynamique des instabilités de la cavitation par poche sur hydrofoil par la mesure spatio-temporelle du champ de pression pariétal*. PhD thesis, Nantes, 2003. [8](#), [45](#), [58](#)
- [77] J.-B. Leroux, O. Coutier-Delgosha, and J. A. Astolfi. A joint experimental and numerical study of mechanisms associated to instability of partial cavitation on two-dimensional hydrofoil. *Physics of fluids*, 17(5) :052101, 2005. [28](#)
- [78] Y. Liao, S. He, J. Martins, and Y. L. Young. Hydrostructural optimization of generic composite hydrofoils. In *AIAA Scitech 2020 Forum*, page 0164, 2020. [41](#)
- [79] Y. Liao, J. R. Martins, and Y. L. Young. Sweep and anisotropy effects on the viscous hydroelastic response of composite hydrofoils. *Composite Structures*, 230 :111471, 2019. [34](#)
- [80] M. Lombardi, M. Cremonesi, A. Giampieri, N. Parolini, A. Quarteroni, et al. A strongly coupled fluid-structure interaction model for wind-sail simulation. *4th High Performance Yacht Design*, pages 212–221, 2012. [27](#)
- [81] Z. Lyu, G. K. Kenway, and J. R. Martins. Aerodynamic shape optimization studies on the common research model wing benchmark. *AIAA Journal*, 53(4) :968–985, 2015. [49](#)
- [82] P. Maljaars, L. Bronswijk, J. Windt, N. Grasso, and M. Kaminski. Experimental validation of fluid–structure interaction computations of flexible composite propellers in open water conditions using BEM-FEM and RANS-FEM methods. *Journal of Marine Science and Engineering*, 6(2) :51, 2018. [40](#)
- [83] J.-B. Marchand, J. A. Astolfi, and P. Bot. Discontinuity of lift on a hydrofoil in reversed flow for tidal turbine application. *European Journal of Mechanics-B/Fluids*, 63 :90–99, 2017. [9](#), [69](#)
- [84] P. Marqués. A review of active blade twist technology : Part I-Actuation concepts. *International Journal of Unmanned Systems Engineering*, 2(2) :16, 2014. [35](#)

- [85] F. Menter. Improved two-equation k - ω turbulence models for aerodynamic flows (TM 103975). Technical report, Washington DC : NASA, 1992. [76](#)
- [86] A. F. Molland and S. R. Turnock. *Marine rudders and control surfaces : principles, data, design and applications*. Elsevier, 2011. [26](#)
- [87] J. Morgado, R. Vizinho, M. Silvestre, and J. Páscoa. Xfoil vs CFD performance predictions for high lift low Reynolds number airfoils. *Aerospace Science and Technology*, 52 :207–214, 2016. [74](#)
- [88] M. R. Motley, M. Nelson, and Y. L. Young. Integrated probabilistic design of marine propulsors to minimize lifetime fuel consumption. *Ocean Engineering*, 45 :1–8, 2012. [49](#)
- [89] M. R. Motley and Y. L. Young. Performance-based design and analysis of flexible composite propulsors. *Journal of Fluids and Structures*, 27(8) :1310–1325, 2011. [49](#)
- [90] J. M. Moubogha. *Analyse des écoulements autour de structures en mouvement forcé de tangage : application à la propulsion instationnaire*. PhD thesis, Brest, 2018. [64](#), [67](#)
- [91] M. Moubogha, U. Ehrenstein, J. Astolfi, et al. Production de poussée d’une plaque bidimensionnelle en mouvement de tangage. In *Congrès français de mécanique*. AFM, Association Française de Mécanique, 2017. [133](#)
- [92] A. P. Mouritz, E. Gellert, P. Burchill, and K. Challis. Review of advanced composite structures for naval ships and submarines. *Composite structures*, 53(1) :21–42, 2001. [39](#)
- [93] M. Nelson, D. Temple, J. T. Hwang, Y. L. Young, J. Martins, and M. Collette. Simultaneous optimization of propeller–hull systems to minimize lifetime fuel consumption. *Applied Ocean Research*, 43 :46–52, 2013. [49](#)
- [94] A. T. Nettles. Basic mechanics of laminated composite plates. 1994. [89](#)
- [95] S. Pantelakis, P. Horst, M. Kintscher, M. Wiedemann, H. P. Monner, O. Heintze, and T. Kühn. Design of a smart leading edge device for low speed wind tunnel tests in the european project sade. *International Journal of Structural Integrity*, 2011. [35](#)
- [96] B. Pearce, P. Brandner, N. Garg, Y. Young, A. Phillips, and D. Clarke. The influence of bend-twist coupling on the dynamic response of cavitating composite hydrofoils. In *Fifth International Symposium on Marine Propulsors (SMP’17), Helsinki, Finland, June*, pages 12–15, 2017. [33](#)
- [97] L. Pernod. *Simulations couplées fluide-structure et étude expérimentale d’un hydrofoil composite sous écoulement hydrodynamique*. PhD thesis, Ecole centrale de Nantes, 2019. [87](#)
- [98] L. Pernod, A. Ducoin, H. Le Sourne, J.-A. Astolfi, and P. Casari. Experimental and numerical investigation of the fluid-structure interaction on a flexible composite hydrofoil under viscous flows. *Ocean Engineering*, 194 :106647, 2019. [32](#)
- [99] J. E. Peter and R. P. Dwight. Numerical sensitivity analysis for aerodynamic optimization : A survey of approaches. *Computers & Fluids*, 39(3) :373–391, 2010. [49](#)

- [100] O. Rediniotis, L. Wilson, D. C. Lagoudas, and M. Khan. Development of a shape-memory-alloy actuated biomimetic hydrofoil. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 13(1) :35–49, 2002. [35](#)
- [101] J. J. Reuther, A. Jameson, J. J. Alonso, M. J. Rimlinger, and D. Saunders. Constrained multipoint aerodynamic shape optimization using an adjoint formulation and parallel computers, part 1. *Journal of aircraft*, 36(1) :51–60, 1999. [49](#)
- [102] J. J. Reuther, A. Jameson, J. J. Alonso, M. J. Rimlinger, and D. Saunders. Constrained multipoint aerodynamic shape optimization using an adjoint formulation and parallel computers, part 2. *Journal of aircraft*, 36(1) :61–74, 1999. [49](#)
- [103] M. Sacher, M. Durand, E. Berrini, F. Hauville, R. Duvigneau, O. Le Maitre, and J.-A. Astolfi. Flexible hydrofoil optimization for the 35th America’s Cup with constrained EGO method. *Ocean Engineering*, 157 :62–72, 2018. [39](#), [49](#)
- [104] C. Sarraf. *Étude expérimentale du comportement hydrodynamique de profils portants épais. Étude de la couche limite*. PhD thesis, Ph. D. Thesis, Ecole Centrale de Nantes/Universit e de Nantes, 2007. [78](#)
- [105] J. Scheller, M. Chinaud, J.-F. Rouchon, E. Duhayon, S. Cazin, M. Marchal, and M. Braza. Trailing-edge dynamics of a morphing naca0012 aileron at high reynolds number by high-speed piv. *Journal of Fluids and Structures*, 55 :42–51, 2015. [35](#)
- [106] L. Schetky. Shape memory effect alloys for robotic devices. *Robotics Age*, 6(7) :13–17, 1984. [35](#)
- [107] R. I. Sears. Wind-tunnel data on the aerodynamic characteristics of airplane control surfaces. 1943. [100](#)
- [108] M. S. Selig. *Summary of low speed airfoil data*. SOARTECH publications, 1995. [100](#)
- [109] Y. T. Shen, R. Eppler, et al. Wing sections for hydrofoils—part 2 : nonsymmetrical profiles. *Journal of ship research*, 25(03) :191–200, 1981. [45](#)
- [110] S. Smith, J. Venning, P. Brandner, B. Pearce, D. Giosio, and Y. Young. The influence of fluid-structure interaction on cloud cavitation about a hydrofoil. In *Proceedings of the 10th Symposium on Cavitation (CAV2018)*, pages 1013–1018. ASME, 2018. [47](#)
- [111] S. M. Smith, J. A. Venning, D. R. Giosio, P. A. Brandner, B. W. Pearce, and Y. L. Young. Cloud cavitation behavior on a hydrofoil due to fluid-structure interaction. *Journal of Fluids Engineering*, 141(4), 2019. [47](#)
- [112] S. M. Smith, J. A. Venning, B. W. Pearce, Y. L. Young, and P. A. Brandner. The influence of fluid-structure interaction on cloud cavitation about a flexible hydrofoil. part 2. *Journal of Fluid Mechanics*, 897, 2020. [41](#)

- [113] S. M. Smith, J. A. Venning, B. W. Pearce, Y. L. Young, and P. A. Brandner. The influence of fluid–structure interaction on cloud cavitation about a stiff hydrofoil. part 1. *Journal of Fluid Mechanics*, 896, 2020. [41](#)
- [114] A. Sofla, S. Meguid, K. Tan, and W. Yeo. Shape morphing of aircraft wing : Status and challenges. *Materials & Design*, 31(3) :1284–1292, 2010. [26](#)
- [115] Z. Tang, J. Liang, Z. Xiao, and C. Guo. Large deformation measurement scheme for 3d digital image correlation method. *Optics and Lasers in Engineering*, 50(2) :122–130, 2012. [63](#)
- [116] C. Thill, J. Etches, I. Bond, K. Potter, and P. Weaver. Morphing skins. *The aeronautical journal*, 112(1129) :117–139, 2008. [26](#)
- [117] D. T. Valentine. The effect of nose radius on the cavitation-inception characteristics of two-dimensional hydrofoils. Technical report, DAVID W TAYLOR NAVAL SHIP RESEARCH AND DEVELOPMENT CENTER BETHESDA MD, 1974. [45](#)
- [118] R. Vos, Z. Gürdal, and M. Abdalla. Mechanism for warp-controlled twist of a morphing wing. *Journal of Aircraft*, 47(2) :450–457, 2010. [26](#)
- [119] T. A. Weisshaar. Morphing aircraft systems : historical perspectives and future challenges. *Journal of Aircraft*, 50(2) :337–353, 2013. [26](#), [35](#)
- [120] D. WILCOX. A half century historical review of the k-omega model. In *29th Aerospace Sciences Meeting*, page 615, 1991. [76](#)
- [121] B. K. Woods, L. Parsons, A. B. Coles, J. H. Fincham, and M. I. Friswell. Morphing elastically lofted transition for active camber control surfaces. *Aerospace Science and Technology*, 55 :439–448, 2016. [8](#), [35](#), [36](#)
- [122] Q. Wu, B. Huang, G. Wang, and Y. Gao. Experimental and numerical investigation of hydroelastic response of a flexible hydrofoil in cavitating flow. *International Journal of Multiphase Flow*, 74 :19–33, 2015. [47](#)
- [123] R. Wu, C. Soutis, S. Zhong, and A. Filippone. A morphing aerofoil with highly controllable aerodynamic performance. *The Aeronautical Journal*, 121(1235) :54–72, 2017. [35](#)
- [124] Y. Young, J. Baker, and M. Motley. Reliability-based design and optimization of adaptive marine structures. *Composite structures*, 92(2) :244–253, 2010. [49](#)
- [125] Y. L. Young. Time-dependent hydroelastic analysis of cavitating propulsors. *Journal of fluids and structures*, 23(2) :269–295, 2007. [8](#), [31](#), [32](#)
- [126] Y. L. Young. Fluid–structure interaction analysis of flexible composite marine propellers. *Journal of fluids and structures*, 24(6) :799–818, 2008. [31](#)
- [127] Y. L. Young, E. J. Chae, and D. T. Akcabay. Hybrid algorithm for modeling of fluid-structure interaction in incompressible, viscous flows. *Acta Mechanica Sinica*, 28(4) :1030–1041, 2012. [39](#)

- [128] Y. L. Young, N. Garg, P. A. Brandner, B. W. Pearce, D. Butler, D. Clarke, and A. W. Phillips. Load-dependent bend-twist coupling effects on the steady-state hydroelastic response of composite hydrofoils. *Composite Structures*, 189 :398–418, 2018. [40](#)
- [129] Y. L. Young, N. Garg, P. A. Brandner, B. W. Pearce, D. Butler, D. Clarke, and A. W. Phillips. Material bend-twist coupling effects on cavitating response of composite hydrofoils. In *Tenth International Cavitation Symposium (CAV2018), Baltimore, MD, May*, pages 14–16, 2018. [40](#)
- [130] Y. L. Young, M. R. Motley, R. Barber, E. J. Chae, and N. Garg. Adaptive composite marine propulsors and turbines : progress and challenges. *Applied Mechanics Reviews*, 68(6), 2016. [39](#)
- [131] Y. L. Young, M. R. Motley, and R. W. Yeung. Hydroelastic response of wind or tidal turbines. In *ASME 2009 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, pages 1101–1107. American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, 2009. [31](#)
- [132] F. Zara. Modèle mécanique d’une plaque mince. 2017. [88](#)
- [133] G. A. Zarruk, P. A. Brandner, B. W. Pearce, and A. W. Phillips. Experimental study of the steady fluid–structure interaction of flexible hydrofoils. *Journal of Fluids and Structures*, 51 :326–343, 2014. [39](#)

Annexe A

Analyse de la flexion trois points

Dans le but de caractériser les raideurs des fibres de verre et des tissus en carbone utilisés lors de la fabrication de l'hydrofoil déformable en composite, sept éprouvettes ont été fabriquées et testées. Trois éprouvettes en fibres de verre avec des orientations à 45° constituées de 4, 6 et 8 plis. Pour les tissus de carbone, quatre éprouvettes avec des orientations à $[0^\circ/90^\circ]$ constituées de 2, 4, 6 et 8 plis ont été étudiées. Le tableau A.1 résume les dimensions des éprouvettes en carbone et le tableau A.2 contient les dimensions des éprouvettes en fibres de verre.

Dimensions	L [mm]	b [mm]	h [mm]
2 plis	212.0	27.02	1.48
4 plis	212.5	28.07	2.38
6 plis	211.5	28.07	3.41
8 plis	215.5	27.7	4.5

TABLEAU A.1 – Dimensions des éprouvettes en carbone utilisées pour la caractérisation de la raideur de l'hydrofoil.

Dimensions	L [mm]	b [mm]	h [mm]
4 plis	204.5	27.12	1.25
6 plis	204.5	27.25	1.71
8 plis	205.5	26.61	2.09

TABLEAU A.2 – Dimensions des éprouvettes en fibres de verre utilisées pour la caractérisation de la raideur des fibres de verre de l'hydrofoil.

Ces différentes éprouvettes ont été expérimentalement analysées en réalisant des essais de flexion 3 points sur une machine universelle Zwick d'une capacité de 50 kN. L'objectif est de caractériser leurs rigidités de flexion. L'essai de flexion se déroule de la même façon pour tous les types d'éprou-

vettes comme suit :

- l'éprouvette est maintenue sur deux appuis et centrée sur le pinçon de flexion 3 points;
- un cycle de chargement est ensuite lancé jusqu'à l'obtention de la flèche maximale (5 mm dans ce projet);
- l'évolution de la force en fonction de la flèche est enregistrée.

La distance entre appuis est de 50 mm pour les éprouvettes en fibres de verre et les éprouvettes en tissus de carbone de 2 et 4 plis. Cette distance a été modifiée à 80 mm pour le cas des éprouvettes à 6 et 8 plis de carbones.

Les figures A.1.(a) et A.1.(b) représentent respectivement la machine de flexion trois points Zwick avec l'éprouvette en carbone et l'éprouvette en verre. Les résultats issus des différents essais sont résumés en figure A.2.(a) pour les quatre éprouvettes en carbone et en figure A.2.(b) pour les trois éprouvettes en fibres de verre.

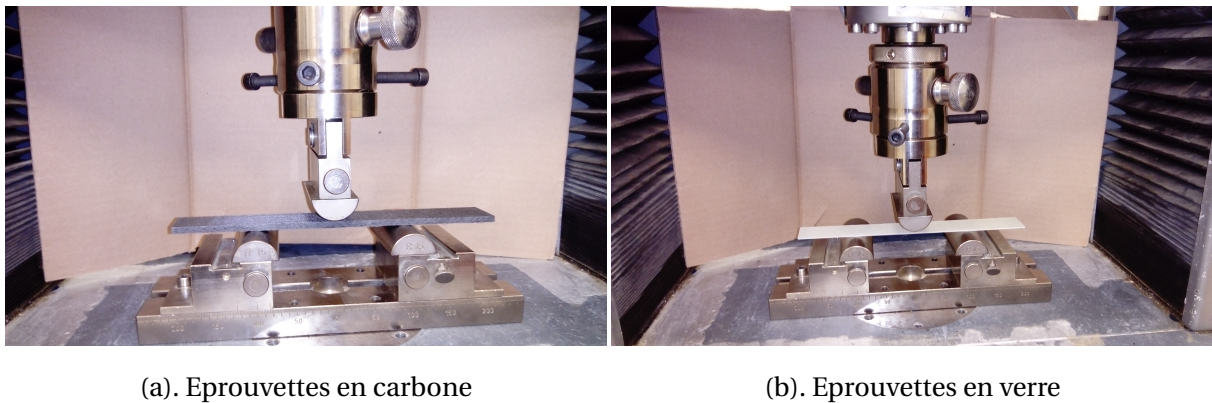


FIGURE A.1 – Essais en flexion trois points sur la machine Zwick.

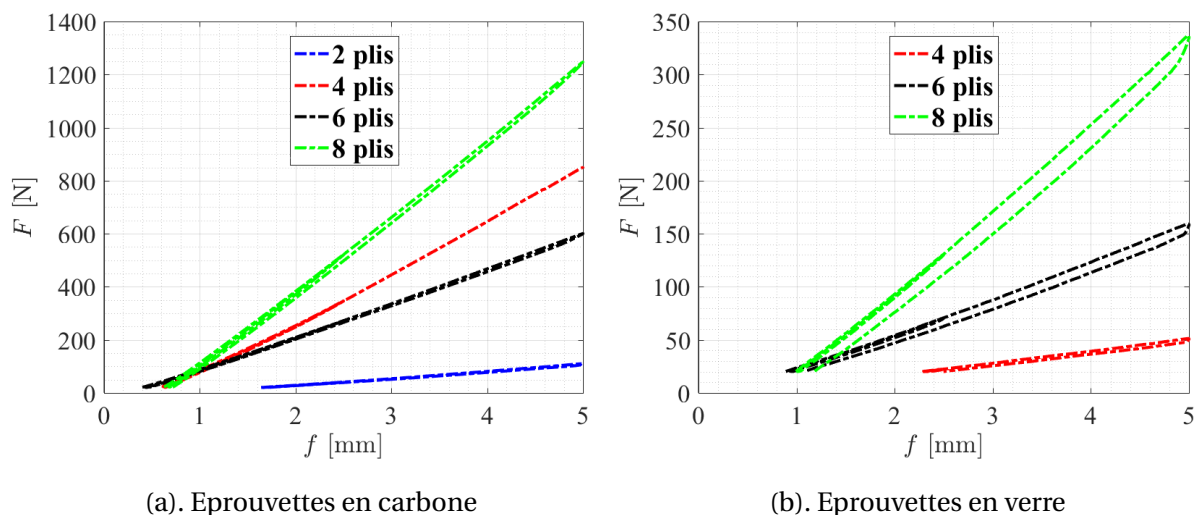


FIGURE A.2 – Evolutions expérimentales de la force en fonction de la flèche.

La modélisation des essais en flexion trois points des éprouvettes en composites nous a permis la mise en place d'un nouveau modèle pour l'analyse des structures composites sous le logiciel d'élé-

ments finis ANSYS. A l'aide du modèle ACP les orientations ainsi que les épaisseurs des différents plis sont assignées à la géométrie de l'éprouvette. Les résultats numériques ont été comparés aux expériences et sont résumés respectivement en figures A.3.(a) et A.3.(b) pour les éprouvettes en carbone et en verre. Il est noté de ces figures que les résultats numériques s'ajustent bien avec les résultats expérimentaux à l'exception de l'éprouvette en verre à 8 plis.

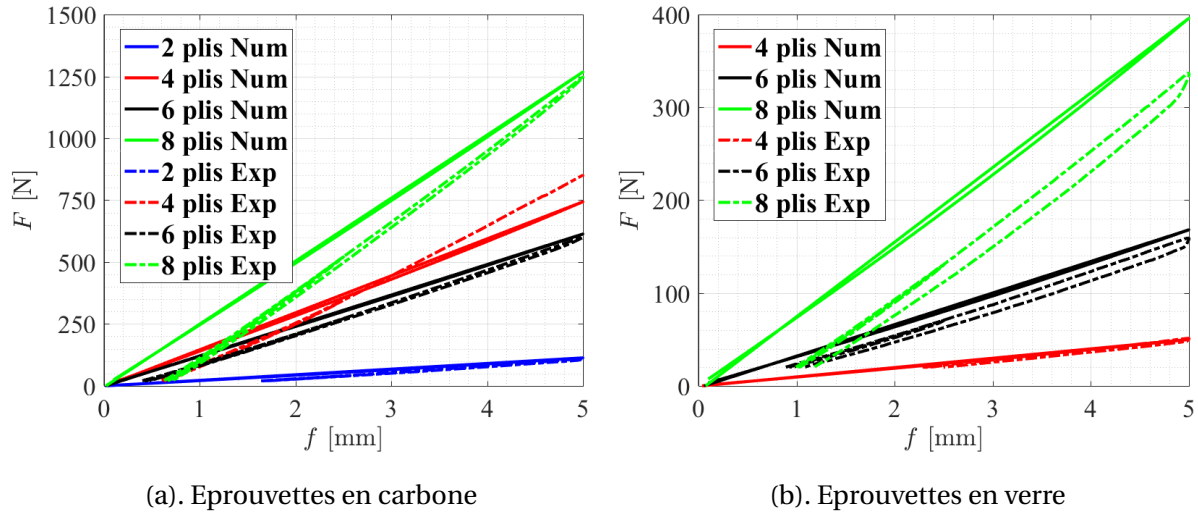


FIGURE A.3 – Résultats numériques et expérimentaux de la flexion trois points sur les éprouvettes en carbone et en fibres de verre.

La courbe Effort–flèche permet de calculer à l'intérieur de la zone linéaire, la rigidité à la flexion K : $K = \frac{\Delta F}{\Delta f}$.

Le module d'élasticité E_x est calculé en utilisant la formule A.1.

$$E_x = \frac{1}{4b} \left(\frac{L}{h} \right)^3 K \quad (\text{A.1})$$

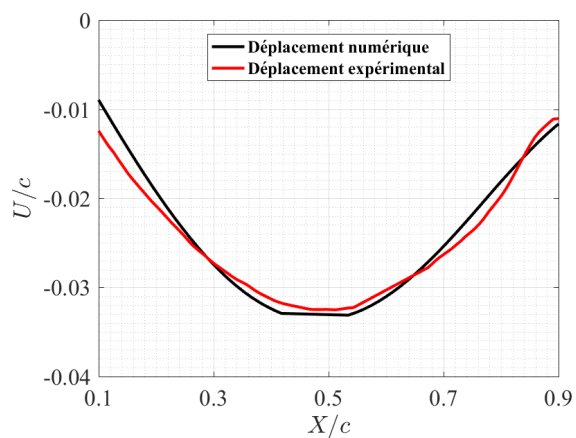
A l'issue de ces essais et de la calibration du modèle 3D avec les mesures du déplacement de l'hydrofoil déformables, les propriétés des tissus de carbone et des fibres de verre utilisés lors de la fabrication de l'hydrofoil sont résumées dans le tableau A.3.

	Unités	Tissus de carbone à $[0^\circ/90^\circ]$	Fibres de verre à 45°
Grammage	g/m^2	280	200
Epaisseur des plis	mm	0.51	0.28
Module de Young longitudinal E_{11}	MPa	23 000	9 000
Module de Young transverse E_{22}	MPa	23 000	9 000
Module de cisaillement G_{12}	MPa	2 500	3 000
Module de cisaillement G_{13}	MPa	190	970
Module de cisaillement G_{23}	MPa	180	500
Coefficient de Poisson ν_{12}	-	0.35	0.1

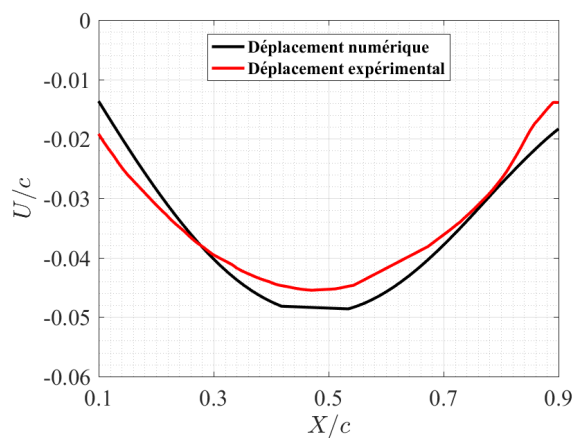
TABLEAU A.3 – Propriétés des matériaux composites utilisés pour fabriquer le profil déformable et contrôlable par le pilotage de la pression.

Annexe B

Calibration du modèle composite 3D

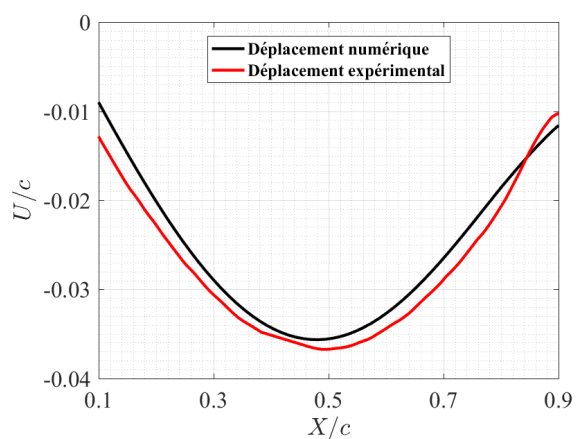


(a). $\Delta P = 0.258$ bar

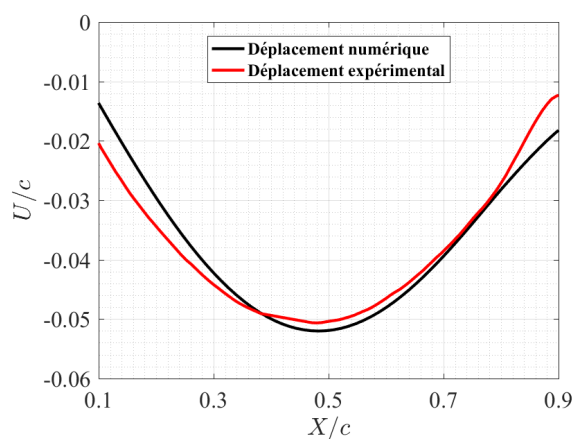


(b). $\Delta P = 0.415$ bar

FIGURE B.1 – Mesure et prédiction numérique du déplacement de l'hydrofoil à $Z/e = 25\%$.

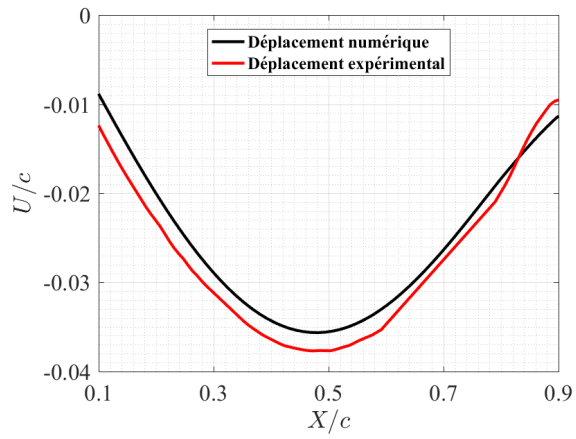
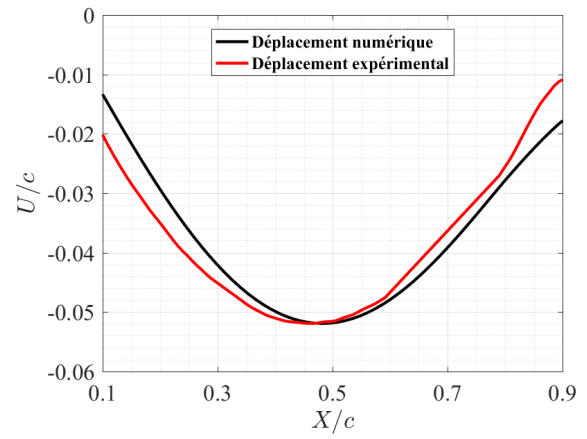
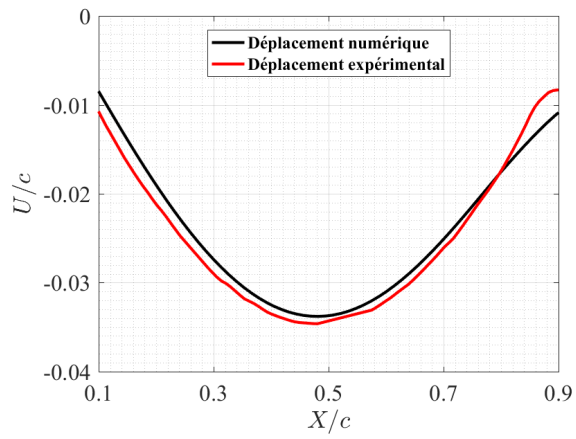
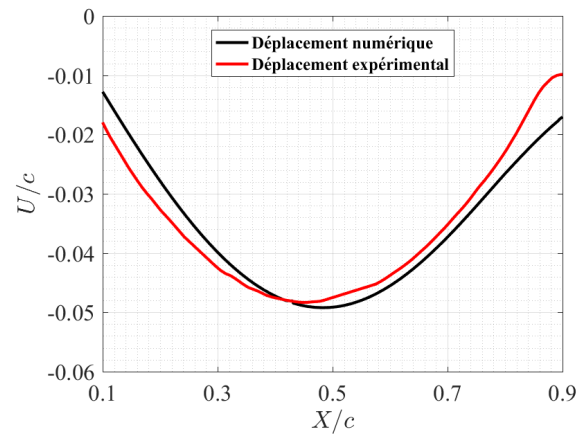


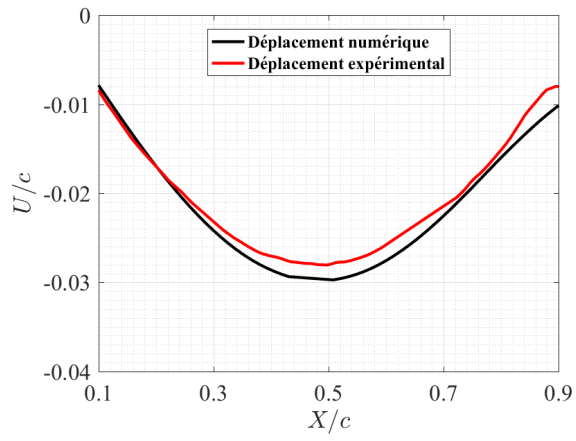
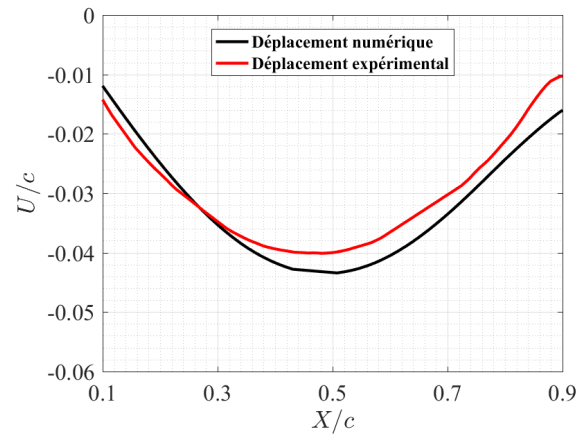
(a). $\Delta P = 0.258$ bar



(b). $\Delta P = 0.415$ bar

FIGURE B.2 – Mesure et prédiction numérique du déplacement de l'hydrofoil à $Z/e = 37.5\%$.

(a). $\Delta P = 0.258$ bar(b). $\Delta P = 0.415$ barFIGURE B.3 – Mesure et prédiction numérique du déplacement de l'hydrofoil à $Z/e = 50\%$.(a). $\Delta P = 0.258$ bar(b). $\Delta P = 0.415$ barFIGURE B.4 – Mesure et prédiction numérique du déplacement de l'hydrofoil à $Z/e = 62.5\%$.

(a). $\Delta P = 0.258$ bar(b). $\Delta P = 0.415$ barFIGURE B.5 – Mesure et prédiction numérique du déplacement de l'hydrofoil à $Z/e = 70\%$.

Annexe C

Analyse des contraintes

Afin de mieux visualiser la distribution des contraintes sur chaque pli, les cartographies de contraintes principales dans les directions X et Y (σ_1 et σ_2) ainsi que les contraintes en cisaillement τ_{12} ont été extraites. Ces cartographies permettent d'identifier les endroits les plus chargés. La distribution de contrainte à travers l'épaisseur du stratifié (dans la direction Y) a également été analysée. La valeur de $Y = 0$ correspond au pli de surface de l'hydrofoil.

- $Y < 0$ signifie que l'épaisseur est orientée vers l'intérieur de l'hydrofoil pour la paroi flexible (extrados).
- $Y > 0$ signifie que l'épaisseur de la paroi rigide (intrados) est orientée vers l'intérieur de l'hydrofoil

Nous rappelons que les tissus de carbone utilisés dans le cadre de cette thèse ont des orientations à $[0^\circ/90^\circ]$ et les fibres de verre ont des orientations à 45° . La paroi déformable possède une partie centrale composée de trois plis en carbone/époxy avec un bord d'attaque et un bord de fuite plus fins (un pli en carbone/époxy et un second en fibres de verre). Lors de la modélisation, le bord de fuite a été divisé en deux parties. La paroi de dessous de l'hydrofoil est plus rigide, elle est constituée de cinq plis de carbone/époxy. Afin de calibrer le modèle-mesure, cette paroi aussi a été divisée en trois parties. Pour la partie extrados qui se compose de trois plis en carbone et celle de l'intrados constituée de cinq plis en carbone, les cartographies des plis supérieur et inférieur uniquement sont présentés.

La figure C.1 représente les noms des différentes parties de l'hydrofoil.

- Bord d'attaque de l'extrados (paroi déformable) se compose d'un pli en carbone/époxy et d'un pli en fibres de verre.
- Extrados se compose de trois plis en carbone/époxy.
- Avant bord de fuite et bord de fuite de l'extrados se composent d'un pli en carbone/époxy, un pli en fibres de verre et un joint de colle.

- Bord d'attaque de l'intrados (paroi rigide) se compose d'un pli en carbone et d'un pli en fibres de verre.
- Intrados est formé de cinq plis en carbone/époxy.
- Bord de fuite de l'intrados se compose d'un pli en carbone, un second en fibre de verre et un joint de colle.

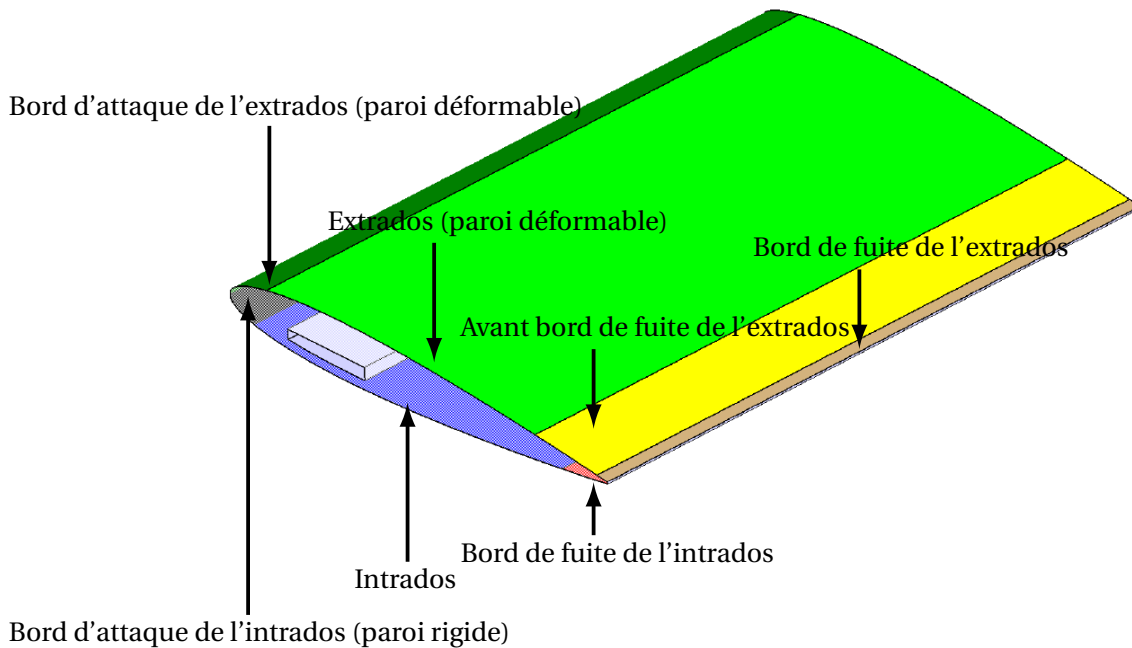
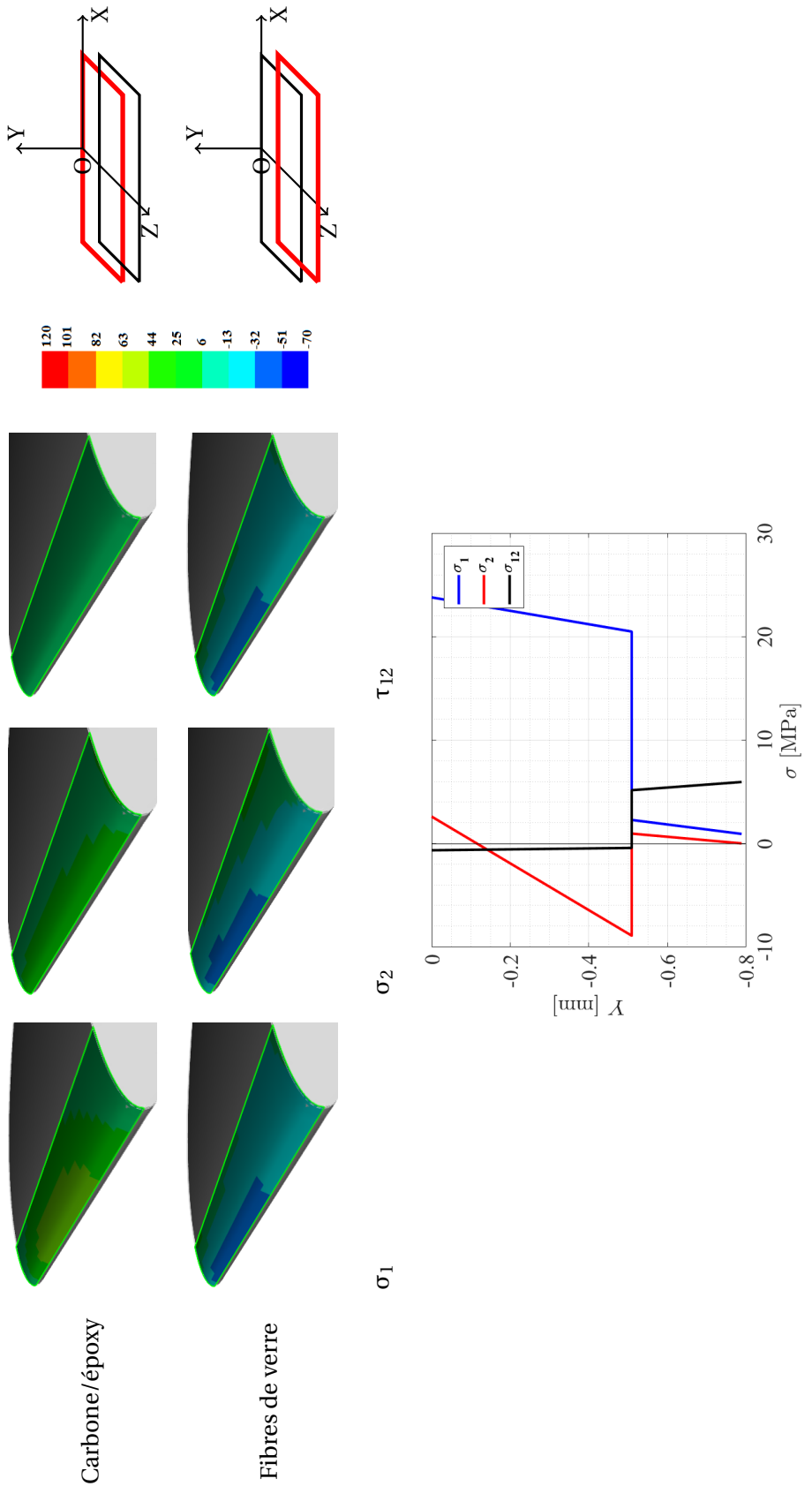


FIGURE C.1 – Géométrie de l'hydrofoil déformable en composite.

Les tableaux C.1 à C.7 illustrent les cartographies des contraintes principales (σ_1 et σ_2) et la contrainte de cisaillement (τ_{12}) des plis de carbone et de verre. Il est noté de ces différents résultats que les contraintes maximales dans les directions principales ainsi que la contrainte de cisaillement dans le plan sont inférieures aux contraintes admissibles. Les distributions des contraintes de cisaillement τ_{12} à travers l'épaisseur des stratifiés sont trop faibles voir quasi-nulles. La contrainte maximale de cisaillement est de l'ordre de 6 MPa obtenue au niveau du bord d'attaque du pli de verre. Lors de l'analyse des contraintes dans les directions principales 1 et 2, il a été observé que certains plis sont sollicités en traction et d'autres en compression. Prenons le cas de la paroi déformable : le pli de surface est sollicité en compression et le pli interne est sollicité en compression. La même conclusion est obtenue lors de l'analyse de la distribution de contraintes sur la paroi rigide (dessous).



TABLERAU C.1 – Contraintes principales σ_1 et σ_2 et contraintes de cisaillement τ_{12} des plis constituant le bord d'attaque de la paroi déformable et leurs distributions à travers l'épaisseur à $X = 15$, $Y = 3.64$ et $Z = 96$, $\Delta P = 0.415$ bar.

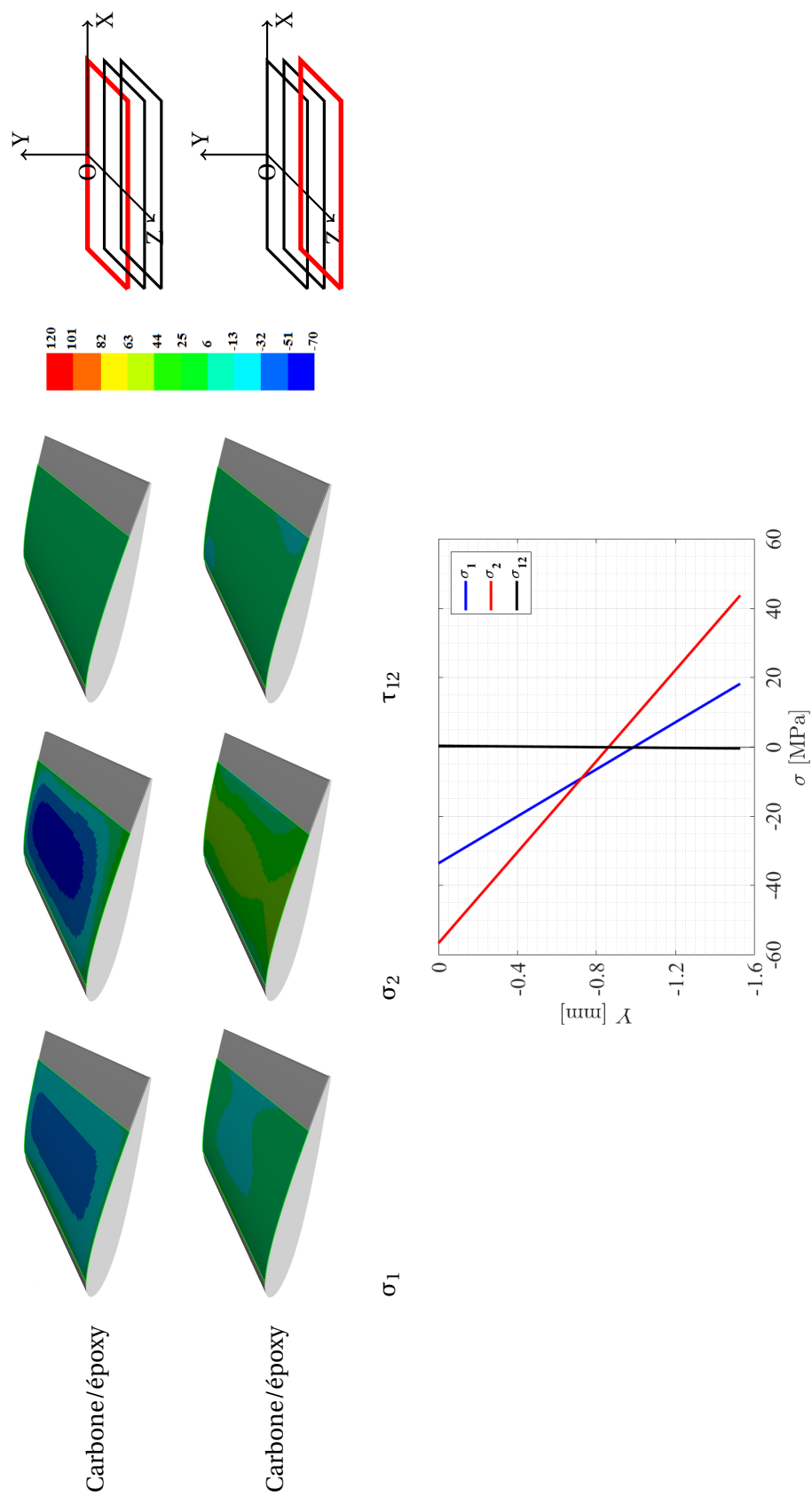
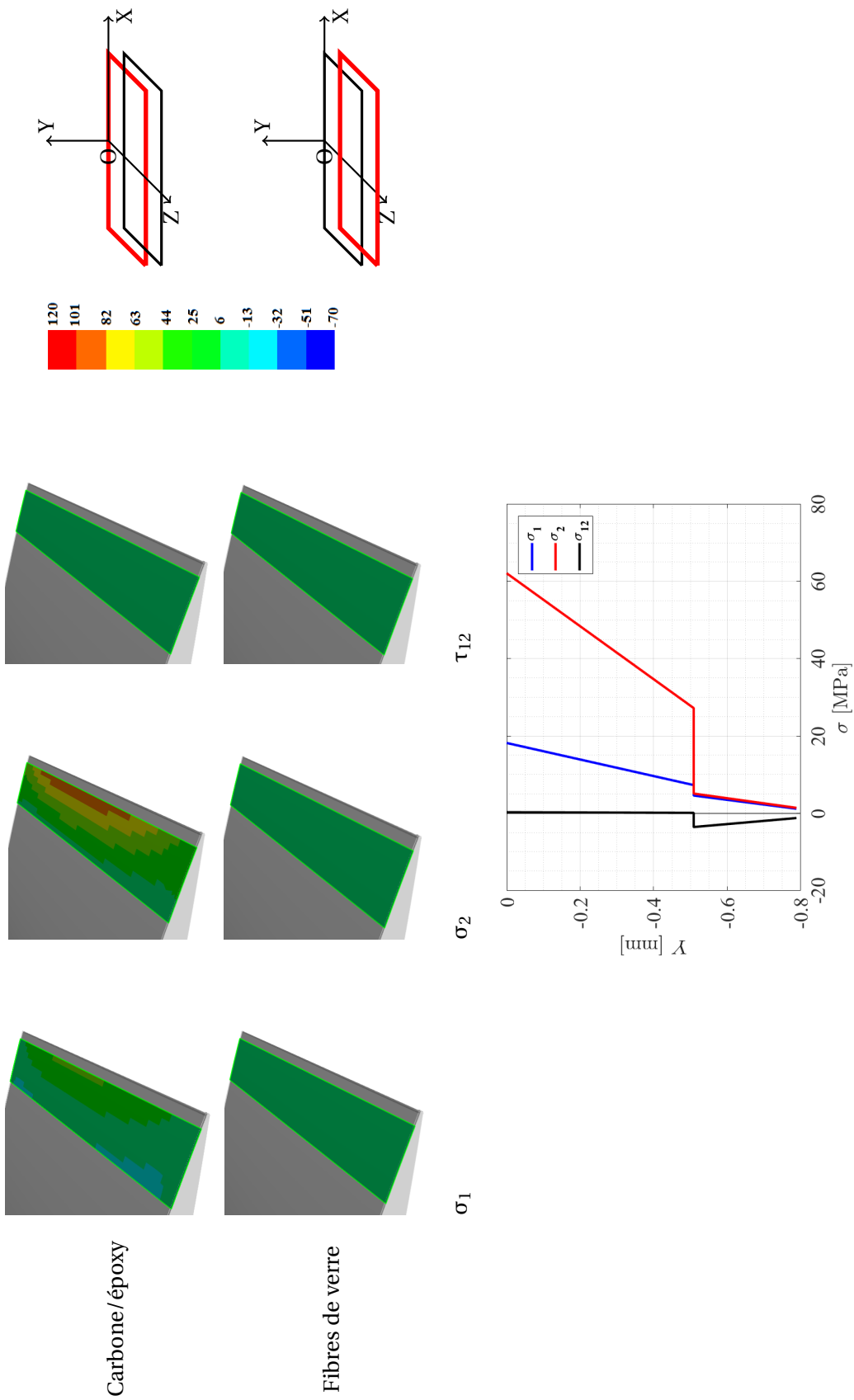


TABLEAU C.2 – Contraintes principales σ_1 et σ_2 et contraintes de cisaillement τ_{12} des plis constituant la partie extrados et leurs distributions à travers l'épaisseur à $X = 100$, $Y = 8.59$ et $Z = 96$, $\Delta P = 0.415$ bar.



TABEAU C.3 – Contraintes principales σ_1 et σ_2 et contraintes de cisaillement τ_{12} de la partie juste avant le bord de fuite de l'extrados et leurs distributions à travers l'épaisseur à $X = 125$, $Y = 3.40$ et $Z = 96$, $\Delta P = 0.415$ bar.

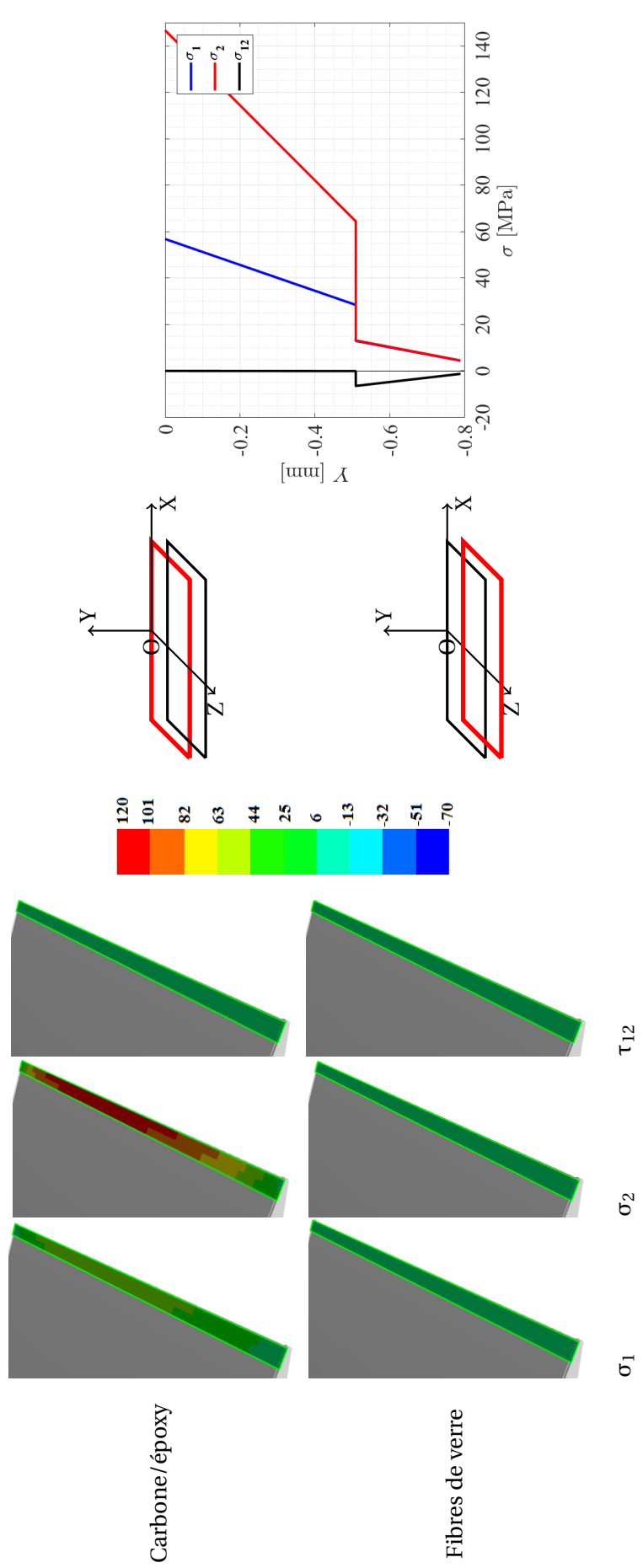


TABLEAU C.4 – Contraintes principales σ_1 et σ_2 et contraintes de cisaillement τ_{12} du bord de fuite de l'extrados à travers l'épaisseur à $X = 145$, $Y = 1.64$ et $Z = 96$, $\Delta P = 0.415$ bar.

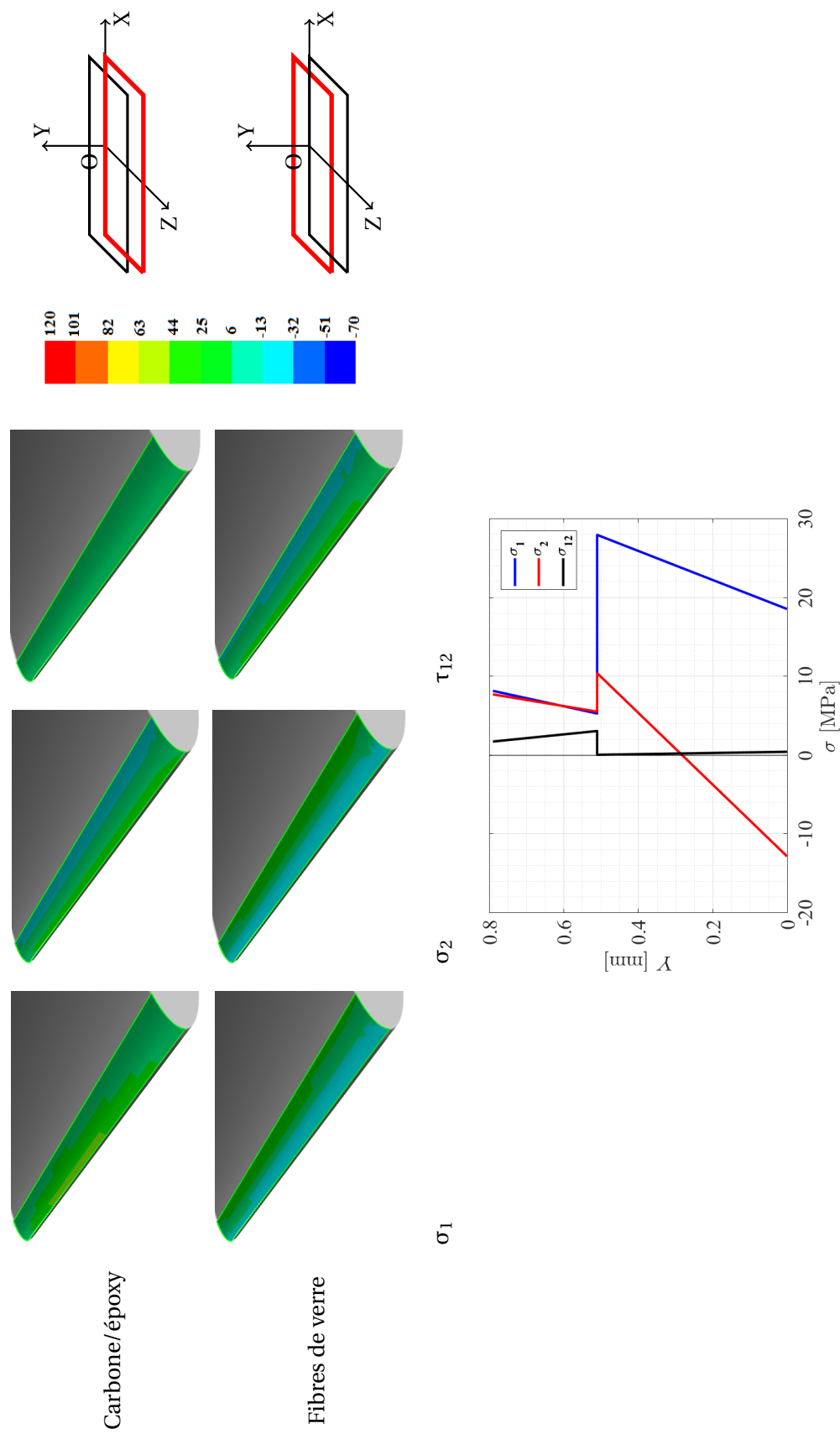
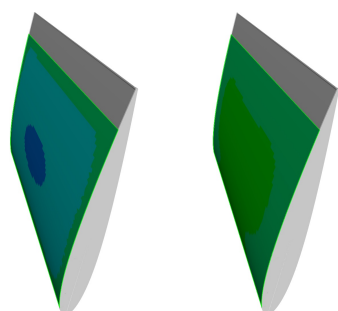
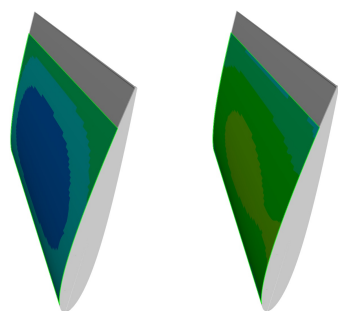
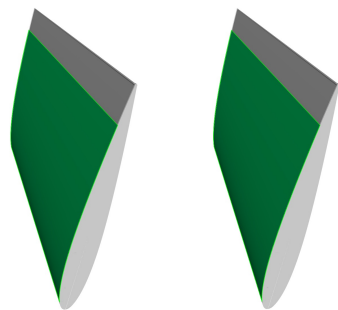
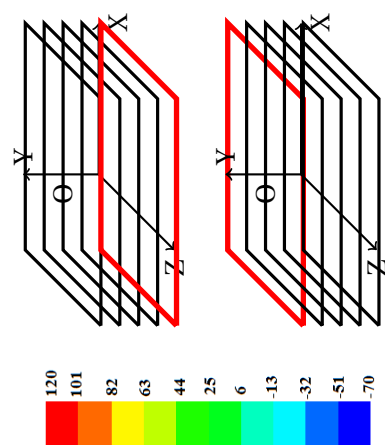


TABLEAU C.5 – Contraintes principales σ_1 et σ_2 et contraintes de cisaillement τ_{12} du bord d'attaque de l'intrados (paroi rigide) et leurs distributions à travers l'épaisseur à $X = 3$, $Y = -4.39$ et $Z = 96$, $\Delta P = 0.415$ bar.



Carbone/époxy

Carbone/époxy

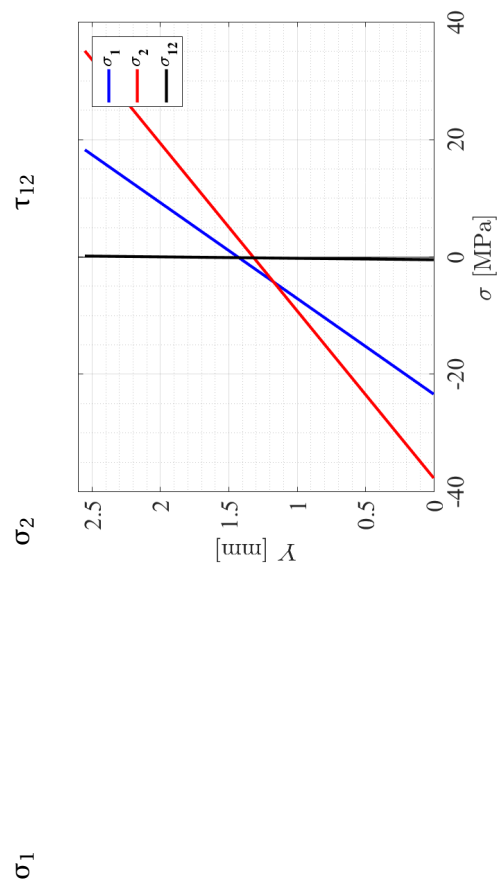
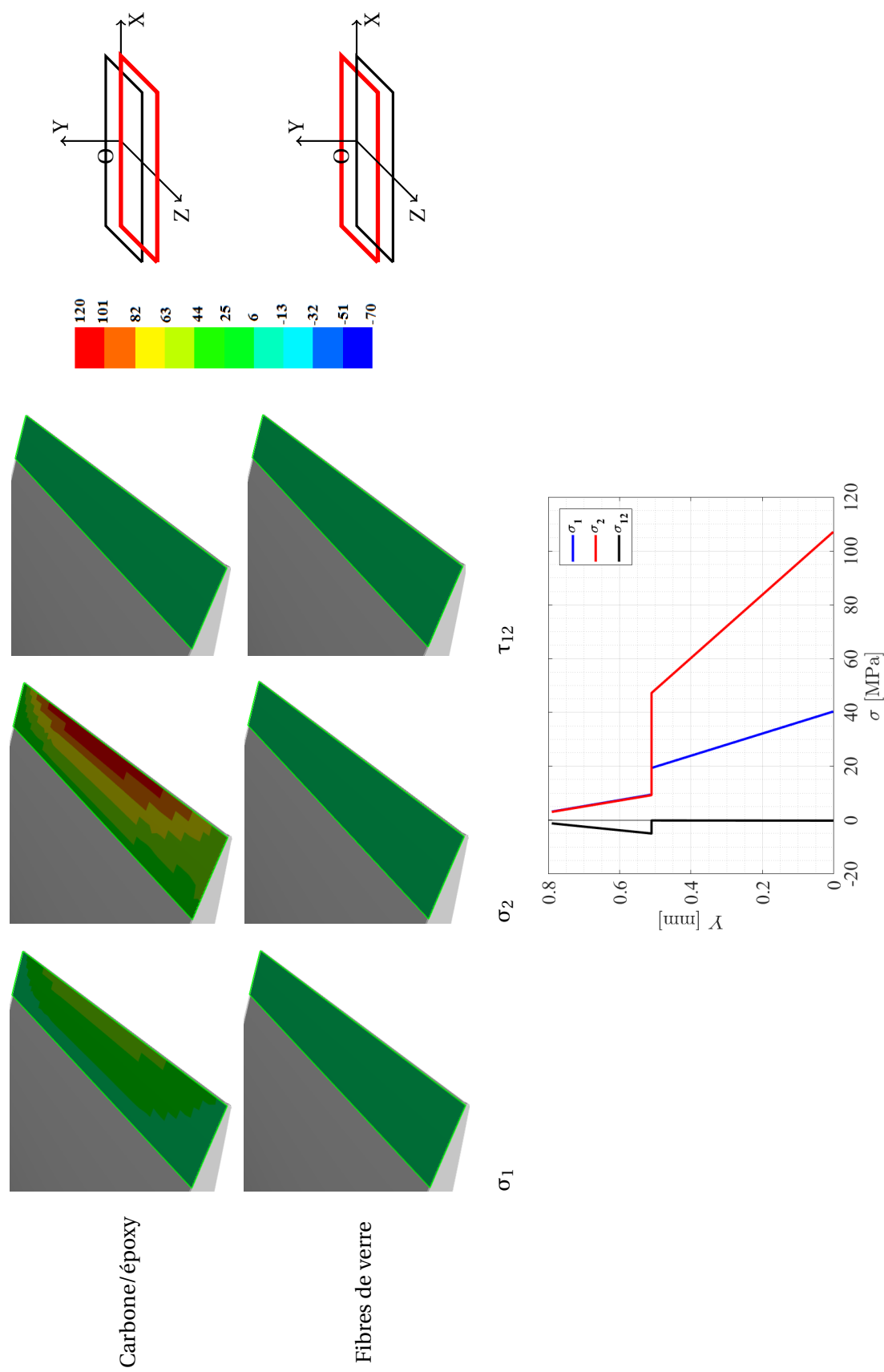


TABLEAU C.6 – Contraintes principales σ_1 et σ_2 et contraintes de cisaillement τ_{12} de la partie intrados et leurs distributions à travers l'épaisseur à $X = 100$, $Y = -8.20$ et $Z = 96$, $\Delta P = 0.415$ bar.



TABEAU C.7 – Contraintes principales σ_1 et σ_2 et contraintes de cisaillement τ_{12} du bord de fuite de la paroi rigide et leurs distributions à travers l'épaisseur à $X = 140$, $Y = -1.28$ et $Z = 96$, $\Delta P^* = 0.415$ bar.

Annexe D

Mesure du déplacement maximal par le palpeur

L'outil numérique de l'étude IFS développée dans le cadre de la thèse et qui a été présenté en partie 3.2 basé sur un matériau homogène et isotrope. La raideur de l'hydrofoil a été définie à partir des mesures du déplacement maximal pour différentes pressions internes à l'aide d'un palpeur micrométrique et de la corrélation d'images digitales. La figure D.1 représente le montage de l'hydrofoil lors des mesures de déplacement maximum à $X/c = 0.33$ et $Z/c = 0.63$ par le palpeur micrométrique.

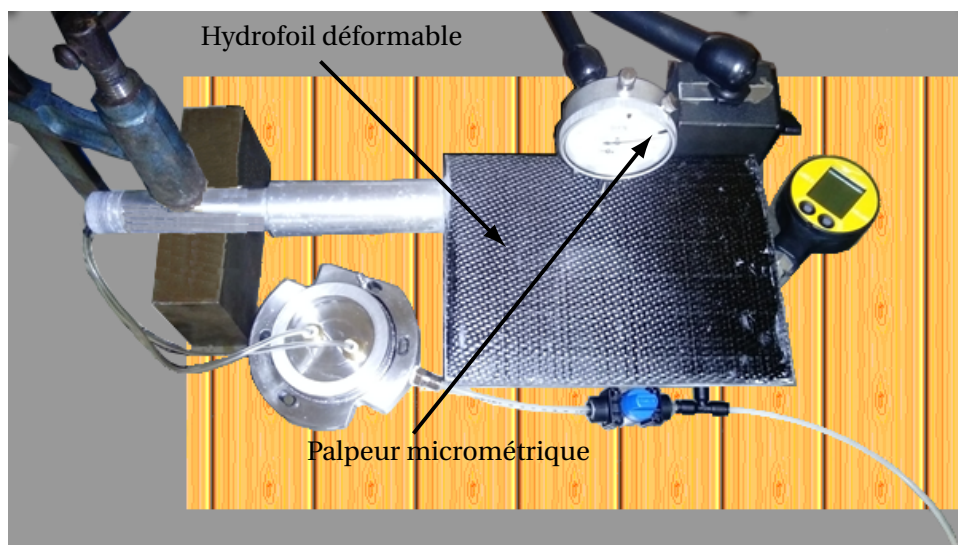


FIGURE D.1 – Mesure de déplacement maximum de l'hydrofoil déformable à $X/c = 0.33$ et $Z/c = 0.63$ lors des essais en air libre.

Le tableau D.1 résume le déplacement maximal adimensionné par la corde du profil en fonction de la pression interne.

ΔP [bar]	U/c
0	0
0.15	0.0167
0.4	0.0427
0.51	0.0462

TABLEAU D.1 – Déplacement maximal de l'hydrofoil mesuré par le palpeur micrométrique à $X/c = 0.33$ et $Z/c = 0.63$ en fonction de la pression interne.

Les résultats de ces mesures ont été comparés à ceux obtenus par la corrélation d'images digitales et un calcul structurel réalisé sur une section 2D de l'hydrofoil déformable. Les évolutions des déplacements expérimentaux et du déplacement numérique en fonction de la dépression interne de l'hydrofoil sont présentées en figure D.2.

Nous remarquons que les résultats obtenus par le palpeur micrométrique sont en très bon accord avec les mesures de la corrélation d'images numériques. Au-fur et à mesure que la dépression dans la cavité augmente, le déplacement maximal augmente linéairement pour atteindre une valeur limite de l'ordre de $0.045\%c$ à une pression interne de 0.4 bar. Au-delà de cette pression ($\Delta P = 0.4$ bar), le déplacement numérique augmente linéairement sans présenter de saturation.

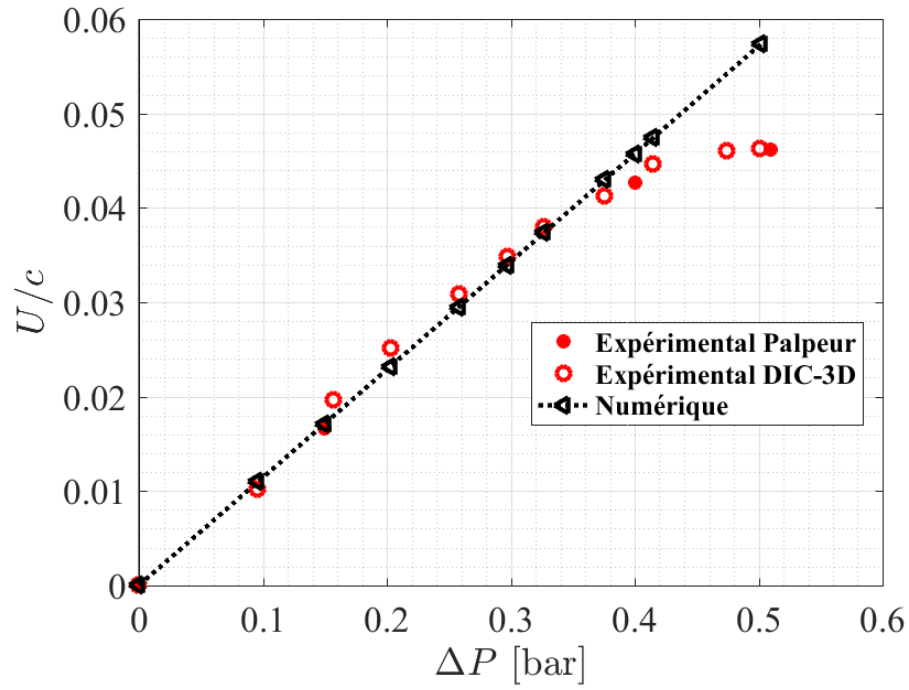


FIGURE D.2 – Mesures et prédiction numérique du déplacement de l'hydrofoil à $X/c = 0.33$ et $Z/c = 0.63$ lors des essais en air libre.

Annexe E

Les résultats numériques et expérimentaux des hydrofoils avec volets

Les figures ci-après représentent les évolutions des coefficients de portance mesurés par la balance hydrodynamique et ceux calculés par le code Xfoil dans un écoulement à $Re = 10^6$.

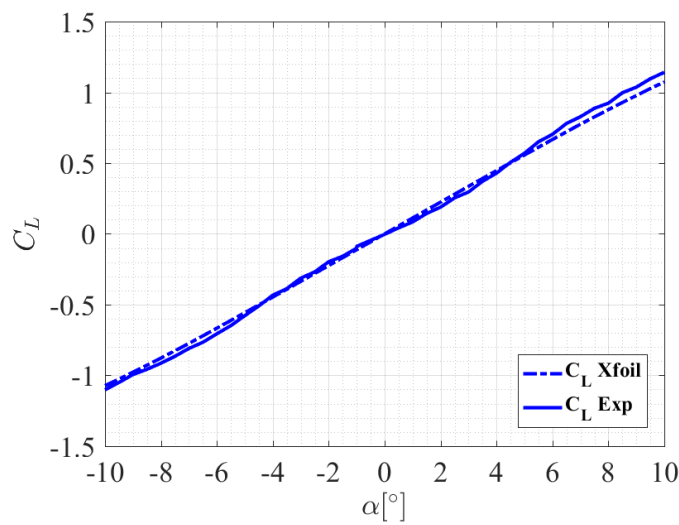


FIGURE E.1 – Coefficients de portance expérimental et numérique du profil NACA 0012 sans volets, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

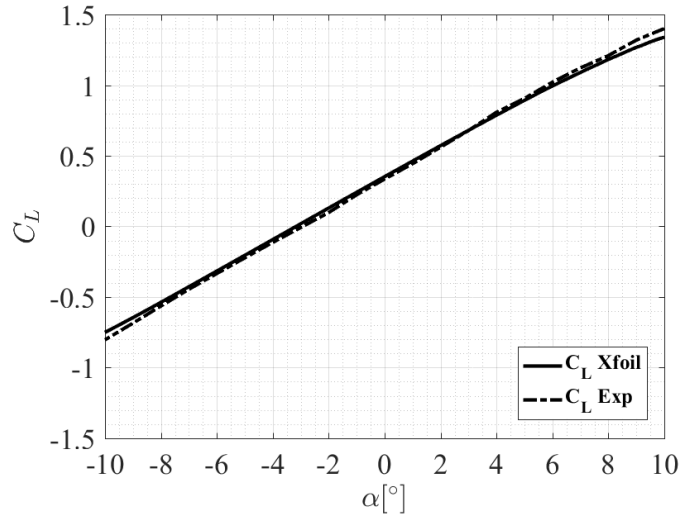


FIGURE E.2 – Coefficients de portance expérimental et numérique du profil NACA 0012 avec un volet de bord de fuite $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

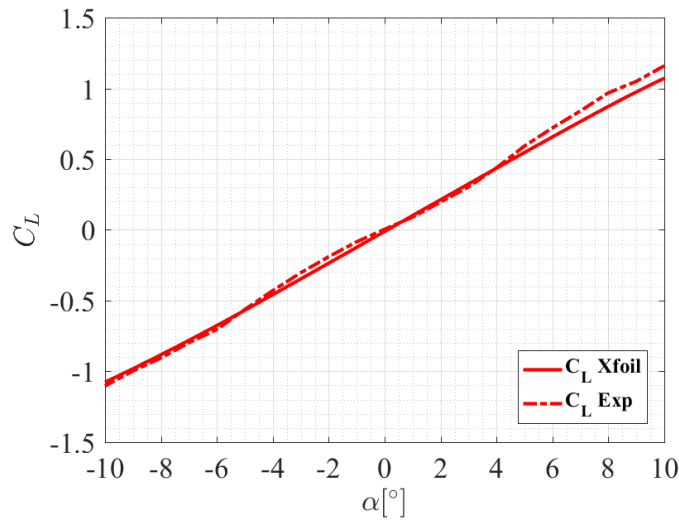


FIGURE E.3 – Coefficients de portance expérimental et numérique du profil NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

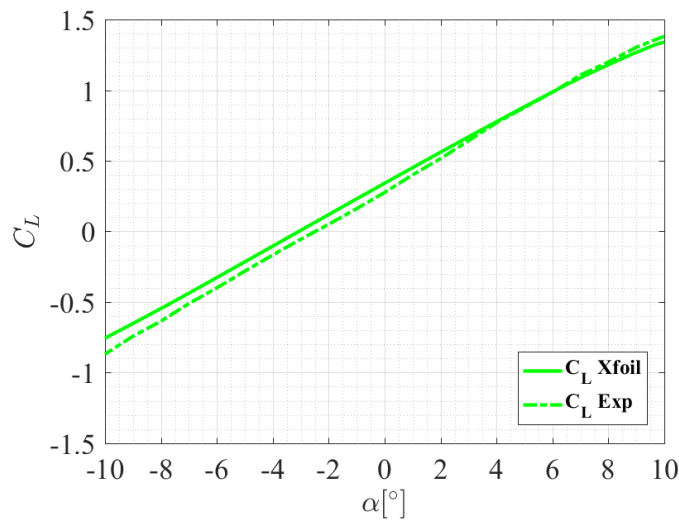


FIGURE E.4 – Coefficients de portance expérimental et numérique du profil NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$ et un volet de bord de fuite $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

Les figures ci-après représentent les cartes expérimentales d'apparition et de disparition de la cavitation sur les quatre profils (NACA 0012 standard, NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$, NACA 0012 avec un volet de bord de fuite $\beta = 5^\circ$ et NACA 0012 avec les deux volets $\gamma = 3^\circ$ et $\beta = 5^\circ$). Ces cartes sont comparées aux cartes numériques obtenues par le code Xfoil dans un écoulement à $Re = 10^6$.

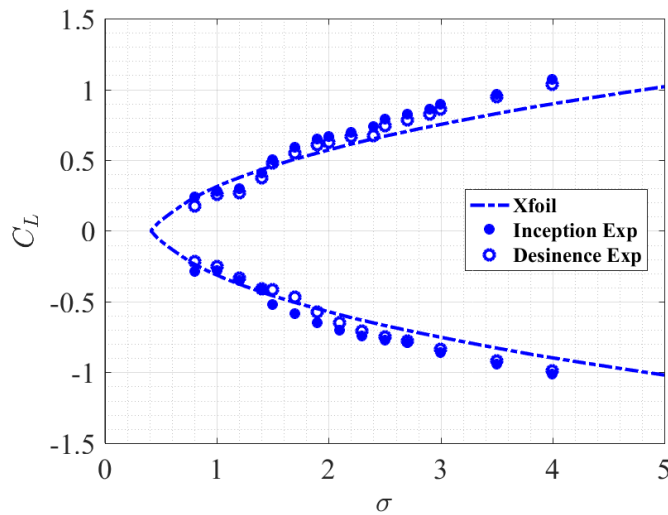


FIGURE E.5 – Cartes de cavitation expérimentales et numérique du profil NACA 0012, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

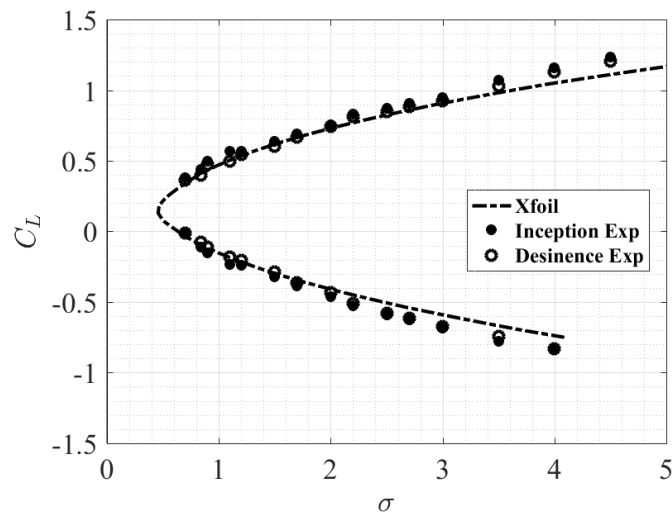


FIGURE E.6 – Cartes de cavitation expérimentales et numérique du profil NACA 0012 avec un volet de bord de fuite $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$.

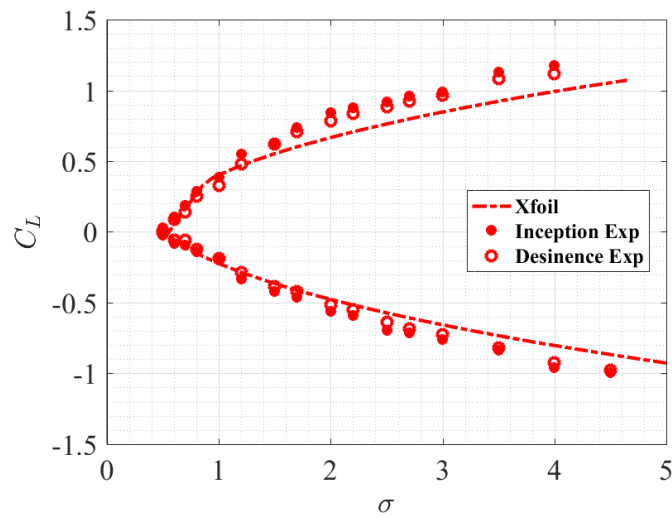


FIGURE E.7 – Cartes de cavitation expérimentales et numérique du profil NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

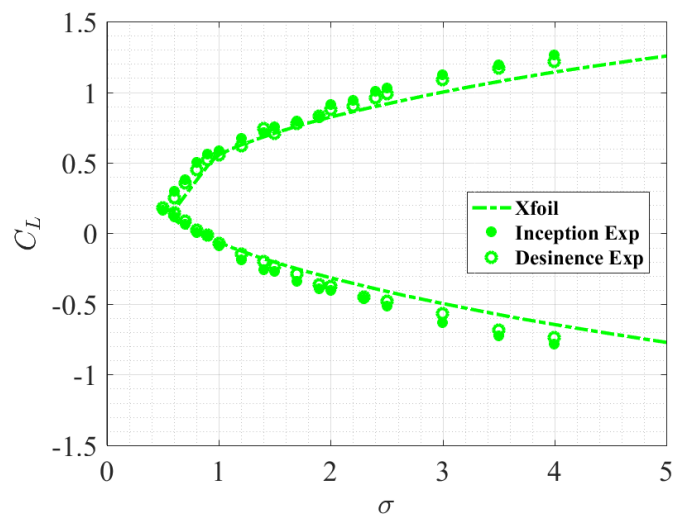


FIGURE E.8 – Cartes de cavitation expérimentales et numérique du profil NACA 0012 avec un volet de bord d'attaque $\gamma = 3^\circ$ et un volet de bord de fuite $\beta = 5^\circ$, $Re = 10^6$, $N_{crit} = 9$ et $X_{tr} = 0.05$.

Titre : Contrôle actif par pression interne des performances hydrodynamiques et de l'apparition de la cavitation d'un hydrofoil composite déformable

Mots clés : Hydrofoils, matériaux composites, cavitation, morphing, volets, interaction fluide-structure.

Résumé : Le contrôle des structures déformables dans les applications navales, telles que les hélices et les safrans offre des perspectives de développements et de rupture technologique. Cette thèse traite du contrôle des performances hydrodynamiques d'un hydrofoil déformable afin d'élargir son domaine de fonctionnement et de retarder l'apparition de la cavitation. Une étude paramétrique est menée afin d'évaluer les effets de la position de l'épaisseur maximale et des volets de bord d'attaque et de bord de fuite sur les performances hydrodynamiques d'un profil NACA 0012. L'analyse numérique est effectuée avec le code potentiel-couche limite Xfoil et montre que les volets ont un effet significatif sur le domaine de fonctionnement de l'hydrofoil ainsi que sur l'étendue de son domaine sub-cavitant. Des essais sont réalisés dans le tunnel hydrodynamique de l'IRENav sur des profils non déformables avec des volets de bord d'attaque et de bord de fuite imposés. Les mesures de portance et des cartes de cavitation montrent que les résultats numériques sont cohérents avec les observations expérimentales. A la suite de ces résultats, un hydrofoil déformable en composite et contrôlable par le pilotage de la pression interne est fabriqué et testé dans différentes conditions d'écoulement et de pression interne. Il est montré que cet hydrofoil déformable en composite permet, dans une certaine mesure, le contrôle des forces hydrodynamiques ainsi que l'élargissement de son domaine de fonctionnement en fonction de l'angle d'attaque. Le contrôle de la pression permet également de modifier le domaine sub-cavitant de l'hydrofoil déformable. Parallèlement aux expériences, un outil numérique pour l'étude de l'Interaction Fluide Structure (IFS) de ce type de structure composite est développé afin d'aider à la conception des hydrofoils. Les résultats des simulations IFS sont en bon accord avec les campagnes expérimentales.

Title : Active control by internal pressure of the hydrodynamic performance and the cavitation inception of a compliant composite hydrofoil.

Keywords : Hydrofoils, composite materials, cavitation, morphing, flaps, fluid-structure interaction.

Abstract : The control of deformable structures in naval applications, such as propellers and rudders, open the prospects for development and technological breakthrough. This thesis deals with the control of the hydrodynamic performance of a morphing hydrofoil in order to expand its operating domain and to delay the cavitation inception. A parametric study is carried out in order to evaluate the effect of the maximum thickness position and of the leading and trailing edge flaps on the hydrodynamic performances of a NACA 0012. The numerical analysis is carried out using the potential-boundary layer code Xfoil and shows that flaps have a significant effect on the operating domain of the hydrofoil as well as on the extent of its non-cavitation domain. Tests are carried out in the hydrodynamic tunnel of IRENav on non-deformable hydrofoils with imposed leading and trailing edge flaps. The measurements of lift and cavitation bucket show that numerical results fit well with experimental observations. Following these results, a morphing composite hydrofoil prototype driven by compliant composite structure and an internal pressure is manufactured and tested under various flow and internal pressure conditions. It is shown that pressure driven compliant composite structure is suitable to some extent to control hydrodynamic forces, allowing the operational domain of the compliant hydrofoil to be extended according to the angle of attack and the internal pressure. Pressure control also makes it possible to modify the sub-cavitation domain of the compliant hydrofoil. In parallel with the experiments, a numerical tool for the study of the Fluid Structure Interaction (FSI) of this type of composite structure is developed in order to help the design of hydrofoils.

The results of the FSI simulations correspond well with the experimental results.