

Investigation des performances des ailes rigides par simulations RANS 2D

Mémoire présenté par
Simon NYSSSEN

en vue de l'obtention du grade de Master
Ingénieur civil Mécanicien

Promoteur(s)
Grégoire WINCKELMANS, Nicolas VAN HILLE

Lecteur(s)
Vincent LEGAT, Philippe CHATELAIN , Jonas VIDAIC

Année académique 2016-2017

“To reach a port, we must sail.
Sometimes with the wind,
sometimes against but we must
-sail, not tie an anchor -sail, not
drift ”

Franklin D. Roosevelt

Abstract

Ce travail de fin d'études traite des performances de l'aile des catamarans AC72 utilisés par l'Emirates Team New Zealand utilisés dans le cadre de la 34^{ème} coupe de l'America qui a eu lieu en 2013 dans la baie de San Francisco. Bien que très peu de données aient été rendues publiques depuis l'évènement, l'objet de la présente est de mieux cerner la physique précise de cet écoulement externe afin laisser place à une démarche d'optimisation.

Au cours de cette analyse, les polaires de portance et de traînée sont tracées. Dans ce cas-ci, il s'agit de l'évolution des coefficients aérodynamiques de portance et de traînée, C_l et C_d , en fonction de l'angle d'attaque. Pour y arriver, des simulations CFD (Computational Fluid Dynamics) ont été conduites. Plusieurs modèles de turbulence ont été utilisés dans un premier temps, de manière à dégager un modèle plus performant dans le cas précis de l'écoulement externe autour du profil multi éléments. Le modèle $k - \epsilon$ standard a été jugé suffisant pour cette étude, en comparaison avec les modèles SST $k - \omega$ et Spalart-Allmaras.

Plusieurs constats clés ont pu être tirés de ces simulations. Elles ont montré qu'un espace réduit entre les profils (en pourcentage de corde totale) entraînait de meilleures performances d'un point de vue purement aérodynamique. Dans certains cas, une déflexion plus importante de l'élément aval peut également s'avérer plus efficace.

Remerciements

J'aimerais tout d'abord remercier mes promoteurs, Prof. Grégoire Winckelmans et Nicolas Van Hille pour leur support technique, scientifique et leur disponibilité durant ce travail.

Ensuite, j'aimerais remercier le personnel de la Sonaca qui m'a suivi de près ou de loin dans le cadre de ce TFE, et plus particulièrement Jonas Vidaic pour sa disponibilité et ses bons conseils, ainsi que Maxime Henno. Merci pour l'intérêt que vous y aurez porté et pour votre éternelle bonne humeur.

Merci également aux personnes qui auront apporté un soutien technique ou une aide quelconque : Prof. Jean-François Remacle pour son aide dans la définition du maillage sur l'outil GMSH, Étienne Fichers pour son introduction au logiciel Fluent et Isabelle Hennau pour sa présence bienveillante.

Finalement, je tenais à remercier toutes les personnes qui m'ont soutenu tout au long de ce travail, et plus généralement au cours de mes six années d'étude. Merci à mes parents, à Églantine, à Valérie et à Eric qui m'aura transmis la fibre vélique me permettant de proposer ce sujet de thèse. Il y aura eu des moments avec le vent dans le dos, d'autres où il fallait lui faire face. Mais si j'en suis arrivé là où je suis aujourd'hui c'est grâce à vous, et je vous en serai toujours reconnaissant.

Merci à mes colocataires du Cercle Industriel, Martin, Gilles, Damien, William et tous les autres pour tous ces bons moments passés ensemble, ce sont des souvenirs qui resteront marqués à vie. Merci aussi aux sportifs de mon équipe de volley qui m'auront permis de garder un équilibre physique nécessaire à un bon régime de travail.

Enfin, merci à Justine pour sa présence inconditionnelle.

Table des matières

	Page
Notations	viii
Introduction	2
1 Revue Littéraire	3
1.1 Wingsails - Les ailes rigides	3
1.1.1 Coupe de l'America	3
1.1.2 Histoire de l'AC72	4
1.1.3 Emirates Team New Zealand	7
1.1.4 Apparition des ailes rigides	9
1.2 La physique de la voile	10
1.2.1 Les différents vents et leurs composantes	10
1.2.2 Les forces sur un bateau	12
1.2.3 Navigation aux allures montantes	15
1.2.4 Navigation aux allures portantes	16
1.2.5 Récapitulatif	16
1.3 Mécanique des fluides numériques - CFD	18
1.3.1 Equations principales	18
1.4 Ecoulements proche-paroi	19
1.4.1 Physique de l'écoulement	19
1.5 Approche statistique de Reynolds	20
1.6 Equations moyennées de Reynolds (RANS)	21
1.6.1 Modèles de fermeture de type "viscosité effective de turbulence"	21
1.6.2 L'hypothèse de longueur de mélange de Prandtl	22
1.6.3 Modélisation des écoulements proche-paroi	22
1.7 Modélisation de la turbulence	23
1.7.1 Modèle à une équation Spalart-Allmaras	24
1.7.2 Modèle k- ϵ	25
1.7.3 Modèle k- ω SST	26
1.7.4 Confrontation des modèles	26
1.8 Maillage	27
1.8.1 Maillages structurés	27
1.9 Récapitulatif de la revue littéraire	29
2 Méthodologie	30
2.1 Description du problème	30
2.2 L'aile et airfoil	31
2.2.1 Réglage de l'aile	31
2.3 Définition du domaine de calcul	32
2.3.1 Profils tronqués	32

2.3.2	Profils fermés	33
2.4	Génération des maillages 2D	34
2.4.1	Maillage avec l'outil ANSYS Meshing	34
2.4.2	Maillage avec l'outil GMSH	36
2.4.3	Critique-à priori- des 2 concepts de maillage	38
2.5	Paramétrage des simulations 2D	38
2.5.1	Considérations	38
2.5.2	Paramètres	39
3	Résultats principaux	42
3.1	Comparaison des modèles de turbulence	43
3.1.1	Polaire de portance	43
3.1.2	Performances calculatoires	44
3.2	Analyse de l'écoulement	45
3.2.1	Incidence nulle	45
3.2.2	Incidence non nulle, $\alpha_c = 5^\circ$	45
3.2.3	Incidence non nulle, $\alpha_c = 10^\circ$	47
3.2.4	Incidence non nulle, $\alpha_c = 15^\circ$	48
3.2.5	Incidence non nulle, $\alpha_c = 20^\circ$	49
3.2.6	Récapitulatif	50
3.3	Étude de sensibilité du maillage 2D	51
3.3.1	Incidence non nulle, $\alpha = 5^\circ$	51
3.3.2	Incidence non nulle, $\alpha_c = 15^\circ$	52
3.3.3	Récapitulatif	53
3.4	Étude de l'influence de l'écart inter-profil	54
3.5	Étude de l'influence de la déflexion de l'élément auxiliaire	56
4	Conclusion	59
5	Pistes d'amélioration	60
5.1	Comparaison des polaires	60
5.2	Adaptation des maillages	60
5.3	Géométrie du profil multi éléments	60
5.4	Cas des écoulements décrochés	60
5.5	Prédiction de la traînée	61
5.6	Modélisation d'un génois	61
5.7	Ordre de discrétisation	61
5.8	Simulations futures	61
A	Lexique des termes véliques	63
B	Monitoring des simulations : Portance et Traînée	65
B.1	Spalart-Allmaras	65
B.2	$SSTk - \omega$	67
B.3	$k - \epsilon$	68
	List des Figures	71
	Liste des Tableaux	73

Notations

Symbôles	Signification	Unités
C_d	coefficient de traînée	[-]
C_l	coefficient de portance	[-]
C_p	coefficient de pression	[-]
c	vitesse du son	[m/s]
	corde	[m]
c_{tot}	corde totale	[m]
D	force de traînée	[N]
\mathbf{d}	tenseur des taux de déformation	[1/s]
F_{arch}	poussée d'archimède	[N]
F_w	Force gravitationnelle (poids)	[N]
\mathbf{g}	vecteur d'accélération gravitationnelle	[m/s ²]
h	hauteur de l'aile	[m]
I	intensité de turbulence	[-]
k	énergie cinétique de turbulence	[m ² /s ²]
L	force de portance	[N]
l_0	longueur caractéristique des grands tourbillons	[m]
l_m	longueur de mélange	[m]
m	masse	[kg]
p	pression	[Pa]
p_{rel}	pression relative	[Pa]
p_{abs}	pression absolue	[Pa]
p_{atml}	pression atmosphérique	[Pa]
r	densité de puissance calorifique fournie à distance	[W/m ²]
R	rayon du domaine de calcul	[m]
Re_c	nombre de Reynolds basé sur la corde	[-]
Re_x	nombre de Reynolds de l'écoulement	[-]
S	surface en plan de l'aile	[m ²]
T_f	temps des fluctuations turbulentes les plus lentes	[s]
U_∞	vitesse en écoulement libre	[m/s]
U	Energie interne	[J/kg]
\mathbf{v}	vecteur vitesse	[m/s]
V_t	échelle de vitesse de la turbulence	[m/s]
u	composante en x de la vitesse	[m/s]
u_τ	vitesse de frottement	[m/s]
v	composante y de la vitesse	[m/s]
w	taux de dissipation spécifique	[1/s]
\mathbf{x}	vecteur position	[m]
y_t	demi épaisseur des profils	[m]

Symbôles Grecs

α	angle d'attaque	[°]
α_c	angle d'attaque effectif	[°]
δ	symbôle de Kronecker	[-]
	épaisseur locale de couche limite	[m]
η	échelle de longueur de Kolmogorov	[m]
ϵ	taux de dissipation de l'énergie cinétique de turbulence	[m ² /s ³]
μ	viscosité dynamique	[Pa.s]
ν	viscosité cinématique	[m ² /s]
ν_t	viscosité effective de turbulence	[m ² /s]
ρ	densité	[kg/m ³]
σ	tenseur des contraintes	[N/m ²]
τ	tenseur des extra contraintes	[N/m ²]
	taux de dissipation spécifique de l'énergie cinétique de turbulence	[1/s]

Acronymes

<i>DNS</i>	Direct Numerical Simulation	
<i>VA</i>	Vent apparent	[kts]
<i>VMG</i>	Velocity Made Good	[m/s]
<i>VV</i>	Vent vitesse	[kts]
<i>VR</i>	Vent réel	[kts]

Introduction

La présente étude porte sur les ailes rigides utilisées pour mouvoir les catamarans de l'édition 2013 de la coupe de l'America, et plus particulièrement sur celui de l'équipe néo-zélandaise, récent vainqueur de l'édition 2017. Ce catamaran fait partie de la classe de développement "AC72". Cette classe n'est donc restreinte que par peu de règles, laissant beaucoup de place à l'innovation et au développement technologique, tant au niveau aérodynamique qu'hydrodynamique.



FIGURE 1 – Catamaran ETNZ conçu pour l'édition 2013 de la coupe de l'America

Cette liberté a mené au choix d'ailes rigides comme moyen de propulsion, aussi appelées "wingsails". Cette nouvelle technologie s'inscrit cependant dans la même ligne de conduite que les autres voiliers de compétition. En effet, il est important de connaître les angles de manoeuvre et les réglages optimaux qui sont propres à chaque voilier. Actuellement, ces angles sont déterminés par un outil appelé "Velocity Prediction Program" (VPP). Il considère le panel de forces hydro- et aérodynamiques suite à une analyse poussée, de manière à prédire la vitesse du bateau pour chaque incidence, en construisant ce qu'on appelle une polaire de vitesse. Cette dernière visualise la vitesse hypothétique du bateau pour chaque incidence à vitesse de vent constante.

L'usage d'ailes rigides est très bénéfique, surtout quand elles sont installées sur des multicoques. Dans certaines conditions, les bateaux sont soumis à des moments de force qui les font giter. Alors que les monocoques peuvent facilement contrebalancer ces moments en installant des quilles massives sous leur coque, les multicoques doivent faire face autrement à cette baisse de performance entraînée par la gite, comme il sera vu plus loin. Le fait d'avoir le poids et la rigidité intégrés à la voile permet également de réduire le poids d'autres éléments du bateau, dans les coques par exemple. Il en résulte en une diminution des concentrations de contrainte

par rapport aux voiles classiques.

La rigidité permet encore d'atteindre des performances aérodynamiques très élevées et très stables, et soulage le contrôle de cet élément majeur d'un bateau. Ces ailes peuvent en effet être contrôlées facilement et de manière précise de par leur rigidité, et nécessitent moins d'actuateurs que pour une voile classique.

Finalité

Le but final de la présente étude est de pouvoir générer les données aérodynamiques requises par le VPP. Plus précisément les polaires de portance et de traînée pour une configuration typique de navigation. De plus, une visualisation de l'écoulement autour des profils pour différentes incidences sera conduite afin de dégager l'influence sur la production de portance de ces structures volantes rigides ainsi qu'une modélisation adéquate de la physique de cet écoulement.

Objectifs

Afin d'arriver aux finalités abordées, plusieurs points doivent être considérés

- Le choix d'un modèle de turbulence précis et adapté à la physique de l'écoulement
- L'étude de sensibilité de la discrétisation et du maillage
- L'établissement des polaires aérodynamiques de portance et de traînée en 2 dimensions
- L'étude de l'influence de l'écart entre les 2 profils
- L'étude de l'influence de l'écart entre la déflexion du profil aval par rapport à celui amont

Pour chaque objectif, il est important de déterminer si la recherche est aboutie ou si une étude plus poussée est nécessaire.

Chapitre 1

Revue Littéraire

1.1 Wingsails - Les ailes rigides

Dans ce chapitre, le but est de décrire l'origine ainsi que l'évolution des ailes rigides dont une en particulier. Il sera également important de placer le lecteur dans le contexte réel dans lequel évolue cette technologie qui aura dicté son développement.

1.1.1 Coupe de l'America

La Coupe de l'America¹ est le plus vieux trophée dans le sport international, qui a vu le jour en 1851, soit 45 ans avant les premiers jeux olympiques [3]. Cette compétition vélique oppose un panel de yacht clubs du monde entier. Cette régates qui a lieu tous les 3 ou 4 ans met en compétition un bateau defender, tenant du titre, à un challenger désigné par des régates de sélection. La régates s'est popularisée suite à l'apparition de la classe de bateaux "America's cup" qui permettait de réduire les différences de supports entre concurrents. [3]



FIGURE 1.1 – L'aiguière d'argent, trophée de la Coupe de l'America

Ce qui rend la course si particulière est que chaque édition voit l'établissement d'un ré-

1. Pour l'anecdote, la coupe doit son nom à la goelette "america" ayant gagné la régates originelle qui a inspiré l'événement, et non pas au pays.

glement particulier, rédigé par le defender et un challenger de référence. Cette particularité a évidemment amené les concurrents à utiliser des technologies de pointes d'édition en édition, jusqu'à en arriver à préférer les multicoques équipés d'ailes rigides aux monocoques plus traditionnels.

1.1.2 Histoire de l'AC72

La jauge AC72 est donc celle adoptée lors de la 34^{ème} édition qui a eu lieu en 2013 dans la baie de San Francisco. L'apparition d'ailes rigides comme supports est due à la victoire lors de l'édition précédente de l'ORACLE Team USA et du gigantesque trimaran "Bmw Oracle - USA17" sur lequel une telle aile avait été montée. La classe AC72 a cependant opté pour un catamaran de dimensions plus réduites.



Cette édition introduira également des étapes de pré-séries de sélection qui se dérouleront dans plusieurs pays sur des voiliers d'une autre classe : l'AC45 qui est une version miniature des AC72 utilisés lors des sélections et de la phase finale.

Pour ce qui est de la jauge et des contraintes à proprement dites, il s'agit plutôt d'une "box de contraintes" qui établit des dimensions générales à ne pas dépasser, sans pour autant dicter le design précis du bateau. Tant que le bateau rentre dans la box, il peut concourir, ce qui laisse évidemment place à l'innovation. On se référera au schéma 1.2 pour la description des contraintes générales de la classe. La description complète de la jauge est donnée en annexe [1].

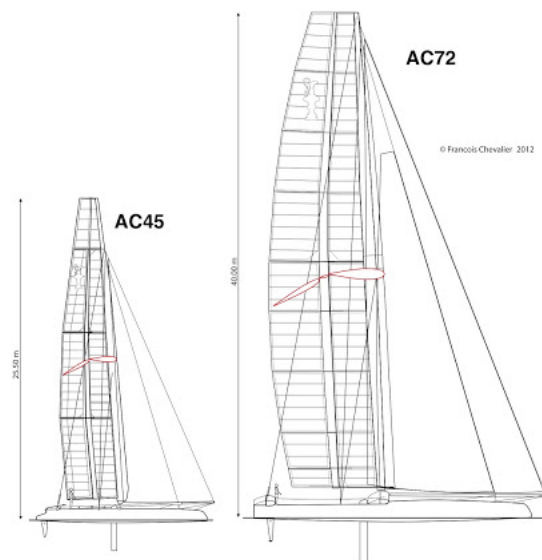


FIGURE 1.2 – Les deux classes utilisées lors de la 34^{ème} édition de l’America’s cup

Le Navire

Le support doit donc être un catamaran, constitué de deux coques connectées par une structure croisée. Cette structure comprend le lien entre les coques, mais aussi le support de la voilure. Le catamaran est équipé de deux dérives et deux safrans, et d’aucune autre pièce annexe.

Voiles

Le yacht doit être équipé d’une aile, et les seules autres voiles "classiques" permises sont les codes zero, les genois et les gennakers.

Dimensions

La longueur hors-tout ou totale est définie comme la distance entre l’étrave² et la poupe du bateau. Elle ne peut excéder 22[m]. Pour ce qui est de la structure, elle ne peut s’étendre plus de 26.20[m] au delà du tableau arrière. La largeur hors-tout n’excédera pas 14[m], et la distance entre le plan de flottaison (en condition de mesures) et le haut de l’aile - soit la hauteur totale - ne peut pas dépasser 40[m].

Poids

Le poids en navigation doit se situer entre 5270[kg] et 5920[kg].

Ces contraintes limitées ont donc généré des bateaux distincts parmi les participants de l’édition 2013, et donc aussi des concepts d’ailes différents comme on peut le voir à la Figure 1.3.

Parmi les configurations choisies, on peut distinguer des concepts à 2 ou 3 éléments et surtout des profils d’aérofoils différents. Pour la suite de l’étude des performances des wingsails dans ce

2. Un lexique des termes véliques est donné en annexe

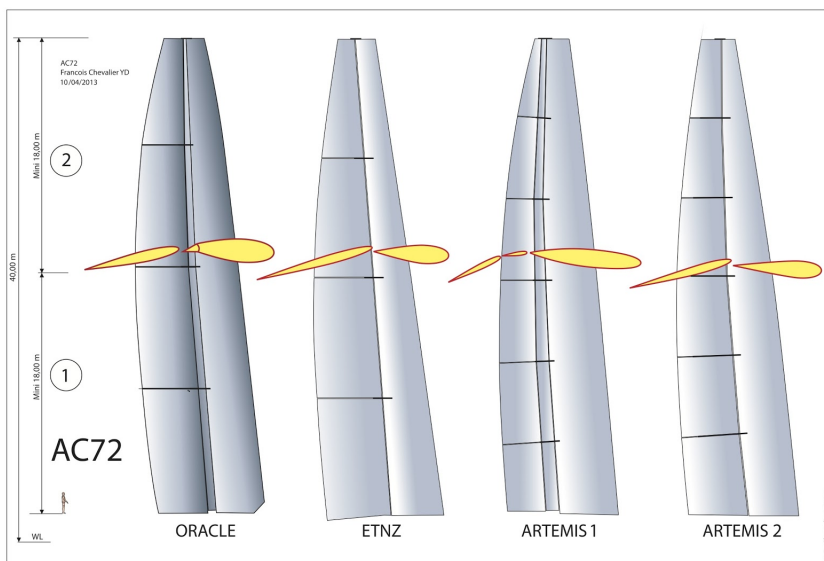


FIGURE 1.3 – Génération de différents profils d’ailes

contexte, nous choisirons le concept généré par l’Emirates Team New Zealand (ETNZ). Il offre une géométrie à deux profils plus simpliste à première vue et dont l’étude et l’optimisation en seront simplifiées.

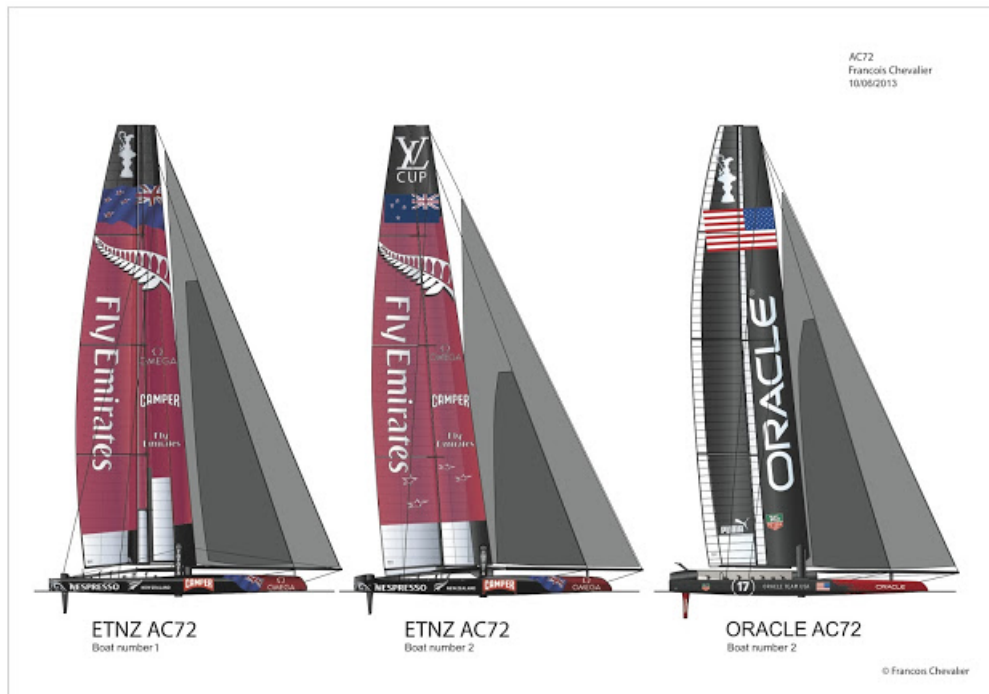


FIGURE 1.4 – Génération de différents designs

1.1.3 Emirates Team New Zealand

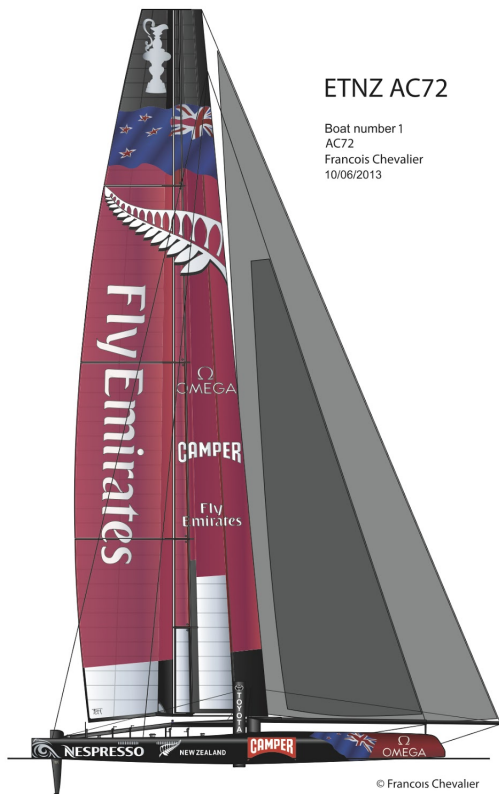
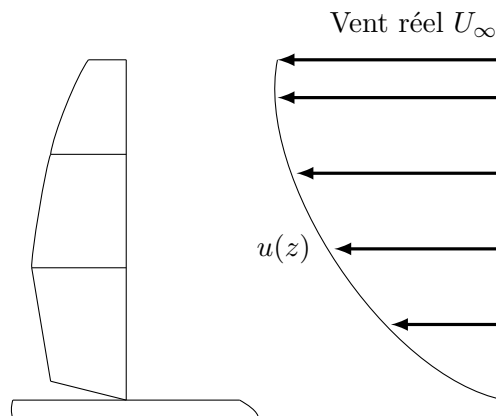


FIGURE 1.5 – ETNZ AC72 design

Même si la géométrie 2D qui est analysée est donnée à mi-hauteur (midspan), il est important de préciser que cette géométrie change le long de l'aile et également d'expliquer pourquoi c'est ainsi.

En effet, afin de comprendre l'écoulement autour des profils, celui au-dessus de l'eau doit aussi être décrit. Cet écoulement n'est pas constant et résulte en une couche limite à l'échelle de la rugosité représentée par les vagues au-dessus de la surface de l'eau, au sein de laquelle la vitesse u varie.



La meilleure manière d'obtenir de bonnes performances est d'optimiser les profils de manière à favoriser un écoulement laminaire. En outre, on s'intéressera à l'optimisation du profil principal, les changements de géométrie du flap ayant révélé être neutres d'un point de vue aérodynamique.

En effet, on peut augmenter la portance de l'aile en préférant un écoulement laminaire en amont de la région dite de "gradients de pression inverses" aussi connue en anglais comme "pressure recovery region". Elle s'étend entre le point de l'airfoil à pression minimale jusqu'au bord de fuite. Cette région est également associée aux couches limites de transition voire au phénomène de séparation si les gradients sont trop sévères. En écoulement laminaire, l'épaisseur de couche limite est plus fine et permet de maintenir une distribution de pression avec des forces de succion plus importantes qu'en écoulement turbulent [15].

Si on parcourt l'aile dans sa hauteur h , on considérera les points situés entre $0.25h$ et $0.75h$. Trop proche du pied et de la tête du mat, on remarque une dominance des effets 3D de l'écoulement sont néfastes à la validation de simulations en 2 dimensions.

À 25% de la hauteur, comme on l'a vu avec le profil de vitesse du vent, il y a peu de risques de séparation de C.L³. au bord d'attaque du premier profil. En recherche d'un écoulement laminaire, l'optimisation de profil mène à repousser le point d'épaisseur maximale du premier profil assez loin aft⁴ pour assurer un gradient de pression favorable et retarder la transition vers un écoulement turbulent. Une augmentation de l'épaisseur du premier profil permet également d'augmenter l'influence du gradient de pression.

À 75% de la hauteur totale, on peut considérer que l'écoulement est totalement turbulent. En effet, le nombre caractéristique de Reynolds de l'écoulement est beaucoup plus faible en haut de l'aile. Les effets visqueux sont donc dominants, causant le décollement de couches limites et par ce phénomène la transition de l'écoulement vers de la turbulence. Dans ces conditions, le point de hauteur maximale du profil est avancé et le bord d'attaque est plus arrondi.

La section étudiée est celle qui se trouve à $h_{mid} = 0.5h$, et résulte d'une interpolation entre le pied et la tête de l'aile. On peut retrouver les profils ETNZ optimisés pour ces sections à la Figure 1.6 [15]. Notons qu'en configurations high-lift, une voile est présente en amont de l'aile et redynamise l'écoulement dans sa moitié inférieure. Dans ces configurations, l'écoulement dans la moitié supérieure de l'aile opère en déflexion aérodynamique de cette voile.

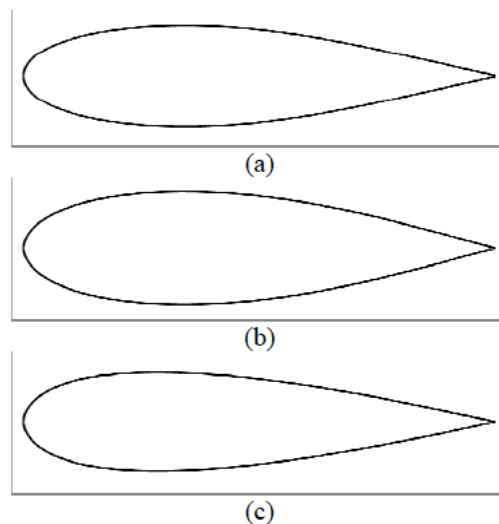


FIGURE 1.6 – Sections à (a) 25% (b) 50% (c) 75% de l'aile

3. Couche limite

4. vers le bord de fuite de l'aile

Afin de clarifier la compréhension pour la suite du document, une terminologie des sections considérées s'avère indispensable et est reprise à la Figure 1.7. On gardera la nomination d'élément principal pour le premier profil que rencontre l'écoulement, alors que le second sera appelé élément auxiliaire pour ne pas confondre le terme d'aileron (flap) traditionnellement utilisé dans le domaine de l'aviation. Cet élément auxiliaire interagissant avec le principal est articulé autour d'une charnière qui le lie à l'élément principal (pratiquement, cette charnière est mise en place en tête et en pied d'aile). Il est évident que le réglage de l'élément auxiliaire n'est pas fixe, puisque le bateau n'a pas toujours les mêmes réglages comme nous le verrons un peu plus tard. L'importance de l'écart créé entre les deux profils par la déflexion du second élément est aussi à souligner. En effet, il permet une récupération de pression en réduisant les gradients de pression inverses du côté extrados de l'aérofoil, ce qui a pour effet de retarder le décrochage aérodynamique et permet d'atteindre des coefficients de portance plus élevés. [5]

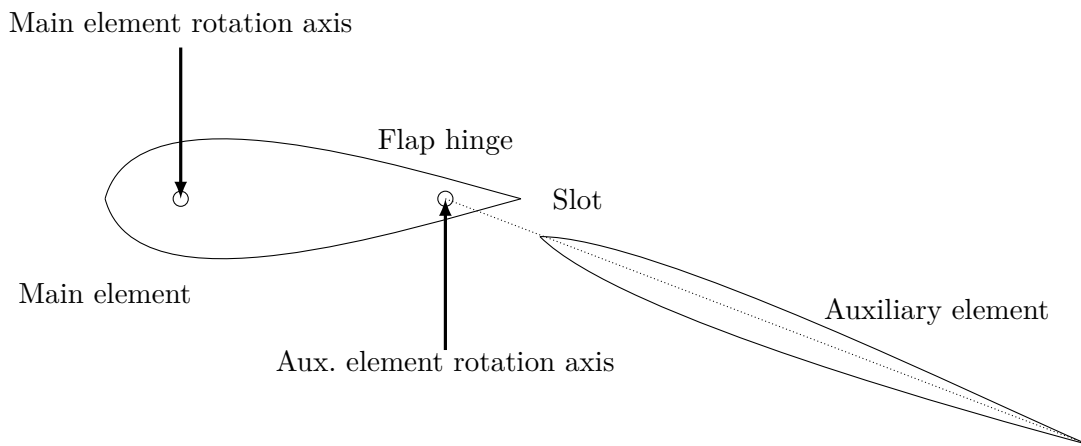


FIGURE 1.7 – Terminologie

1.1.4 Apparition des ailes rigides

Comme il a été mentionné auparavant, le coefficient de portance et de traînée sont deux caractéristiques importantes d'une aile. Ces coefficients sont définis par

$$C_l = \frac{L}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2 S};$$

et

$$C_d = \frac{D}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2 S};$$

où L et D sont les forces aérodynamiques de portance et de traînée respectivement. Elles sont définies comme les forces totales respectivement dans la direction perpendiculaire et parallèle au vecteur vitesse amont. U_∞ est la vitesse réelle du vent établi, ρ la densité de l'air et S la surface en plan.

Le souhait d'intégrer des ailes sur les bateaux de compétition vient du fait que ces profils rigides peuvent atteindre des valeurs de coefficients de lift significativement plus élevées que pour des voiles. À la Figure 1.9, on compare les écoulements autour d'une voile et d'une aile rigide à faibles angles d'attaque [11]. Pour les voiles, on constate que l'extrados (côté dépression)

développe une couche de cisaillement en contournant le mât qui déclenche la transition vers la turbulence et se réattache pour former une bulle de séparation laminaire. La couche limite turbulente va se développer jusqu'au bord de fuite ou elle subit une nouvelle séparation qui a lieu cette fois aussi bien à l'extrados qu'à l'intrados (côté surpression). L'aile, contrairement à la voile, permet de garder un régime laminaire dans ces conditions.

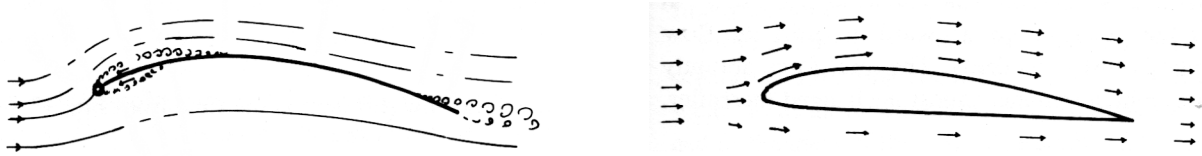


FIGURE 1.8 – Écoulement autour d'une aile rigide et d'une voile

En termes de distribution de pression, les séparations se traduisent par une augmentation ponctuelle de pression. En effet, dans ces bulles, la vitesse de l'écoulement chute et peut même devenir négative.

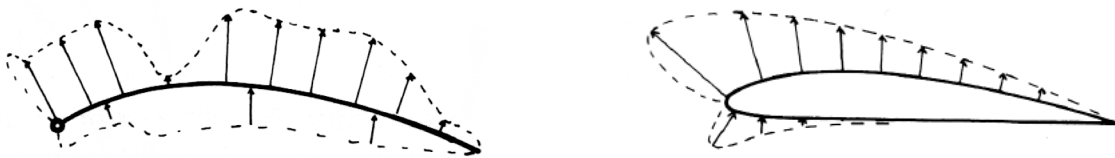


FIGURE 1.9 – Distribution de pression autour d'une aile rigide et d'une voile

On voit donc que l'écoulement est bien plus régulier sur une aile rigide. Cependant, les valeurs de C_l atteintes sont surtout dues à la cambrure des profils, ce qui relève du plus gros défi en voile. Contrairement à un avion qui ne requiert de la portance que dans un sens (vertical), un bateau navigue lui sur deux "bords" comme nous le verrons dans une section suivante et doit donc être capable de produire de la portance sur chacun de ses 2 bords (symétriquement par rapport à l'axe du vent). Cela justifie donc qu'on utilise des géométries à 2 ou 3 éléments pour le secteur des ailes rigides, en rejetant les profils à cambrure fixe.

1.2 La physique de la voile

1.2.1 Les différents vents et leurs composantes

Le vent réel

Le vent réel ou atmosphérique est le vent ressenti par un observateur immobile par rapport au sol. Il n'est dû qu'au déplacement d'air autour de ce dernier. Il est caractérisé par un sens, une direction et une intensité, qui peuvent être mesurés par divers instruments. De manière générale, la vitesse du vent peut être exprimée par différentes unités. Cependant, nous utiliserons la mesure en noeuds qui est la plus répandue dans le milieu vélique.

$$1\text{kts} = 0.5141 \text{ m/s}$$

Le vent vitesse

Aussi appelé vent relatif, le vent vitesse est le vent généré par le seul mouvement de l'observateur. Il est de même direction, égal en intensité et opposé en sens à la vitesse relative de ce dernier. Ce serait le vent ressenti si on imagine se déplacer en bateau en l'absence de tout vent réel.

Le vent apparent

Finalement, le vent apparent est celui ressenti par un observateur en mouvement. Il s'agit de la somme des deux vecteurs définis précédemment. C'est le vent entrant réellement dans les voiles et c'est donc cette composante qui régit les réglages de celles-ci, comme le montre la Figure 1.10.

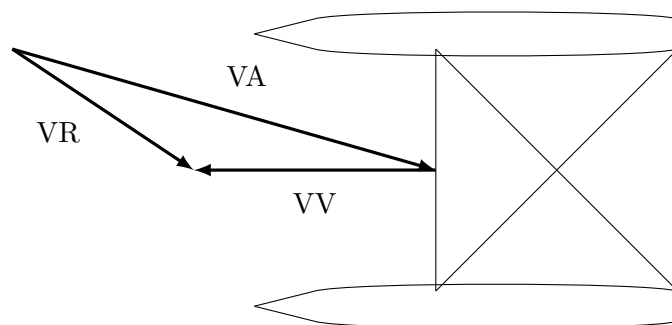


FIGURE 1.10 – Composantes du vent et vent apparent

Les allures

On présente dans cette section les différentes allures de navigation. Celles-ci représentent toutes les directions navigables possibles, et déterminent la manière dont les voiles doivent être réglées.

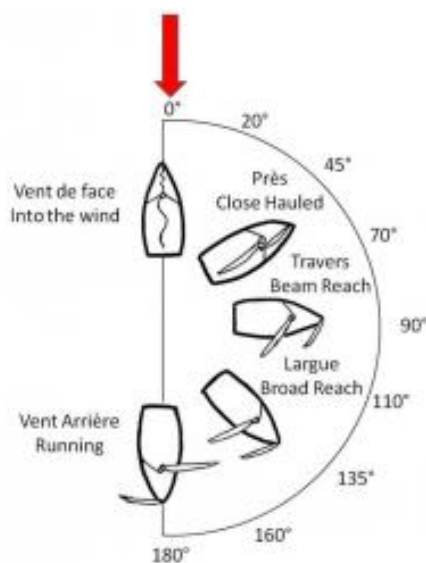


FIGURE 1.11 – photo tirée de <http://apprendrelavoile.e-monsite.com/pages/les-allures.html>

Les allures bâbord amures sont données Figure 1.11, et les allures tribord amures sont donc obtenues par symétrie. Il est à noter que sur la figure, les réglages de voiles sont adaptés à l'allure. Face au vent, les voiles faseyent, l'aile ne produit aucune portance. Si on s'écarte un peu du vent, on peut border les voiles pour établir un écoulement laminaire et créer une $F_{aéro}$. Le régime laminaire reste prédominant pour les allures montantes, soit le près et le travers. Même si au près les voiles sont bordées, l'éloignement du vent, ou abattée, doit s'accompagner d'un choquage des voiles pour éviter le décrochage de l'écoulement soit autour de la voile, soit autour de la dérive. Une fois qu'on dépasse le travers, c'est un régime turbulent qui s'installe prioritairement aux allures portantes et c'est donc la surface de voile qui compte en priorité pour rentabiliser ces allures plus lentes avec notamment l'utilisation de grandes voiles comme les spinnakers qui sont des voiles plus souples pouvant atteindre plusieurs milliers de mètres carrés.

La particularité des bateaux de la flotte AC72 est qu'ils font partie des bateaux dont on dit qu'ils "créent leur propre vent". On entend par là qu'ils arrivent à augmenter l'intensité de leur vent vitesse par un travail important au niveau hydrodynamique de réduction des frottements sur la coque. C'est ainsi que des pièces annexes comme les foils ont fait leur apparition. Cependant, cette technologie ne sera que mentionnée dans ce travail. En conséquence, ces bateaux peuvent naviguer jusque 1.5 à 3 fois la vitesse du vent réel aux allures montantes et portantes respectivement, d'où le fait qu'on dit qu'ils créent leur vent. Cela leur permet donc naviguer constamment entre 16 et 19 degrés d'angle d'attaque en fonction de l'allure [4]. Ceci justifie le choix d'une aile étant donné que le régime de navigation recherché est laminaire en permanence, pour autant que le réglage des voiles soit optimal.

Comme dit auparavant, la distribution de vitesse du vent réel (et donc la composante de vent réel) varie avec la hauteur. La composante de vent apparent en sera donc modifiée à chaque section, ce qui résultera en un vrillage de l'aile. En effet, au pied de l'aile, comme la composante de vent réel est réduite, l'angle d'attaque le sera aussi et l'aile pourra être bordée davantage. En revanche en tête de mât, la composante de vent vitesse sera établie et l'angle d'attaque ressenti sera plus élevé, l'aile devra donc être plus choquée qu'en pied de mât. Cela résulte donc un vrillage de l'aile, comme on peut le voir sur la Figure 1.12 où sont représentées les sections en pied et en tête de mât.

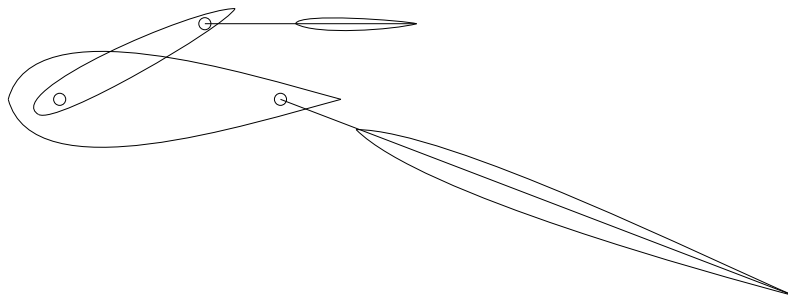


FIGURE 1.12 – Vrillage de l'aile

1.2.2 Les forces sur un bateau

Dans un premier temps, nous nous limiterons à l'étude des forces sur un monocoque à une voile. La première de ces forces est celle qui permet au bateau d'avancer : la force aérodynamique. Pour être plus précis, il s'agit de la résultante des forces aérodynamiques en tout point de la voile, qui est appliquée au centre vélique. Par analogie, il s'agit de la portance qui a été mentionnée plus haut, étendue à l'aile. Pour la suite, il lui est préféré le terme de force aérodynamique, $F_{aéro}$ car l'aile n'est dans ce cas-ci pas ascensionnelle. Elle est appliquée perpendiculairement à la corde

du profil, comme on peut le voir à la Figure 1.13 (a). Ce qui la fait avancer, certes, mais pas dans la direction de l'axe du bateau ; le bateau dérive. [8]

C'est pourquoi une dérive est installée sur la coque en partie submergée du bateau. Cette dérive est proportionnellement plus petite qu'une aile dû à la variation de densité entre l'air et l'eau. Son rôle est de contrer la dérive du bateau (dans le sens de sa glissade latérale), en utilisant le même principe qu'une aile et devrait donc être appelée anti-dérive pour être consistant. En effet, comme cette dérive (l'aile submergée) est placée dans l'axe du bateau et que le bateau dérive, l'écoulement d'eau arrive naturellement avec un certain angle d'attaque sur cette dernière. De nouveau, une force hydrodynamique F_{hydro} est créée, qui résultera en une "anti-dérive" du bateau à la Figure 1.13 (b).

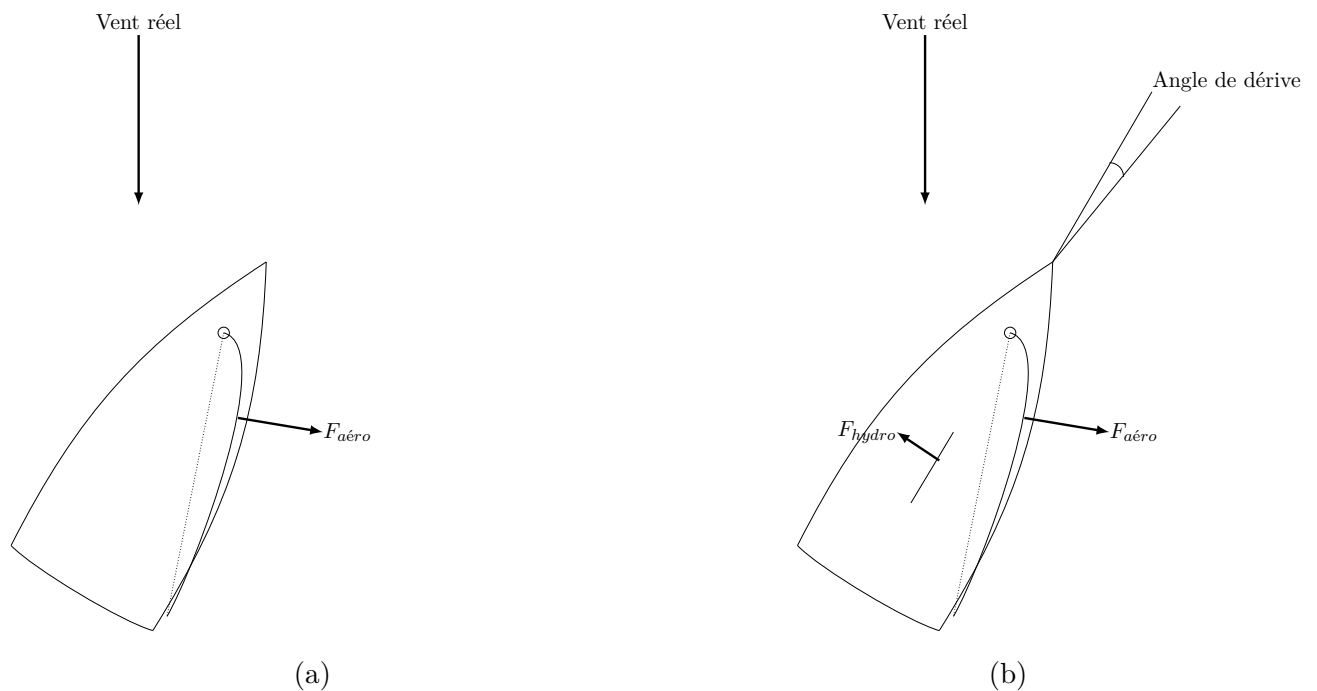


FIGURE 1.13 – Forces Aéro- et Hydrodynamiques

Si on récapitule, un bateau à l'arrêt face au vent se mettra en mouvement en créant un angle d'attaque par rapport à sa direction. Il commencera par dériver, puis la dérive va accrocher, permettant au bateau de se rapprocher du vent. La résultante de $F_{aéro}$ et F_{hydro} indiquera la route du bateau, qui en pratique déviara tout de même de son cap d'un léger angle de dérive.

En équilibre statique, les forces existantes sont purement verticales et sont reprises à la Figure 1.14. La première, la pesanteur, s'applique au centre de gravité. La position de ce dernier peut varier lors de la navigation, de par le placement de l'équipage sur le bateau, l'usage de ballastes, etc. La seconde force présente est la poussée d'Archimède qui s'applique elle au centre de carène, qui est le centre de la partie immergée d'un bateau. La position du centre de carène est bien évidemment variable en fonction de l'inclinaison du bateau sur l'eau ; sa gîte, son assiette longitudinale.

Sur un monocoque, la force aérodynamique a tendance à translater horizontalement la position du centre de gravité. Si la position de ce dernier dépasse celle du centre de carène, il y a apparition d'un couple positif appelé couple de chavirage qui peut mener, comme son nom l'indique, au chavirage du bateau. Si le centre de gravité est à nouveau déplacé dans l'autre sens en repassant par le centre de carène, il y aura au contraire apparition d'un couple négatif appelé couple de

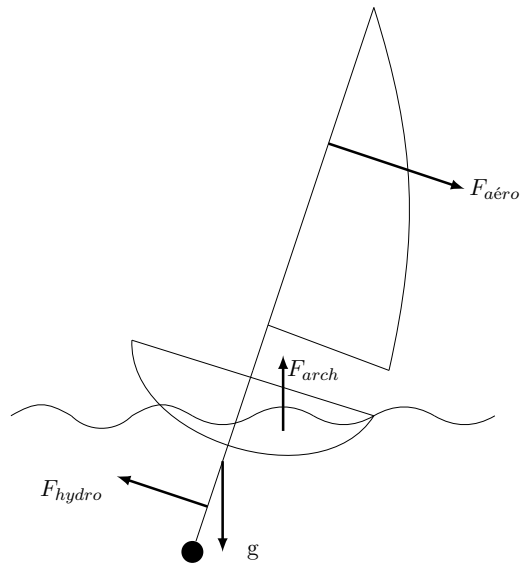


FIGURE 1.14 – Inventaire des forces sur un monocoque

redressement.

Ceci met en évidence l'utilisation des catamarans en voile de compétition. En effet, le principe de multiplier le nombre de coques rend déjà le bateau plus stable, car moins sensible aux variations de positions du centre de gravité, qui se situera dans la plupart des cas entre les deux points d'application de la force d'Archimède. Mais c'est surtout en termes de charge aérodynamique que cette configuration est intéressante. La force aérodynamique va à nouveau entraîner le catamaran à giter, et donc dans le cas d'un catamaran la coque au vent va sortir de l'eau. Le centre de carène sera donc délocalisé dans la partie submergée de la coque encore en contact avec l'eau comme illustré à la Figure 1.15. En considérant qu'un équipage se trouve sur la coque qui n'est plus immergée, le centre de gravité sera localisé quelque part près de cette même coque. Cela entraîne donc un couple de redressement "naturel" et permet donc d'atteindre des forces et donc aussi des vitesses bien plus importantes.

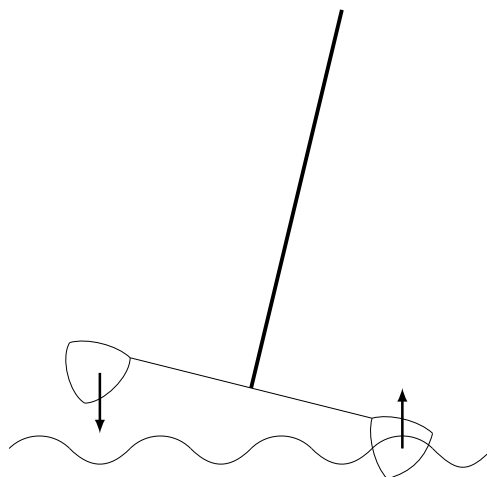


FIGURE 1.15 – Couple de redressement instauré par la configuration du catamaran

Il reste évidemment à mentionner les forces engendrées par la carène d'un bateau. Cependant, celles-ci ne sont pas développées vu l'étude plus approfondie de l'aérodynamique du bateau considéré dans ce travail.

1.2.3 Navigation aux allures montantes

Il est bien évidemment impossible de remonter directement face au vent à incidence nulle. C'est pourquoi le choix entre remonter avec un meilleur cap et remonter au vent le plus rapidement possible constitue à la fois un dilemme et un critère de performance important. On parle aussi en français de compromis cap/vitesse. C'est pourquoi a été introduit le paramètre de Velocity Made Good (VMG), qui est défini comme la distance parcourue parallèlement à la direction du vent à un temps donné.

$$VMG = V_V \sin(\alpha)$$

Où V_V est la composante de vent vitesse du bateau et α son angle d'attaque.

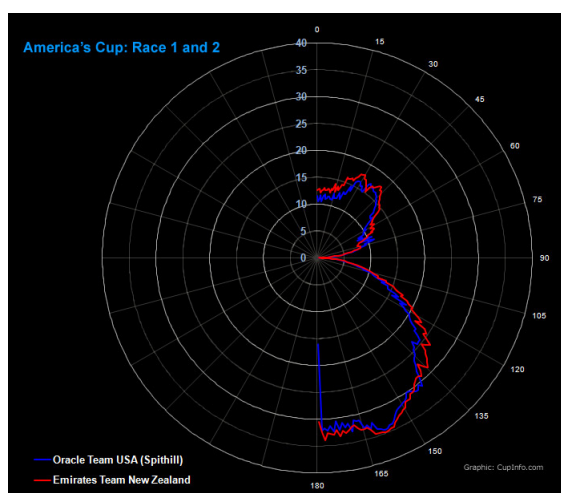


FIGURE 1.16 – Polaires VMG à angles de vent réel. Photo tirée du site <http://www.cupinfo.com/cupstats/index-ac-2013-r1-2.php>

Avant d'aller plus loin, il est opportun de signaler que le parcours de régates pour l'édition 2013 était constitué de 2 marques. Une placée au vent et une placée sous le vent. Les lignes de départ et d'arrivée étaient décalées par rapport au parcours, forçant les bateaux à effectuer 2 bords dits de "reaching" pour rejoindre la bouée au vent après le départ, et pour rejoindre l'arrivée après avoir effectué le parcours. Les bords de reaching consistent en des bords de navigation proche de 90° , qui laissent peu de place à la tactique.



FIGURE 1.17 – Parcours de régates pour l'édition 2013 de la coupe de l'America. Photo tirée du site <http://www.marinatimes.com/1203/americas-cup.php>

À la Figure 1.16, on peut voir un diagramme polaire de vitesse, sur lesquels la vitesse des bateaux est confrontée à la direction du vent réel. Ces données sont celles récoltées lors des deux premières manches de la finale de l'édition 2013. Sur les bords de reaching, proches de 90° , les valeurs de VMG ne sont bien sûr pas significatives puisque par définition $\sin(\alpha) \simeq 0$. Ce sont des résultats d'analyse, mais il est évident que la réflexion doit être faite dans l'autre sens. C'est-à-dire que la polaire de vitesse des bateaux doit être disponible avant la régates, de manière à pouvoir optimiser la navigation lors des manches. Pour parvenir à les déterminer, les équipes ont recours à un modèle physique très précis du bateau appelé "velocity prediction program" (VPP).

Prédiction de la vitesse

Le principe du VPP est qu'il simule l'accélération d'un bateau pour une vitesse et une direction de vent réel constante jusqu'à ce que l'équilibre des forces soit atteint. Il permet donc de donner la poussée nécessaire pour un certain moment de tangage, une fois le bateau ramené à vitesse constante.

1.2.4 Navigation aux allures portantes

Le VPP est également utilisé pour les allures portantes, puisqu'une descente avec le vent purement dans le dos n'est pas forcément le choix le plus rapide. En effet, de plus hautes vitesses de croisière peuvent être atteintes en empannant successivement de bord en bord. Pour ces allures, le régime peut devenir totalement turbulent, entraînant une augmentation de la traînée induite par les tourbillons de l'aile. Par équilibre de forces, cela entraîne également une augmentation des forces latérales sur les aérofoils immergés (safrans, dérives, foils). Une configuration pour un $C_{l,max}$ n'est donc pas forcément optimale, d'où le besoin de faire appel au VPP.

1.2.5 Récapitulatif

Après avoir étudié la physique des AC72, il semble clair que les ailes rigides doivent fournir les performances suivantes :

- Une finesse élevée, à savoir un haut ratio $\frac{C_l}{C_d}$ pour les allures montantes.
- Un bon C_l (le plus haut possible) pour des incidences élevées aux allures portantes.
- Une fraction corde premier élément/corde totale variant avec la hauteur de l'aile pour capturer le changement de vent apparent.

1.3 Mécanique des fluides numériques - CFD

1.3.1 Equations principales

Dans cette section, c'est l'évolution du milieu par l'intermédiaire de ses équations de conservation et de comportement qui sera étudiée. Les lois de conservation de la masse, la quantité de mouvement et l'énergie seront utilisées ici dans leur forme conservative, à savoir les équations de Navier-Stokes (N-S).

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0, \quad (1.1)$$

$$\frac{\partial \rho \mathbf{v}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \rho \mathbf{g}, \quad (1.2)$$

$$\frac{\partial \rho U}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} U) = \boldsymbol{\sigma} : \mathbf{d} + r - \nabla \cdot \mathbf{q}. \quad (1.3)$$

Hypothèses

Même si le fluide considéré - l'air - est un fluide compressible, l'écoulement sera considéré comme incompressible de par les faibles vitesses en jeu. On considère en effet que les effets de compressibilité sont négligeables pour des vitesses inférieures à mach $M = 0.3$. De plus, on s'affranchit de la dépendance temporelle en assumant que l'écoulement reste attaché en tout point du domaine et donc stationnaire. On reformule donc les équations N-S pression-vitesse en tenant compte de l'hypothèse d'incompressibilité et de stationnarité. [18]

$$\begin{aligned} \nabla \cdot \mathbf{v} &= 0, \\ \rho \frac{D\mathbf{v}}{Dt} &= -\nabla p + \nabla \cdot (2\mu \mathbf{d}) + \rho \mathbf{g} \end{aligned}$$

$$\text{où } \mathbf{d} = \frac{1}{2}((\nabla \mathbf{v}) + (\nabla \mathbf{v})^T)$$

Dans l'expression ci-dessus, le tenseur des contraintes a été développé en un terme de pression et un terme visqueux donnés par le modèle du fluide visqueux newtonien. On fait également l'hypothèse que les forces gravitationnelles sont négligeables. Finalement, les équations caractéristiques de l'écoulement sous la forme indicelle se réduisent à

$$\frac{\partial v_i}{\partial x_i} = 0, \quad (1.4)$$

$$u_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} = \frac{-1}{\rho} + \nu \left(\frac{\partial^2 v_i}{\partial x_j^2} + \frac{\partial^2 v_j}{\partial x_i \partial x_j} \right) \quad (1.5)$$

$$\text{où } \nu = \frac{\mu}{\rho} \text{ et où on aura noté que } \nabla \cdot (\nabla \mathbf{v}) = \nabla^2 \mathbf{v}$$

Ces équations sont respectivement appelées équation de continuité et équation de conservation de quantité de mouvement.

1.4 Écoulements proche-paroi

1.4.1 Physique de l'écoulement

Une caractéristique fondamentale des écoulements de fluides réels est qu'ils sont visqueux, et donc qu'ils adhèrent à la paroi plutôt que de glisser le long de celle-ci. Cette adhérence entraîne une production de tourbillon à sa surface, et la zone qui contient ce tourbillon est appelée "couche limite". [18]

Si on considère le cas qui nous intéresse, la vitesse caractéristique est la vitesse amont U_∞ . La dimension caractéristique est la corde du profil c . Le nombre de Reynolds caractéristique global est donc $Re_c = \frac{U_\infty c}{\nu}$. Au sein de la couche limite, les effets visqueux sont aussi importants que les effets d'inertie, ce qui permet de dégager une expression des équations développées précédemment pour l'épaisseur locale de couche limite δ à une distance $x = X$

$$\frac{\delta}{X} = \left(\frac{U_e X}{\nu} \right)^{-1/2} = Re_x^{-1/2}$$

Avec $U_e = u_e(x)$ l'ordre de grandeur de la vitesse horizontale, dominante dans la couche limite.

Avec la relation ci-dessus, on voit que l'épaisseur locale diminue en augmentant le nombre caractéristique de Reynolds. Les mailles doivent dès lors être très raffinées dans cette région si on veut capturer correctement le comportement de l'écoulement.

De plus, la plupart des écoulements laminaires deviennent instables à partir d'une certaine valeur du paramètre adimensionnel qui les caractérise avec l'apparition de petites perturbations. Après amplification de ces petites perturbations, l'écoulement passe par une séquence fort complexe de changements aboutissant à un écoulement instationnaire et désordonné appelé turbulence. La turbulence est principalement caractérisée par d'importantes fluctuations temporelles et spatiales en amplitude, et ce dans plusieurs échelles physiques [18]. Le phénomène de turbulence donne également lieu à l'apparition de tourbillons (eddies) interagissant entre eux sans motif apparent, et ces structures tourbillonnaires sont de tailles variables. Il existe en effet de grands tourbillons d'une taille comparable à celle de l'épaisseur de la couche limite, et d'autres tourbillons plus petits d'une taille correspondant à la "longueur de Kolmogorov". Cette échelle permet également d'expliquer le besoin d'un maillage extrêmement fin dans cette région.

Pour cela cependant, il est nécessaire de mieux comprendre le comportement de ces structures tourbillonnaires. D'un point de vue énergétique, l'énergie cinétique de l'écoulement pénètre la turbulence aux plus grandes échelles du mouvement. Cette dernière est transférée aux plus petites échelles jusqu'à ce que le nombre de Reynolds local, $Re(l) = u(l)l/\nu$, soit assez petit que pour que le mouvement des tourbillons soit stable et que l'énergie soit dissipée efficacement par action visqueuse. Physiquement, le processus est un processus de dissolution des grosses structures en plus petites par des phénomènes de torsion et d'étirement. Cette théorie émise par Richardson est appelée "cascade énergétique". Kolmogorov a lui été plus loin en déterminant l'échelle de cette zone stabilisée du mouvement. Ses travaux se basent sur 3 hypothèses dont la première nous sera utile dans ce contexte. [13]

Cette hypothèse est l'hypothèse d'isotropie locale et s'énonce comme tel : "Pour des nombres de Reynolds suffisamment élevés, les mouvements turbulents à petites échelles ($l \ll l_0$) sont statistiquement isotropiques". Ici, l_0 est la longueur caractéristique des grands tourbillons (large eddies), assimilable à l'échelle de longueur caractéristique de l'écoulement. Les plus gros tourbillons sont considérés eux comme anisotropes comme ils sont tributaires des conditions frontières de l'écoulement. Cependant, l'information directionnelle (comme par exemple la géométrie) de

ces larges structures est perdue lors du passage d'énergie dans la "cascade". En conséquence, les statistiques clés des mouvements à petites échelles sont, dans un sens, universelles. [13]

Donc, à petite échelle, tous les champs de vitesse turbulents à haut nombre de Reynolds sont statistiquement similaires. Ceci permet finalement d'établir une échelle "universelle". L'échelle de Kolmogorov se base sur 2 paramètres, à savoir le taux de dissipation de l'énergie cinétique de turbulence $\bar{\epsilon}$ qui représente l'énergie transmise, et la dissipation visqueuse ν . L'intérêt porte sur l'échelle de longueur, qui est exprimée comme

$$\eta = \left(\frac{\nu^3}{\bar{\epsilon}} \right)^{1/4}$$

La variation avec le nombre de Reynolds de l'échelle de Kolmogorov est dégagée par [13] et donnée par

$$\frac{\eta}{l_0} \sim Re^{-3/4}$$

A haut nombre de Reynolds, l'échelle de Kolmogorov est donc bien plus faible que celle des gros tourbillons, et à nouveau un maillage très raffiné est nécessaire pour les capturer.

Pour récapituler, on voit qu'à hauts nombres de Reynolds, comme c'est le cas dans notre problème, l'épaisseur caractéristique de couche limite ainsi que la taille des plus petits tourbillons caractéristiques de la turbulence sont très faibles, entraînant le besoin d'une discrétisation adaptée et donc un maillage très précis de manière à capturer correctement le comportement de l'écoulement dans cette zone et résoudre directement les équations de couche limite. Au vu des requis de puissance de calcul, cette approche de simulation numérique directe (DNS) n'est pas envisageable pour des hauts nombres de Reynolds. C'est pourquoi nous utiliserons des modèles de turbulence afin de mimétiser le comportement proche paroi de l'écoulement.

1.5 Approche statistique de Reynolds

Considérons dès lors l'approche utilisée par Reynolds pour la modélisation des effets moyens de la turbulence. Dû à la turbulence, les grandeurs physiques de l'écoulement comme la vitesse ou la pression, qui sont bien évidemment des fonctions du temps, font face à des fluctuations rapides et de large amplitude (Figure 1.18 [19]). Ces fluctuations turbulentes sont caractérisées par le temps T_f correspondant aux fluctuations les plus lentes. Les équations caractéristiques de l'écoulement turbulent font usage des moyennes temporelles des grandeurs physiques considérées, ces moyennes étant effectuées sur un temps T bien plus long que le temps caractéristique T_f .

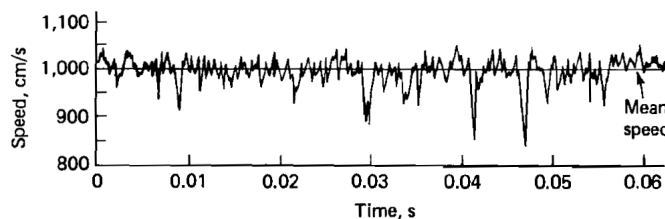


FIGURE 1.18 – Mesures, au fil chaud, d'une composante de vitesse en un point d'un écoulement turbulent

1.6 Equations moyennées de Reynolds (RANS)

Il est évident qu'un écoulement incompressible turbulent d'un fluide visqueux newtonien satisfait les équations développées plus haut : il est lui aussi incompressible. Les équations de conservation pour la moyenne des grandeurs physiques sont obtenues en considérant que les opérateurs de moyenne commutent à la fois avec les opérateurs de dérivation spatiale et temporelle pour autant que les écoulements avec moyenne varient lentement dans le temps [18]. La résolution se fait finalement sur l'écoulement moyen.

$$\frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_j} = 0 \quad (1.6)$$

$$\rho \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{v}_i \bar{v}_j + \overline{v'_i v'_j}) \right) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \rho g_i + \frac{\partial \bar{\tau}_{ij}}{\partial x_j} \quad (1.7)$$

Au sein de l'équation de conservation de quantité de mouvement, un terme additionnel apparaît dû à la turbulence, le tenseur de contraintes effectives

$$\bar{\sigma}_{ij}^t = -\rho \overline{v'_i v'_j}$$

Mieux connu sous le nom de "Tenseur de Reynolds" (Reynolds stresses). Ce terme dû à la turbulence est un terme qu'il faut modéliser à partir de quantités disponibles à partir de l'écoulement moyen, ce qui représente le problème épineux de la "fermeture des équations" moyennées en turbulence. [18]

On décompose généralement le tenseur de Reynolds en une partie sphérique et une partie déviatoire

$$\bar{\sigma}_{ij}^t = \bar{\tau}_{ij}^t - \frac{1}{3} \bar{\sigma}_{kk}^t \delta_{ij}$$

La trace du tenseur de Reynolds est liée à l'énergie cinétique des fluctuations de turbulence via

$$\bar{\sigma}_{kk}^t = -\rho \overline{v'_k v'_k} = -2\rho \bar{k}$$

où

$$\bar{k} = \frac{1}{2} \overline{v'_k v'_k}$$

Comme toutes les échelles de la turbulence sont modélisées, la résolution requise pour le maillage est fortement diminuée comparée à la DNS. Ceci réduit donc les coûts de calculs de manière significative. Cependant, comme on se base sur les paramètres moyens d'écoulements turbulents, il faut notifier que les méthodes RANS éprouvent des difficultés à prédire correctement les effets instationnaires d'écoulements fortement décrochés à hauts nombres de Reynolds [16].

1.6.1 Modèles de fermeture de type "viscosité effective de turbulence"

Ces modèles utilisent une fermeture faisant appel à la viscosité effective de turbulence, μ_t . Si on fait l'hypothèse que la partie déviatoire du tenseur des contraintes de Reynolds est modélisée comme simplement proportionnel au tenseur des taux de déformation de l'écoulement moyen, on obtient un modèle isotrope. On se base sur le modèle du fluide visqueux newtonien.

$$\bar{\tau}_{ij} = 2\mu\bar{d}_{ij}$$

Par analogie, on écrit

$$\bar{\tau}_{ij}^t = 2\mu_t\bar{d}_{ij}$$

Ce qui permet de remplacer le tenseur de Reynolds par 2 nouveaux termes inconnus, μ_t et \bar{k} . Il va évidemment falloir les modéliser, comme il sera vu plus tard.

1.6.2 L'hypothèse de longueur de mélange de Prandtl

Afin de définir clairement le profil de viscosité effective de turbulence, l'hypothèse de longueur de mélange est utilisée. Cette dernière se base sur une analogie avec la théorie moléculaire de viscosité venant de la théorie cinétique des gazs. Pour un gaz, la viscosité apparaît via le transfert de quantité de mouvement à travers le gradient de vitesse, dû au mouvement aléatoire des molécules. Prandtl a lui fait l'hypothèse que les tourbillons turbulents améliorent ce transfert de quantité de mouvement en augmentant le processus de diffusion moléculaire.

Le profil de viscosité effective de turbulence est définie comme

$$\nu_t = \frac{-\overline{u'v'}}{\frac{d\bar{u}}{dy}} \quad (1.8)$$

La viscosité moléculaire n'est dominante que dans une petite région très proche de la paroi (qui sera appelée zone I ou sous-couche laminaire dans la suite). Dans la partie complètement turbulente de l'écoulement (zone III dans la suite), c'est la viscosité effective de turbulence qui est dominante.

1.6.3 Modélisation des écoulements proche-paroi

Comme il a été mentionné plus tôt, la région proche paroi est divisée en plusieurs zones. Pour exprimer cette proximité, il faut définir les notations dites "normalisées en terme de coordonnées adimensionnelles" [18].

$$y^+ = \frac{y\bar{u}_\tau}{\nu} \quad , \quad \bar{u}^+ = \frac{\bar{u}}{\bar{u}_\tau}$$

où \bar{u}_τ est la vitesse de frottement définie comme

$$\bar{u}_\tau = \sqrt{\frac{\bar{\tau}_w}{\rho}}$$

- Zone I : sous-couche laminaire, $y^+ \simeq 5$
 Cette zone proche de la paroi sans glissement est à dominance laminaire. Dans cette zone, les fluctuations turbulentes sont amorties, menant à un profil d'écoulement laminaire. La valeur de la viscosité effective de turbulence est dès lors proche de 0 [2].
- Zone II : zone tampon, $5 < y^+ < 30$
 Au sein de cette zone, les contraintes de cisaillement classiques et de turbulence sont du même ordre de grandeur, sans pour autant connaître la proportion exacte de chacune.

- Zone III-a : zone à dominance turbulent proche-paroi, $30 \leq y^+ \leq 70 \sim 90$
La zone III est à dominance turbulente, mais se doit d'être séparée en une partie proche-paroi exprimable en coordonnées adimensionnelles internes, et le reste exprimé en variables externes faisant intervenir la dimension globale du problème.
- Zone III-b : reste de la zone à dominance turbulente

Profil de vitesse

Dans la zone proche-paroi, ce dernier est exprimable en coordonnées internes. La loi de la paroi désigne un profil de vitesse universel dans cette région, appelé à juste titre "profil logarithmique"

$$\bar{u}^+ = \frac{1}{\kappa} \log(y^+) + C \quad (1.9)$$

Selon les récentes investigations à hauts nombres de Reynolds, les constantes κ et C prennent respectivement les valeurs de 0.38 et 4.1 ± 0.1 ⁵.

Lorsqu'on conduit une étude CFD comme celle-ci, deux approches sont envisageables pour tenir compte de la présence des parois.

La première consiste à résoudre explicitement l'écoulement jusqu'à la paroi, en intégrant les équations qui le régit à travers la couche limite. Cette pratique est souvent utilisée dans le cas où les nombres de Reynolds sont faibles, car elle est très coûteuse en termes de maillage. Cependant, elle peut s'avérer nécessaire dans le cas de problèmes aérodynamiques nécessitant de calculer précisément les coefficients C_l et C_d . Raison pour laquelle cette option a été retenue dans cette étude CFD. La condition à remplir pour résoudre convenablement la sous-couche laminaire est de garantir que la taille de première maille, soit $y^+ < 5$.

L'autre manière de faire est de faire appel au profil logarithmique universel donné en (1.9) dans la zone proche des parois. Cette méthode fait donc appel à un modèle de paroi, afin de lier le domaine de calcul à la paroi. La taille de première maille doit dans ce cas satisfaire une autre condition. En effet, elle doit se trouver en coordonnées adimensionnelles entre

$$30 < y^+ < 300$$

1.7 Modélisation de la turbulence

Supposons que l'on désire modéliser un écoulement turbulent, et que l'on cherche une solution numérique aux équations de Navier-Stokes instationnaires. Cette approche est appelée résolution numérique directe (DNS) et n'est applicable comme outil de recherche que dans le cas d'écoulements à bas nombres de Reynolds. En effet, pour couvrir toutes les échelles spatiales et temporelles, le coût calculatoire d'un tel écoulement est de l'ordre de $\mathcal{O}(Re^3)$ [9]. La difficulté rencontrée avec la DNS réside donc dans les requis de discrétisation spatiale ainsi que dans l'adaptation de l'échelle temporelle. Au final, l'extraction des quantités à moyenner requière l'analyse et le stockage d'un nombre important de données. Si important que les ressources calculatoires nécessaires dépassent vite celles qui sont disponibles, ce qui justifie l'utilisation de modèles de turbulence pour bypasser ce problème.

5. Selon les travaux de Alfredson et al. (2013) qui donnent $\kappa = 0.378$ et $C = 4.0 - 4.2$ et arrondis à deux chiffres significatifs

Le but des modèles présentés succinctement est donc de déterminer avec précision la viscosité effective de turbulence en passant par une ou plusieurs quantités de turbulence dont les équations peuvent varier d'un modèle à l'autre.

1.7.1 Modèle à une équation Spalart-Allmaras

Le modèle de Spalart-Allmaras (SA) est un modèle de turbulence à une équation destiné à de multiples écoulements, dont les écoulements aérodynamiques externes majoritairement attachés en particulier. Dans ce modèle, la variable dépendante est la viscosité effective de turbulence. Celle-ci est liée au tenseur de Reynolds, comme mentionné auparavant (1.8). Le modèle fait également hypothèse que la turbulence est dans un état homogène et isotropique. Le comportement de la viscosité de turbulence, est régit comme tout autre scalaire transportable par une équation de transport [2]. Dans le cas SA, elle est donnée par [2]

$$\frac{\partial \nu_t}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla \nu_t - \nabla \cdot \mathbf{b} = \Psi \quad (1.10)$$

où \mathbf{b} désigne le flux diffusif

$$\mathbf{b} = \frac{1}{\vartheta} (\nu + \nu_t) \nabla \nu_t \quad (1.11)$$

et Ψ les termes sources de production, transport et dissipation du membre de droite

$$\Psi = c_{b1} S \nu_t + \frac{1}{\vartheta} c_{b2} (\nabla \nu_t)^2 - c_{w1} f_w \left(\frac{\nu_t}{d} \right)^2 \quad (1.12)$$

On note aussi que

$$f_w = g \left(\frac{1 + c_{w3}^6}{g^6 + c_{w3}^6} \right)^{1/6}, \quad g = r + c_{w2} (r^6 - r)$$

$$r = \frac{\nu_t}{S \kappa^2 d^2}$$

$$S = |\nabla \times \mathbf{u}| + \frac{\nu_t f_{v2}}{\kappa^2 d^2}$$

d étant la distance à la paroi sans glissement.

Coefficients de fermeture

$$c_{b1} = 0.1355, \quad c_{b2} = 0.622, \quad c_{w2} = 0.3, \quad c_{w3} = 2.0, \quad \vartheta = 2/3,$$

$$\kappa = 0.41, \quad c_{v1} = 7.1, \quad c_{w1} = \frac{c_{b1}}{\kappa^2} + \frac{1 + c_{b2}}{\vartheta}$$

Comme la quantité viscosité de turbulence a un comportement linéaire près de la paroi, la résolution en est simplifiée. Elle est même plus facile à déterminer que la vitesse elle-même, en comparaison avec d'autres variables comme l'énergie cinétique de turbulence \bar{k} ou son taux de dissipation $\bar{\epsilon}$. En conséquence, le maillage ne requiert pas d'être raffiné dans cette zone contrairement à d'autres modèles de turbulence à plusieurs équations.

1.7.2 Modèle $k-\epsilon$

Le modèle $k - \epsilon$ est le plus populaire des modèles à deux équations⁶. Il a été proposé la première fois par Jones et Launder [14] [20]. Le modèle vise à s'affranchir de la viscosité effective de turbulence comme variable indépendante et à obtenir une équation exacte pour ϵ et des hypothèses de fermeture correcte pour l'équation qui régit son comportement. [20] Les hypothèses suivantes sont faites

$$\begin{aligned} \mu_t &\sim \rho V_t l_m && \text{Prandtl} \\ V_t &\sim \sqrt{\bar{k}} && \text{Turbulence isotropique} \\ l_m &\sim l_\epsilon \sim C_D \frac{k^{3/2}}{\epsilon} && \text{Estimation de l'échelle de dissipation} \end{aligned}$$

Pour arriver à la définition du modèle standard [20]

Viscosité effective de turbulence

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{\bar{k}^2}{\bar{\epsilon}}$$

Energie cinétique de turbulence

$$\rho \frac{\partial \bar{k}}{\partial t} + \rho U_j \frac{\partial \bar{k}}{\partial x_j} = \tau_{ij} \frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \rho \bar{\epsilon} + \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial \bar{k}}{\partial x_j} \right]}_{\text{Diffusion d'én. cinétique de turbulence}} \quad (1.13)$$

Taux de dissipation

$$\rho \frac{\partial \bar{\epsilon}}{\partial t} + \rho U_j \frac{\partial \bar{\epsilon}}{\partial x_j} = C_{\epsilon 1} \frac{\bar{\epsilon}}{k} \tau_{ij} \frac{\partial U_i}{\partial x_j} - C_{\epsilon 2} \rho \frac{\bar{\epsilon}^2}{k} + \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \bar{\epsilon}}{\partial x_j} \right]}_{\text{Diffusion du taux de dissipation}} \quad (1.14)$$

L'expression $\tau_{ij} \frac{\partial U_i}{\partial x_j}$ abritant notamment les termes de génération d'énergie cinétique de turbulence due aux gradients de vitesse moyens ainsi qu'à la flottabilité.

Coefficients de fermeture

$$C_{\epsilon 1} = 1.44, \quad C_{\epsilon 2} = 1.92, \quad C_\mu = 0.09, \quad \sigma_k = 1.0, \quad \sigma_\epsilon = 1.3$$

Ces valeurs ayant été déterminées au fil des années à l'aide d'expériences conduites avec de l'air et de l'eau pour des écoulements turbulents fondamentaux.

6. Ils se basent sur deux équations pour fermer le modèle, une pour \bar{k} et une pour $\bar{\epsilon}$

Le modèle $k - \epsilon$ standard offre des résultats satisfaisants et bon marché pour un bon nombre d'écoulements. Cependant, le modèle a pour réputation de ne pas se prêter correctement aux écoulements détachés, ou encore aux écoulements dont les lignes de courant sont fortement déviées sous l'effet d'une courbure.

1.7.3 Modèle $k - \omega$ SST

Le modèle $k - \omega$ SST (shear-stress transport) est une amélioration du modèle standard $k - \omega$, et s'agit également d'un modèle à deux équations. Il introduit un changement progressif au long de la région dans laquelle se trouve la couche limite. La partie interne, comprenant l'écoulement à bas nombre de Reynolds est résolue avec le modèle standard. La partie externe de la couche limite, où l'on retrouve la partie de l'écoulement à haut nombre de Reynolds est traitée avec le modèle standard $k - \epsilon$ décrit auparavant.

Ce modèle introduit une nouvelle quantité $\bar{\omega}$, le taux de dissipation spécifique. Il est défini comme

$$\bar{\omega} = \frac{1}{C_\mu} \frac{\bar{\epsilon}}{\bar{k}}$$

La viscosité effective de turbulence est alors modélisée par

$$\mu_t = \rho \frac{\bar{k}}{\bar{\omega}}$$

Les équations qui régissent le modèle sont deux équations de transport très semblables à celles données pour le modèle $k - \epsilon$, l'une pour \bar{k} et l'autre pour $\bar{\omega}$ [20].

Energie cinétique de turbulence

$$\rho \frac{\partial \bar{k}}{\partial t} + \rho \bar{u}_i \frac{\partial \bar{k}}{\partial x_i} = \tau_{ij} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \beta^* \rho \bar{k} \bar{\omega} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma^* \mu_t) \frac{\partial \bar{k}}{\partial x_j} \right] \quad (1.15)$$

Taux de dissipation effectif

$$\rho \frac{\partial \bar{\omega}}{\partial t} + \rho \bar{u}_j \frac{\partial \bar{\omega}}{\partial x_j} = \alpha \frac{\bar{\omega}}{\bar{k}} \tau_{ij} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \beta \rho \bar{\omega}^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma \mu_t) \frac{\partial \bar{\omega}}{\partial x_j} \right] \quad (1.16)$$

Coefficients de fermeture

$$\alpha = 5/9, \quad \beta = 3/40, \quad \beta^* = 9/100, \quad \sigma = 1/2, \quad \sigma^* = 1/2$$

1.7.4 Confrontation des modèles

Comme il n'y a aucune donnée expérimentale disponible sur lesquelles se baser afin de dégager un modèle plus adapté au problème considéré, les 3 modèles seront dans un premier temps considérés comme valables, tous autant les uns que les autres. Bien sûr, il serait possible de se procurer les résultats d'expériences menées sur chaque profil considéré séparément, à savoir un NACA0025 et NACA0010 et tirer des conclusions quant à la qualité des modèles. Cependant, cette approche n'a pas été développée dans ce travail, tant le profil multi-element est différent

d'un simple profil symétrique.

1.8 Maillage

Afin de résoudre l'écoulement autour de l'aérofoil dans notre domaine physique de calcul, ce dernier doit être partitionné en sous-domaines via maillage. Ce maillage se doit d'être le plus raffiné possible aux endroits critiques présentant d'importants gradients. La logique de maillage sera expliquée plus loin. Dans cette section, on se contente de présenter les différents types de maillages applicables à notre problème.

1.8.1 Maillages structurés

Dans le cas d'une grille structurée, une fonction de mapping est créée pour lier la nature curviligne du domaine physique en une grille cartésienne. Cela permet d'identifier et d'accéder rapidement à un quelconque point du voisinage d'un autre point quelconque. Cependant, afin de préserver la structure du maillage, il est évident qu'on ne peut ajouter un point n'importe où si on le juge nécessaire. En effet, si on se base sur la Figure 1.19 ci-dessous, on voit que si l'on ajoute un point entre (i, j) et $(i + 1, j)$ on devra également au moins en ajouter entre $(i, j + 1)$ et $(i + 1, j + 1)$ et symétriquement entre $(i, j - 1)$ et $(i + 1, j - 1)$ [12][7].

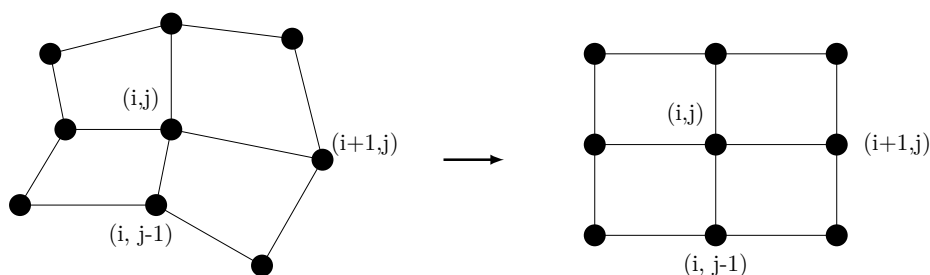


FIGURE 1.19 – Fonction de mapping

Il existe principalement 3 sortes de maillages structurés appliqués à des corps profilés à savoir les maillages en O, les maillages en C et les maillages en H .

Maillages en O (O-mesh)

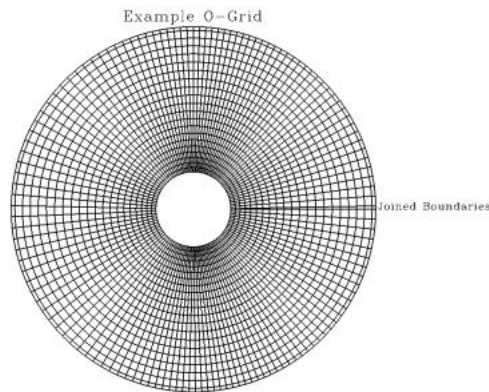


FIGURE 1.20 – Maillage en O structuré [12]

Les maillages en O sont des maillages structurés avec un profil circulaire autour du corps profilé. Ils consistent donc en lignes de points dont les derniers points rejoignent les premiers. Radialement, on a donc un maillage de plus en plus grossier au fur et à mesure qu'on s'éloigne de la région proche du profil. A la Figure 1.20, on constate un trou dans un certain rayon de proximité. On y reviendra mais cela vient du fait que pratiquement, on définit 2 domaines circulaires à environs 5 et 15 cordes du centre des domaines définissant ainsi la zone d'intérêt de l'écoulement.

Maillages en C (C-mesh)

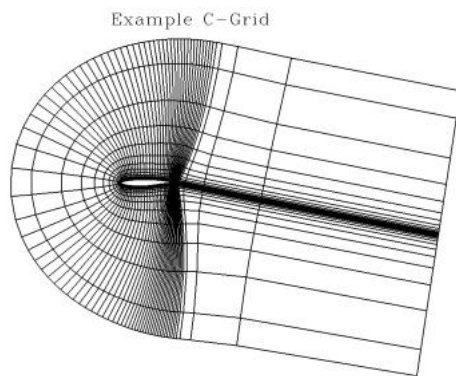


FIGURE 1.21 – Maillage en C structuré [12]

Ce maillage structuré contourne le bord d'attaque du profil considéré en formant un "C" et continue au delà du bord de fuite. Un tel maillage permet un raffinement proche du corps et dans la région du bord de fuite et de son sillage. Cependant, il ne peut être appliqué facilement qu'à des géométries simples, pratiquement à des profils mono-éléments.

Maillages en H (H-mesh)

Les maillages en H sont typiquement tous les maillages qui ne sont ni en O ni en C, comme par exemple le premier maillage considéré à la Figure 1.19.

Maillages non-structurés

Les maillages non-structurés représentent une alternative très flexible et adaptée aux géométries complexes. Pour ces maillages, les géométries utilisées pour affiner ou rendre grossier certaines zones sont soit des triangles soit des quadrilatères (ou des tétraèdres et hexaèdres en 3D). Notons qu'un maillage structuré peut toujours être transformé en non-structuré, l'inverse n'étant pas forcément vrai [12]. Les types de maillage (O,C,H) sont donc bien sûr traduisibles en maillages non-structurés.

1.9 Récapitulatif de la revue littéraire

La recherche dans l'état actuel ne permet pas de suggérer un modèle de turbulence précis adapté au cas étudié ici. Le choix du maillage relève lui plutôt d'un compromis entre plusieurs approches afin de générer une grille adaptée à la géométrie complexe du profil multi-éléments et qui ne soit pas trop coûteuse d'un point de vue des requis de calcul.

Chapitre 2

Méthodologie

2.1 Description du problème

Comme nous l'aura montré l'analyse documentaire, aucune donnée expérimentale significative n'est disponible pour valider les résultats qui seront engendrés par les choix de maillage et de modèles de turbulence. Cette application novatrice d'une aile est très ciblée, et c'est ce qui rend les recherches et publications à son sujet très rares en comparaison avec le domaine de l'aviation par exemple. Sans validation expérimentale, l'idée de ce document est de fonder une confiance aux résultats simulatoires en confrontant à la fois différents maillages et différents modèles de turbulence.

En effet, l'étude se fera sur deux axes. Premièrement, les modèles de turbulence Spalart-Allmaras, SST $k - \omega$ et $k - \epsilon$ seront confrontés pour essayer de minimiser l'erreur possible avec les hypothétiques résultats expérimentaux et de dégager un modèle adapté à la physique particulière du profil multi éléments considéré. Les polaires de portance et de traînée seront construites en utilisant chaque modèle et ensuite mises en conflit afin de dégager la méthode la plus appropriée à notre problème. D'autre part, une étude de raffinement de maillage sera menée pour comparer le maillage généré via l'outil meshing de l'ANSYS workbench avec un maillage construit à la main.

Cela permettra de justifier le fait que les ailes rigides sont relativement supérieures aux voiles traditionnelles en instaurant une rigueur de maillage et de calcul pour ce domaine très fermé. Avec l'édition 2017 qui vient de s'achever, c'est un domaine qui soulève beaucoup d'investissements en R&D. Cependant, vu la compétitivité en jeu, ces recherches sont protégées et relèvent d'une vraie boîte de pandore, de plus que les gagnants ont l'avantage de pouvoir préserver le fruit de leurs recherches.

2.2 L'aile et airfoil

2.2.1 Réglage de l'aile

Comme il a été dit dans la revue littéraire, la géométrie sur laquelle est basée l'étude de performance a été déduite de la Figure 1.3. Les profils ont été approximés par des profils symétriques NACA, dont l'épaisseur est déduite par analyse géométrique. La demi-épaisseur d'un tel profil est donnée par l'équation suivante.

$$y_t = \frac{t}{0.2} \left(0.2969 \left(\frac{x}{c} \right)^{1/2} - 0.1260 \left(\frac{x}{c} \right) - 0.3516 \left(\frac{x}{c} \right)^2 + 0.2843 \left(\frac{x}{c} \right)^3 - a_4 \left(\frac{x}{c} \right)^4 \right)$$

Le paramètre a_4 prend les valeurs

$$a_4 = a_{4c} = -0.1036$$

$$a_4 = a_{4o} = -0.1015$$

Si on considère des profils fermés ou ouverts respectivement. Les deux cas seront considérés dans la génération des maillages 2D. Le paramètre t représente l'épaisseur maximale en fraction de la corde. L'élément principal est représenté par un profil NACA0025 ($t = 0.25$) et l'élément secondaire par un profil NACA0010 ($t = 0.10$).

L'inclinaison de l'élément secondaire est déduite de la même façon, en ayant préalablement déterminé le centre de rotation de cet élément par rapport à l'élément principal. Ce dernier se trouve aux coordonnées $x/c = 0.8919$ et l'inclinaison est de 18° par rapport à l'horizontale. L'écart entre les deux profils est de 0% de la corde totale. Une fois l'élément auxiliaire ramené à l'horizontale, les deux éléments sont donc en contacts. Il semble opportun à ce niveau de préciser que bien que ces profils soient non porteurs.¹, la combinaison des deux (comme considérée ici) entraîne une portance non nulle à incidence nulle. En effet, la résultante théorique des deux éléments serait un aérofoil avec cambrure, qui est justement un type d'aérofoils porteurs.

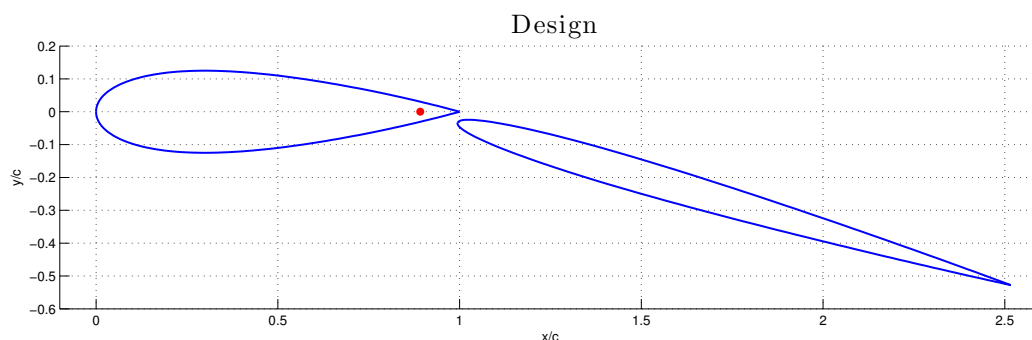


FIGURE 2.1 – Design quantitatif généré avec des profils fermés

L'incidence nulle est définie à partir de l'élément principal. Une incidence nulle, $\alpha = 0^\circ$, correspond à la situation où la corde c de cet élément est alignée avec le vecteur vitesse amont. Il faut également définir la corde totale c_{tot} du profil multi-éléments entier. C'est la ligne qui joint le bord d'attaque du profil amont au bord de fuite du profil aval. C'est autour de cette corde

1. Pour une incidence nulle, les profils sont dits non-porteurs si leur coefficient de portance est nul

totale que va se baser l'angle d'attaque réellement considéré en simulations numériques.

En effet, l'angle d'attaque effectif α_c peut désormais être défini comme étant l'angle mesuré à partir de la corde totale c_{tot} . Quand $\alpha = 0^\circ$, on a donc $\alpha_c \simeq 11.82^\circ$ dans le cas de base considéré ; à savoir avec un écart inter-profil nul et une déflexion constante de 18° .

2.3 Définition du domaine de calcul

2.3.1 Profils tronqués

À la Figure 2.2, on peut voir le domaine de calcul défini sur le DesignModeler utilisé pour le maillage des profils tronqués qui sera créé avec l'outil meshing d'ANSYS. Le domaine est centré sur le point milieu de la géométrie, situé sur l'axe de l'élément principal et à la moitié de la corde totale c_{tot} qui est la somme des cordes de chaque élément. On retrouve donc naturellement les 2 éléments, encapsulés dans un domaine circulaire restreint qui s'étend jusque $4c_{tot}$.

En s'éloignant radialement, on entre dans un autre domaine circulaire, plus lointain. Ce dernier est séparé en 2 demi-domaines afin de dégager une zone d'entrée² et une zone de sortie³ pour la simulation. Il s'étend jusque $15c_{tot}$ radialement. Les zones d' "inlet" et "outlet" seront définies comme des sélections nommées lors du maillage, directement interprétables par le module Fluent pour le paramétrage des conditions frontières.

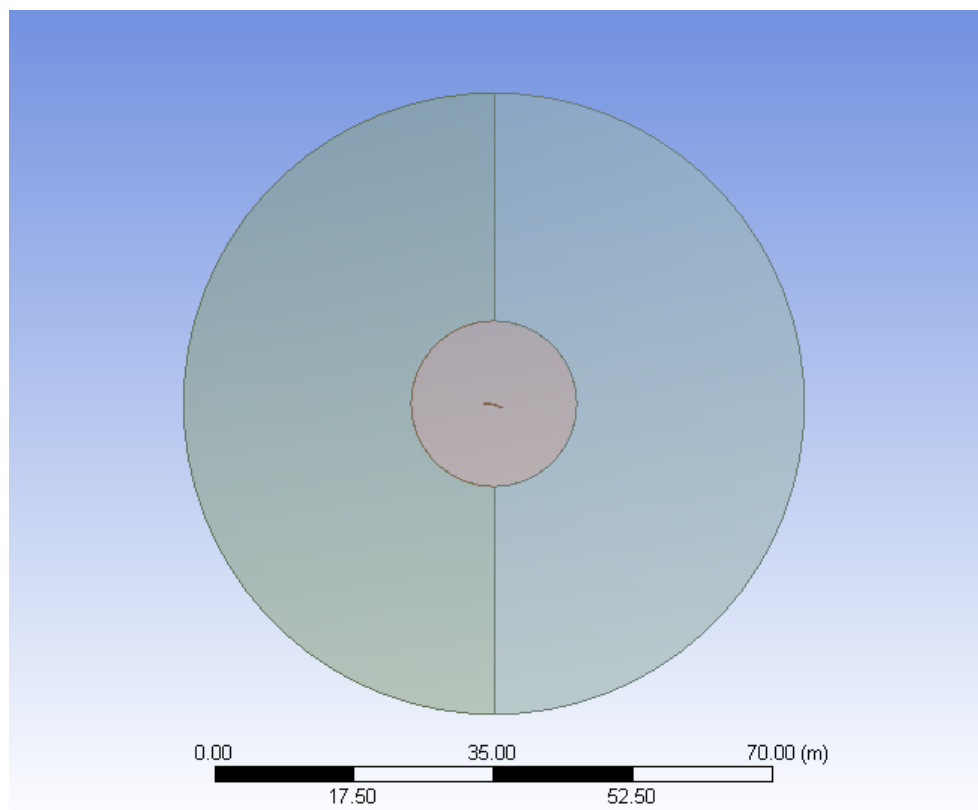


FIGURE 2.2 – Domaine total défini dans le DesignModeler

2. Appelée inlet pour les simulations

3. Appelée outlet pour les simulations

Les simulations vont naturellement être conduites pour plusieurs incidences. Pour modéliser l'incidence, plutôt que de toucher aux conditions frontières de la résolution à proprement dite, c'est la géométrie des profils qui bouge suivant une fonction de rotation définie dans le Design-Modeler autour du centre du domaine, et ce lors de la création de la géométrie du domaine.

Le fait de garder un écoulement purement horizontal permet de ne pas se préoccuper des points délicats du domaine qui sont confondus entre inlet et outlet, à $(0, R)$ et $(0, -R)$. R étant le rayon extérieur du domaine. En effet, imposer deux conditions différentes sur ces deux sélections nommées que sont l'inlet et l'outlet avec un angle d'attaque peut poser des difficultés de convergence et de précision aux points confondus entre les deux.

2.3.2 Profils fermés

Pour le second maillage, l'outil GMSH a été préféré à celui proposé sur le workbench d'ANSYS. L'idée est donc de se baser sur la physique de notre écoulement particulier pour définir un maillage. Cette fois-ci, des profils pointus et non tronqués sont utilisés. Le maillage de la Figure 2.3 est adapté à une incidence de 15° , typique d'une navigation aux allures montantes. L'analyse de cet écoulement, qui sera menée plus tard, a donc servi à définir un maillage approprié en faisant recours à du "reverse engineering".

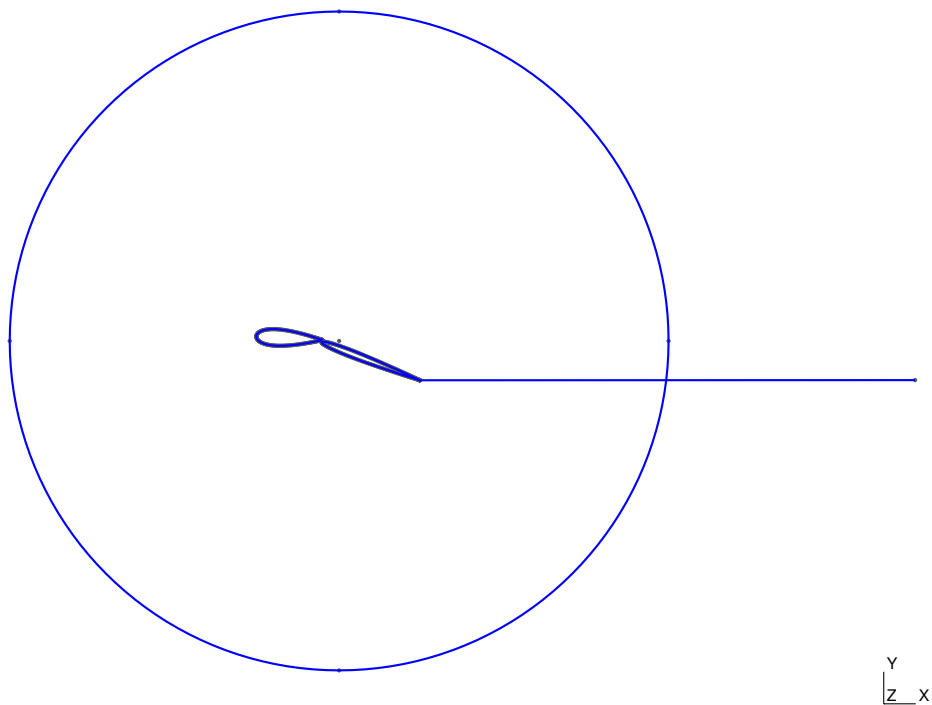


FIGURE 2.3 – Exemple de domaine défini à 5 cordes sur GMSH

Le domaine est défini à 10^4 cordes totales, contre les 15 pour le domaine de calcul sur le module "Meshing" de ANSYS. En effet, les résultats des premières simulations ont révélé que la partie intéressante de l'écoulement était capturée bien avant 15 cordes c_{tot} . Dans la définition de la géométrie de ce maillage, une ligne a également été dessinée horizontalement

4. Pour les figures, un domaine circulaire de rayon $R = 5$ est considéré par soucis de visibilité

à partir du bord de fuite du second profil. Cela a été fait dans le but d'adapter le maillage pour qu'il capture le plus précisément possible le sillage des 2 profils. Celui-ci, comme il sera vu plus tard, se cantonne à une boîte d'une certaine largeur aft du bord de fuite du profil auxiliaire.

2.4 Génération des maillages 2D

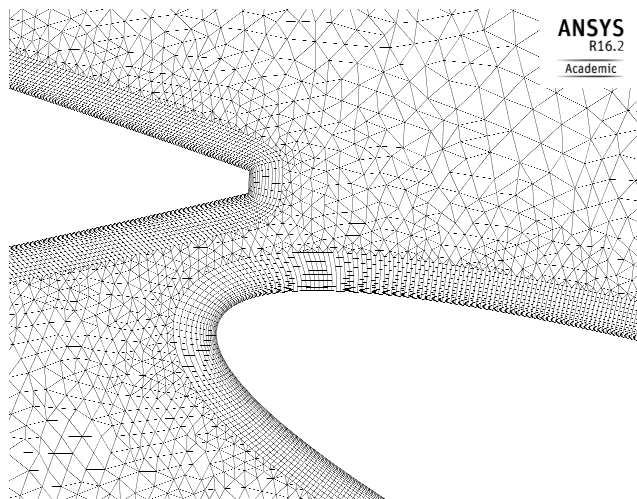
On peut donc se demander si la qualité du maillage influencera la convergence et la précision des simulations. Voilà pourquoi l'étude de l'influence du maillage a une grande importance dans ce travail. Le but de cette section est de définir deux maillages en vue d'étudier l'indépendance, ou non, du nombre de mailles et de la définition générale de chaque concept. Vu la complexité de la géométrie, l'approche non structurée a été choisie pour le domaine hors de la couche limite.

2.4.1 Maillage avec l'outil ANSYS Meshing

Paroi des profils

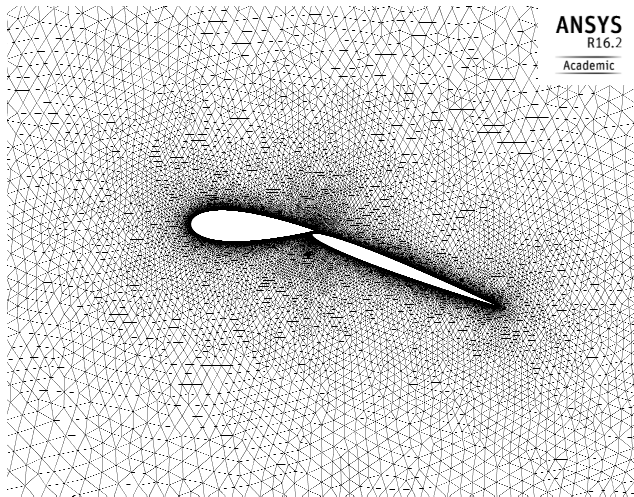
Tout d'abord, une fonction de dimensionnement (sizing) est utilisée, basée sur un nombre de subdivisions des arêtes des profils afin de placer les bases du maillage structuré qui sera créé pour mailler la couche limite. Il aurait été possible d'ajouter une fonction de biais, afin de raffiner à l'approche des bords d'attaque et de fuite et ainsi soulager le reste du maillage de couche limite. Cependant, cette approche n'a pas été retenue dans l'étude présente.

Couche limite



Une fonction d'inflation, populaire dans la résolution de couches limites en CFD est ensuite utilisée pour capturer la zone proche paroi.

FIGURE 2.4 – Maillage de la zone proche profils

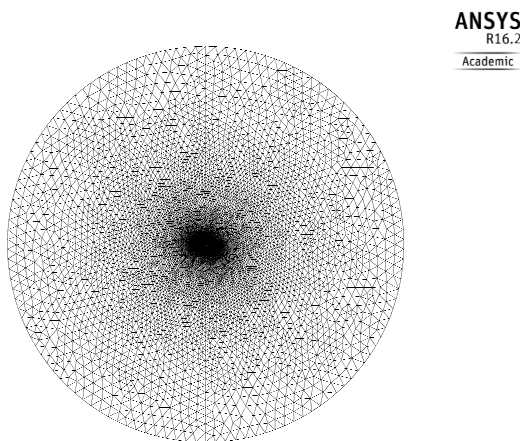


(a)

FIGURE 2.5 – Maillage de la région intérieure du domaine

Première zone non structurée

Seconde zone non structurée



(a)

FIGURE 2.6 – Maillage du domaine extérieur

Pour cette zone, l'idée est de raffiner les mailles proches de la paroi et de les rendre plus grossières en s'éloignant de celle-ci. En pratique, on définit une taille de maille minimum et un facteur d'accroissement.

Pour cette dernière zone qui s'étend entre les zones situées à 4 cordes et 15 cordes du centre du domaine, on utilise une méthode de maillage. La méthode "all triangles method" est utilisée pour générer des mailles triangulaires dans cette zone, agencées par le logiciel. De manière générale, le maillage se veut très raffiné près des profils, et de plus en plus "grossier" au fur et à mesure que l'on s'en éloigne dans le domaine.

Requis de maillage

Concernant le traitement de la zone proche paroi, c'est bien l'approche "wall-resolved" qui a été choisie. Tout d'abord, car c'est préférable pour un écoulement externe de ce type, et surtout, car la loi de la paroi n'est valide que pour des écoulements qui ne sont pas détachés et des gradients de pression modérés.

On vérifie donc que le maillage grossier assure la condition

$$y^+ < 5$$

Dans ce cas-ci, la condition est respectée pour la majeure partie de l'élément principal, des

côtés dépression et surpression.

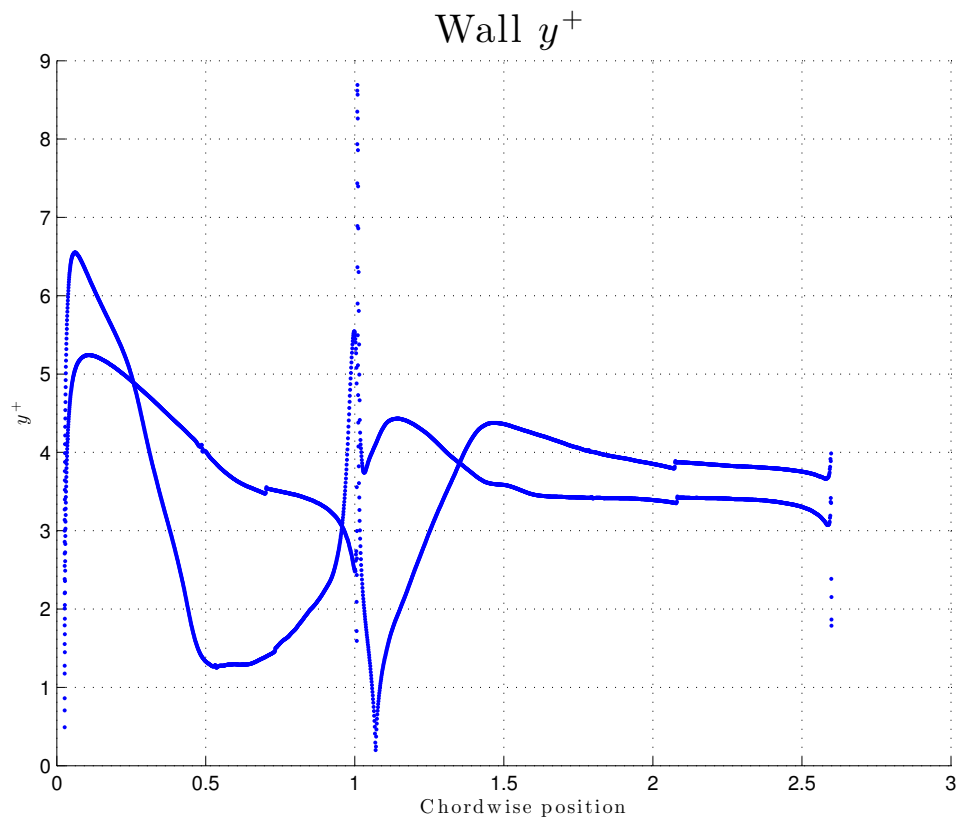


FIGURE 2.7 – Évolution de la coordonnée interne y^+ du maillage grossier

2.4.2 Maillage avec l'outil GMSH

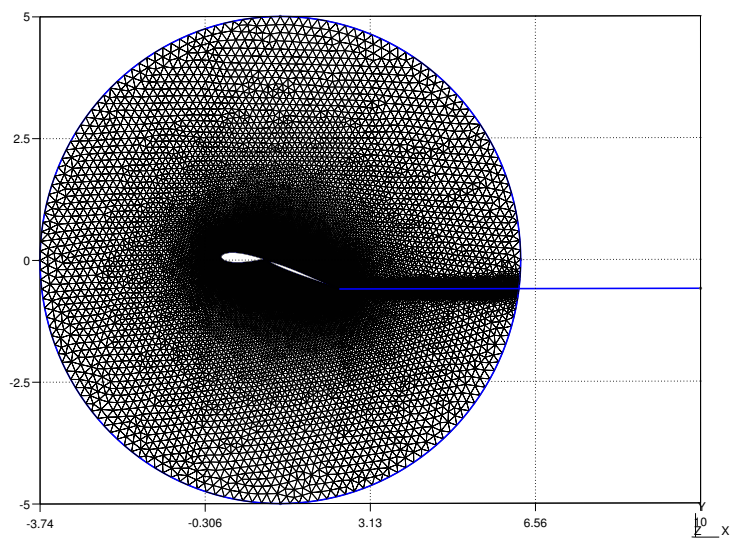


FIGURE 2.8 – Exemple de maillage du domaine à 5 cordes

Afin de garder une certaine consistance dans la future analyse de stabilité du maillage, le

maillage est à nouveau défini comme un "O-mesh". Afin de capturer le comportement de la traînée derrière l'élément auxiliaire, une fonction d'attraction a été définie autour de la ligne tirée horizontalement à partir du bord de fuite de ce dernier visible à la Figure 2.8.

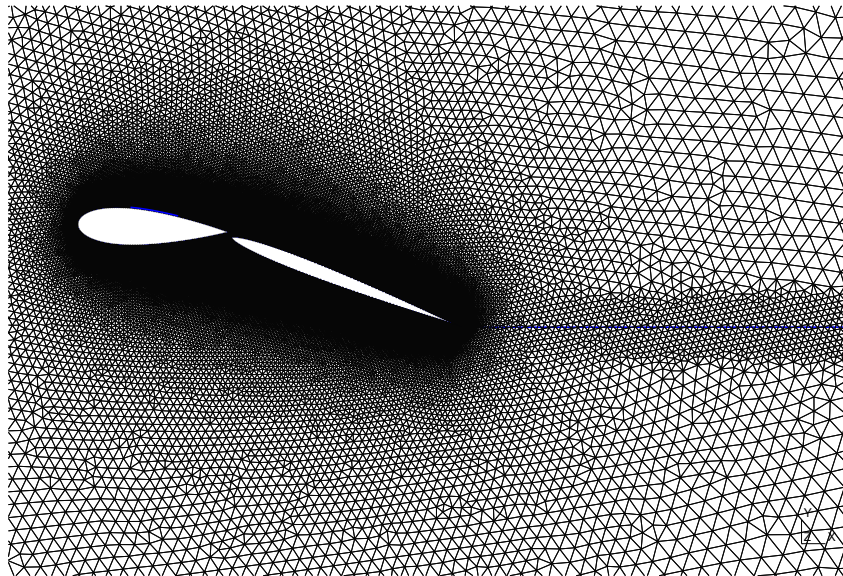


FIGURE 2.9 – Maillage de la zone proche paroi et de la région inter profils

Afin de capturer correctement les effets de la couche limite, deux nouvelles fonctions d'attraction ont été utilisées sur les parois des profils pour raffiner suffisamment le maillage dans cette zone.

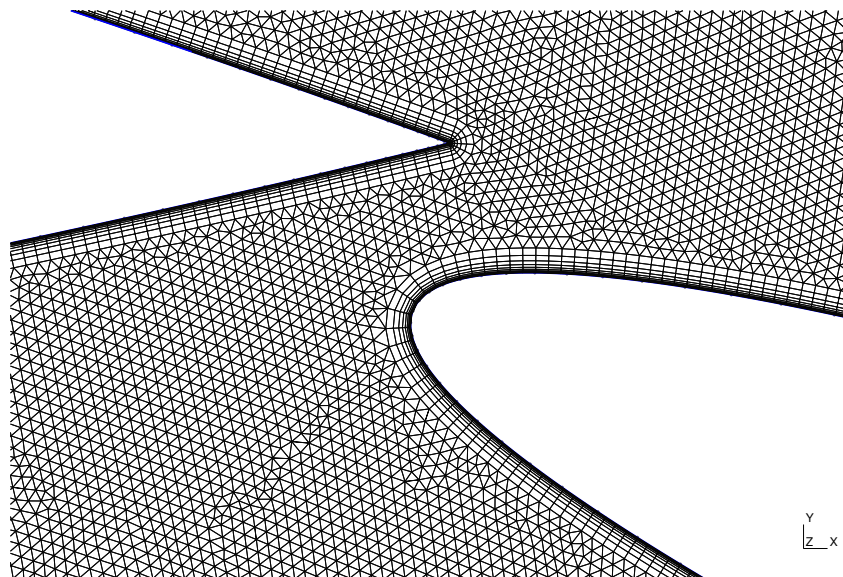
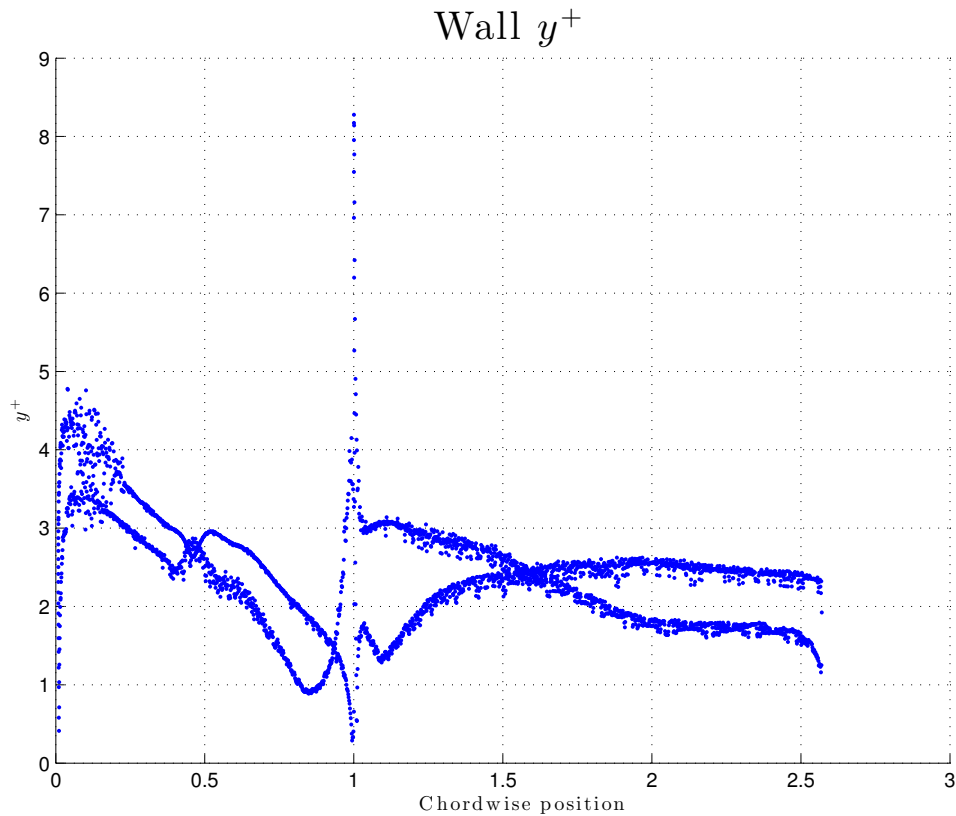


FIGURE 2.10 – Maillage de la région inter profils

Requis de maillage

Comme on le voit à la Figure 2.11, la taille de première maille de la grille fine est adaptée et assure la condition sur y^+ partout sur le profil multi-éléments.

FIGURE 2.11 – Évolution de la coordonnée interne y^+ du maillage raffiné

2.4.3 Critique-à priori- des 2 concepts de maillage

Si on jette un coup d'oeil aux maillages de la zone inter parois aux Figures 2.10 et 2.4, on constate que les 2 approches diffèrent fort. Tout d'abord, l'outil Ansys Meshing approxime en quelque sorte la courbure et autre changement de pente de la géométrie, ce qui résulte en des mailles structurées difformes. De plus, les premières mailles situées après la couche limite forment des grappes de triangles à caractère oblique assez prononcé. Du côté de l'outil GMSH, la zone en question est très régulière, tout comme le maillage structuré de la couche limite. Au final, pour un domaine 5 fois plus petit, le nombre d'éléments a été plus que triplé. La zone inter profils a également pu être raffinée de manière satisfaisante.

2.5 Paramétrage des simulations 2D

2.5.1 Considérations

Tout d'abord, au vu des conditions de régate, les conditions atmosphériques standard ont été considérées valables au niveau de la mer (Tableau 2.1). On considère donc que

<i>Propriété</i>	<i>Valeur</i>
Pression p	101 325 [Pa]
Densité ρ	1.225 1 [kg/m ³]
Viscosité Dynamique ν	1.7894e-5 [NS/m ²]

TABLE 2.1 – Conditions standard

Il est ici question d'étudier les performances aérodynamiques d'une telle configuration. Les conditions sont donc considérées comme stationnaires. Il faut préciser que l'intérêt de la présente étude porte sur les performances aérodynamiques de notre géométrie soumise à une entrée stationnaire et non sur la réaction du barreur à d'éventuels changements de conditions de navigation. Pour le paramétrage des simulations, les conditions d'écoulement stationnaire sont donc constantes.

De plus, les vitesses en jeu sont assez faibles. Les conditions de vent réel considérées pour les régates n'excèdent pas 30 noeuds. Comme il a déjà été mentionné dans la section théorique de la CFD, les effets de compressibilité sont négligeables pour des écoulements dont le nombre de Mach $M > 0.3$, ce qui correspond à une centaine de $[m/s]$ si on considère la vitesse du son à la surface de la mer. Dès lors, l'écoulement peut également être considéré comme incompressible.

Le vent pénétrant les voiles est de nature turbulente [6]. Le nombre adimensionnel caractéristique de Reynolds Re_c est caractéristique de l'écoulement. Il est défini comme

$$Re_c = \frac{\rho U_\infty c}{\mu} = \frac{U_\infty c}{\nu}$$

avec

$$\nu = \frac{\mu}{\rho}$$

Où U_∞ est la vitesse de l'écoulement non perturbé et c est la corde totale du profil multi éléments.

Les paramètres suivants sont ceux rentrés dans le logiciel *Fluent*, utilisé pour toute la partie simulateur.

2.5.2 Paramètres

Setup général

<i>Catégorie</i>	<i>Modèle</i>
Dimension	2D
Temps	Stationnaire
	Référence en pression
Matériau	Fluide - air
Equation d'état	Densité constante
Régime	Turbulent
Turbulence	RANS
Turbulence RANS	Modèle $k - \epsilon$
Modèle $k - \epsilon$	Standard $k - \epsilon$

TABLE 2.2 – Paramètres de simulations *Fluent*

L'approche choisie pour le traitement de la paroi est une approche dite "wall-resolved", qui consiste à résoudre entièrement l'écoulement jusqu'à la paroi. L'option "Traitement de paroi améliorée" a donc été cochée pour procéder comme tel, en tenant compte des effets de gradients de pression inverses.

Conditions Frontières

<i>Region</i>	<i>Condition Frontière</i>
Entrée (inlet)	Condition de vitesse d'entrée
Sortie (outlet)	Condition de pression de sortie
Domaine	Condition dite "intérieure"
Element principal	Condition de non-glissement à la paroi
Element auxiliaire	Condition de non-glissement à la paroi

TABLE 2.3 – Conditions frontière de simulation *Fluent*

Pour la condition d'entrée en vitesse, on impose sur le demi-cercle de gauche de la Figure 2.2 un écoulement externe pénétrant de manière purement horizontale $u(x, y) = u(x) = U_\infty = 30[kts] \simeq 15[m/s]$. Dans de telles conditions, les valeurs atteintes pour Re_c sont de l'ordre de $Re_c \simeq 2 \cdot 10^6$. Selon White [19], la transition vers la turbulence de l'écoulement a lieu aux alentours de $Re_c \simeq 5 \cdot 10^5$. On peut donc dès lors considérer que l'écoulement est turbulent. La pression à l'intérieur et à l'extérieur du domaine étant la même, la pression relative est définie comme nulle.

$$p_{rel} = p_{abs} - p_{atm} = 0$$

La condition de sortie est donc une condition en pression où l'on impose $p_{out} = p_{atm}$.

Paramétrages pour le maillage fin

Le maillage fin a permis de faire apparaître le caractère instationnaire de certains écoulements. Dès lors que la convergence des simulations en est influencée, l'ajout de facteurs de sous-relaxation a été introduit pour les simulations opérées sur ce maillage. La sous-relaxation utilise les valeurs itérées précédentes pour amortir les éventuelles divergences ou oscillations, évitant ainsi la divergence complète. En contrepartie, elle allonge considérablement le temps de calcul.

Monitoring

L'intérêt principal étant porté sur les coefficients aérodynamiques C_l et C_d pour la construction des polaires (C_l, α_c) et (C_d, α_c) , il est important de les récupérer correctement de la simulation numérique sur base des forces de portance et de traînée. Pour cela, ces coefficients sont calculés le long de 2 vecteurs. Le premier est destiné au coefficient de traînée C_d . Il est de direction

$$d_{drag} = (\cos(\alpha_c), \sin(\alpha_c), 0)$$

D'autre part, le vecteur associé au coefficient C_l de portance est de direction

$$d_{lift} = (-\sin(\alpha_c), \cos(\alpha_c), 0)$$

Niveau des résidus

Le seuil de convergence des résidus pour les simulations est défini de la manière suivante

- Continuité, vitesse en -x-, vitesse en -y- : 10^{-3}
- Energie : 10^{-6}

- $k : 10^{-3}$
- $(\nu_t : 10^{-3})$ en utilisant Spalart-Allmaras
- $(\omega : 10^{-3})$ en utilisant SST $k - \omega$
- $(\epsilon : 10^{-3})$ en utilisant $k - \epsilon$

Chapitre 3

Résultats principaux

Contents

1.1	Wingsails - Les ailes rigides	3
1.1.1	Coupe de l'America	3
1.1.2	Histoire de l'AC72	4
1.1.3	Emirates Team New Zealand	7
1.1.4	Apparition des ailes rigides	9
1.2	La physique de la voile	10
1.2.1	Les différents vents et leurs composantes	10
1.2.2	Les forces sur un bateau	12
1.2.3	Navigation aux allures montantes	15
1.2.4	Navigation aux allures portantes	16
1.2.5	Récapitulatif	16
1.3	Mécanique des fluides numériques - CFD	18
1.3.1	Equations principales	18
1.4	Écoulements proche-paroi	19
1.4.1	Physique de l'écoulement	19
1.5	Approche statistique de Reynolds	20
1.6	Equations moyennées de Reynolds (RANS)	21
1.6.1	Modèles de fermeture de type "viscosité effective de turbulence"	21
1.6.2	L'hypothèse de longueur de mélange de Prandtl	22
1.6.3	Modélisation des écoulements proche-paroi	22
1.7	Modélisation de la turbulence	23
1.7.1	Modèle à une équation Spalart-Allmaras	24
1.7.2	Modèle $k-\epsilon$	25
1.7.3	Modèle $k-\omega$ SST	26
1.7.4	Confrontation des modèles	26
1.8	Maillage	27
1.8.1	Maillages structurés	27
1.9	Récapitulatif de la revue littéraire	29

Cette section importante débute par une analyse du comportement des modèles de turbulence face au problème posé. Une fois qu'un modèle optimal aura été dégagé, l'étude pourra s'attarder sur l'analyse de l'écoulement lorsqu'on lui impose une incidence croissante. Ensuite, l'influence de l'écart entre éléments (principal et auxiliaire) pourra également être menée.

3.1 Comparaison des modèles de turbulence

Des simulations ont été conduites pour 20 incréments d'incidence afin de construire les différentes polaires. Les polaires (C_l, α_c) et (C_d, α_c) étant l'évolution des coefficients aérodynamiques présentés plus haut en fonction de l'angle d'attaque i.e l'incidence, elles relatent du comportement de l'aile et sont un résultat important. Les résultats de ces simulations conduites pour une déflexion fixe de 18° et un écart de 0% sont visibles plus bas.

3.1.1 Polaire de portance

Les polaires ci-dessous sont construites sur base des valeurs monitorées lors des simulations. La valeur convergée pour chaque incidence est prise comme étant la moyenne des 200 à 400 dernières itérations en fonction de la simulation. Les polaires de portance données par chaque modèle se trouvent à la Figure 3.1 (a). La partie linéaire des courbes est assez bien capturée par les 3 modèles, et les modèles $k - \epsilon$ et SA offrent des résultats très proches. Cependant, la zone de décrochage aérodynamique est mal capturée par le modèle Spalart-Allmaras (SA). De manière générale, le comportement du modèle SST $k - \omega$ n'est pas stable pour l'étude du cas présent. On retrouve des valeurs marginales qui sont pourtant convergées dans les simulations. Cette instabilité est due au fait que le requis de maillage pour ce modèle serait plutôt de $y^+ < 1$ [10]. Le monitoring complet des coefficients aérodynamiques est donné en annexes.

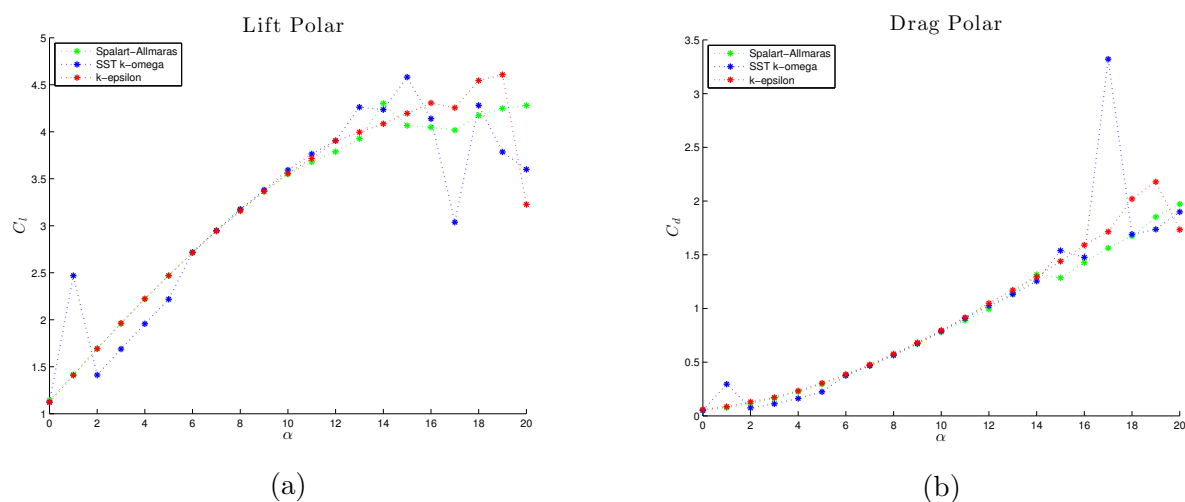


FIGURE 3.1 – Confrontation des polaires calculées pour les différents modèles de turbulence

Pour ce qui est des polaires de traînée, les modèles de turbulence offrent des résultats assez proches. Il est cependant connu que la prédiction de la traînée par des méthodes RANS relève d'un challenge conséquent [17]. Le mauvais raffinement du maillage dans certaines zones critiques pourrait être un des facteurs d'influence, la discrétisation étant un facteur déterminant de la qualité de la RANS. Également, il se peut que ces écoulements soient intrinsèquement instationnaires, ce qui forcerait les équations de Navier-Stokes à être résolues entièrement, et non sous l'hypothèse de stationnarité émise ici, ce qui augmenterait de manière conséquente les ressources de calcul nécessaires. L'intégration d'un modèle correct pour la prédiction de la traînée peut entrer dans une démarche d'approfondissement.

3.1.2 Performances calculatoires

Un autre point de comparaison a été porté sur la vitesse de convergence et la mémoire utilisée. Pour des incidences plus faibles que $\alpha_c = A_oA = 10^\circ$, la vitesse de convergence et les valeurs convergées sont sensiblement les mêmes comme on peut le voir à la Figure 3.2.

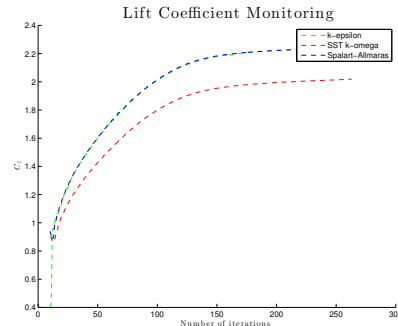


FIGURE 3.2 – Évolution du résidu de portance pour une incidence $\alpha = 5^\circ$

Pour des incidences plus élevées, le comportement de l'écoulement se complexifie autour de la configuration comme on le verra plus loin. Dans ces cas-là, le modèle $k - \epsilon$ s'avère être plus performant en termes de vitesse de convergence que les 2 autres modèles étudiés, comme en témoigne la Figure 3.3. En effet, les résidus sont convergés après 30 à 50% du nombre maximal d'itérations atteint pour la convergence.

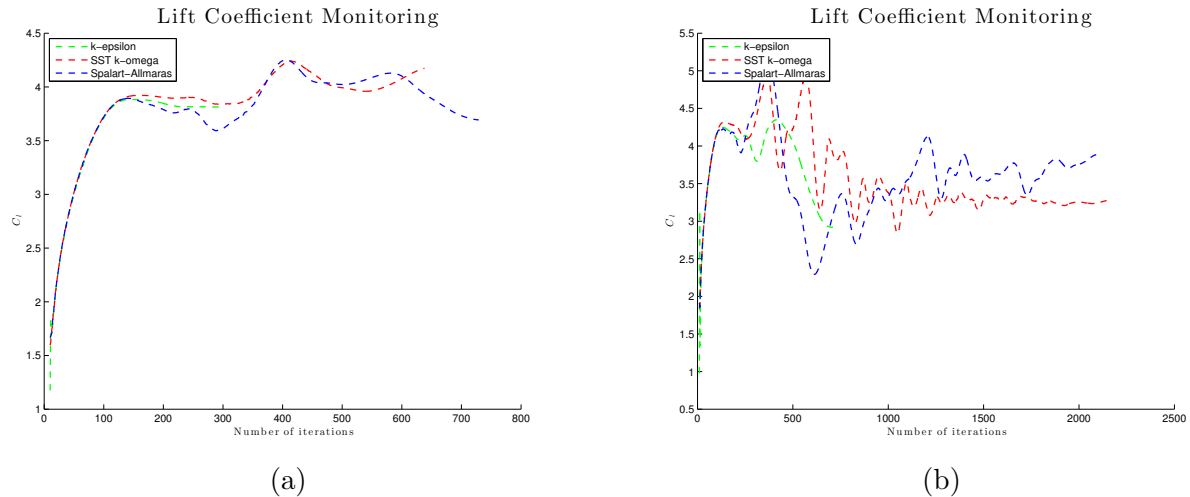


FIGURE 3.3 – Évolution du résidu de portance pour une incidence (a) $\alpha_c = 15^\circ$, (b) $\alpha_c = 20^\circ$

Bien que les modèles $k - \epsilon$ et SST $k - \omega$ produisent des résultats assez proches, la suite de l'analyse des résultats s'effectuera en utilisant le modèle $k - \epsilon$ qui s'est avéré être le moins coûteux en termes de ressources à utiliser avec des lois de parois.

3.2 Analyse de l'écoulement

3.2.1 Incidence nulle

L'incidence nulle est telle qu'une ligne de particules fluides est confondue avec la corde totale, comme expliqué plus haut. Dans ce cas-ci, l'écoulement est naturellement accroché tout le long de l'extrados, comme en témoignent les lignes de courant représentées à la Figure 3.4. C'est le comportement cible étant donné que la succion créée par la dépression sur l'extrados d'un profil aérodynamique est responsable à hauteur de 2/3 de la portance totale. La pression due à la suppression de l'intrados n'est responsable que de l'autre 1/3, au contraire de ce que l'on pourrait croire.

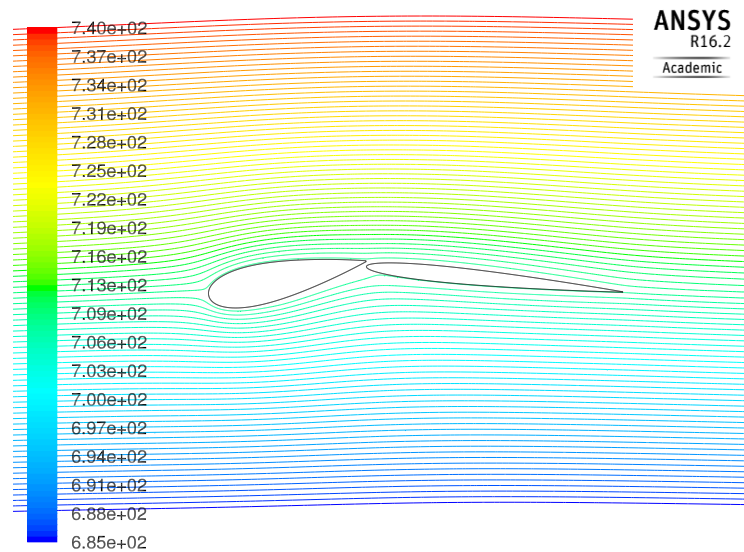


FIGURE 3.4 – Lignes de courant à incidence nulle

Coefficients de pression

Rappelons tout d'abord la définition du coefficient de pression

$$C_p = \frac{p - p_\infty}{\frac{1}{2}\rho_\infty U_\infty^2}$$

Où p_∞ est la pression au point de stagnation i.e la pression du point de l'aérofoil ramené à vitesse nulle. Ce coefficient prend donc naturellement une valeur unitaire, comme on peut le voir sur la courbe de coefficients de pression qui est donnée à la Figure 3.5.

Le point de stagnation n'est pas situé sur la "pointe" de l'élément principal (comprenez le point à tangence nulle), mais bien déjà sur l'extrados vu le décalage sur la Figure 3.5. C'est pourquoi la pression est dans un premier temps et contre-intuitivement plus faible sur l'intrados que sur l'extrados. Cependant, l'intrados gagne rapidement en pression à mesure que l'écoulement ralentit sur celui-ci, jusqu'à retrouver une valeur supérieure à celle de l'extrados.

3.2.2 Incidence non nulle, $\alpha_c = 5^\circ$

Pour cette incidence, l'écoulement est idéalement attaché à la fois sur l'intra- et l'extrado et ce sur toute la longueur du profil. Le point de stagnation s'est lui déplacé sensiblement jusqu'à

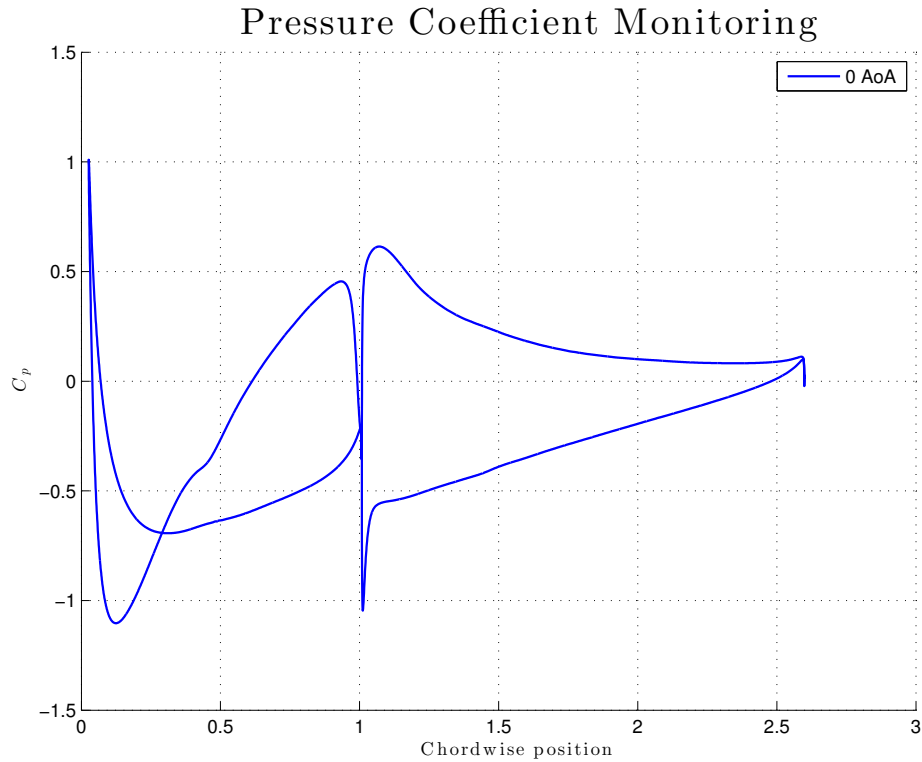
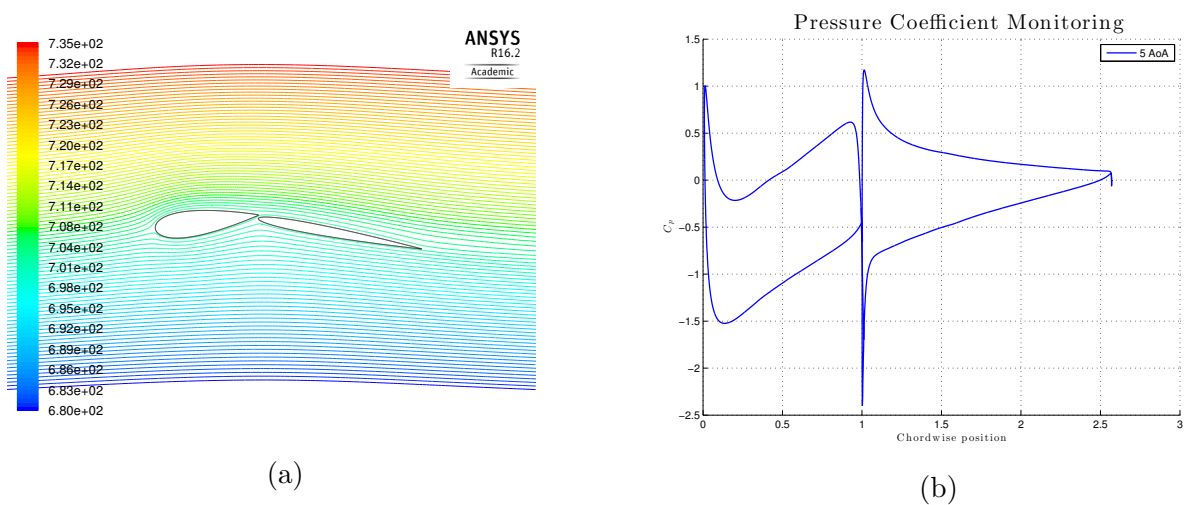


FIGURE 3.5 – Courbe de coefficients de pression à incidence nulle

la pointe de l'élément principal. Une incohérence apparaît au niveau des valeurs de coefficient de pression. Dans la région du bord d'attaque de l'élément auxiliaire, des valeurs supérieures à l'unité sont visibles. Cela n'est bien sûr pas possible étant donné que cela nécessiterait, par définition, d'atteindre une pression supérieure à celle du point de stagnation, qui est à vitesse nulle. L'erreur peut être due à une mauvaise discrétisation spatiale de cette zone. Cette hypothèse sera confirmée ou non plus tard lors de l'analyse de sensibilité de maillage.

FIGURE 3.6 – Lignes de courant et évolution du coefficient de pression pour $\alpha_c = 5^\circ$

3.2.3 Incidence non nulle, $\alpha_c = 10^\circ$

À une incidence de $\alpha_c = 10^\circ$, le coefficient de pression dans l'espace entre les profils est toujours légèrement supérieure à l'unité tandis que le point de stagnation s'installe désormais sur l'intrados de l'élément principal. L'écoulement peine à suivre la courbure assez agressive imposée par la géométrie et commence à se détacher de l'élément principal. La couche limite reste cependant attachée comme nous le montre la Figure 3.7.

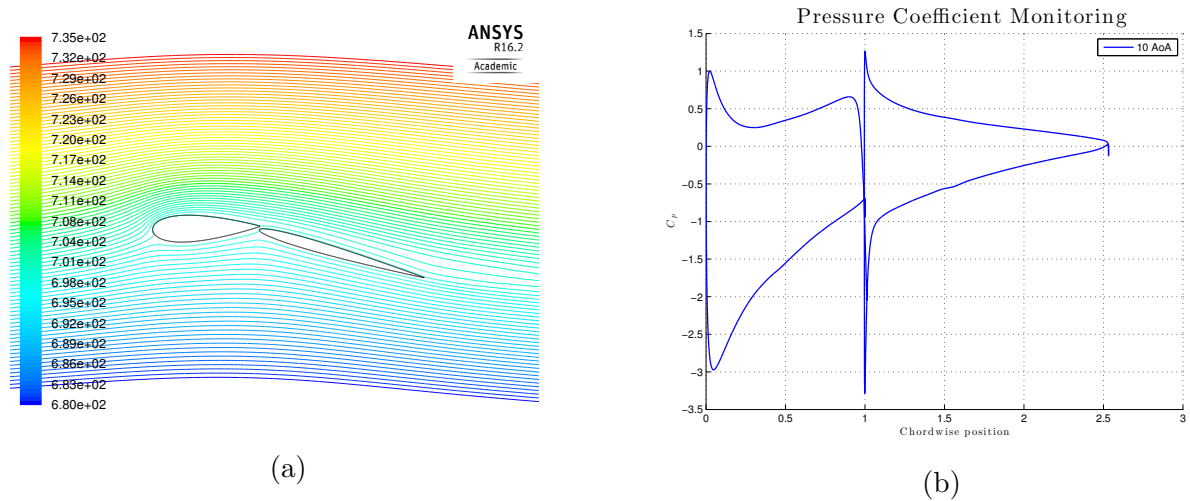


FIGURE 3.7 – Lignes de courant et évolution du coefficient de pression pour $\alpha_c = 10^\circ$

En effet, l'étude du détachement de couche limite se fait via l'analyse de la contrainte de frottement à la paroi. Celle-ci est définie de la manière suivante.

$$\tau_w = -\mu \left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)_{y=0}$$

Et est exprimée en Pascal, μ étant la viscosité dynamique.

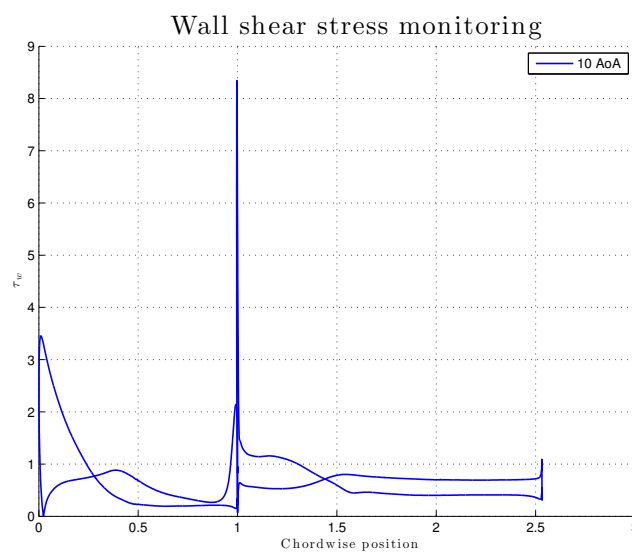


FIGURE 3.8 – Contrainte de frottement à la paroi τ_w , $\alpha_c = 10^\circ$

On peut dès lors prédire que le décollement aura lieu lorsque cette contrainte s'annulera, ce qui nous permettra également de déterminer le point de séparation de C.L. Ce n'est pas encore le cas à cette incidence, comme on peut le voir à la Figure 3.8. On note finalement que le point annulant la contrainte de frottement sur la paroi intrados est bien évidemment le point de stagnation qui est à vitesse nulle. La couche limite intrados de l'élément principal reste, elle, accrochée à la paroi pour toutes les incidences considérées.

3.2.4 Incidence non nulle, $\alpha_c = 15^\circ$

En regardant les lignes de courant de la Figure 3.9, on voit que la couche limite à l'extrados décolle de l'élément principal. L'argument est appuyé par l'annulation de la contrainte de frottement à la paroi à la Figure 3.12. La C.L. reste cependant attirée par celle de l'élément auxiliaire. Le point de séparation est situé à environs $x/c = 0.69$. En aval de ce point, il existe un écoulement qui va dans le sens inverse, d'où les valeurs faibles, mais non nulles de τ_w . Il est important de noter que les méthodes basées sur la viscosité effective de turbulence décrites plus haut ont tendance à prédire de manière peu précise la position du point de séparation [16]. Une analyse pointue nécessiterait sans doutes d'avoir recours à une autre approche pour modéliser la turbulence.

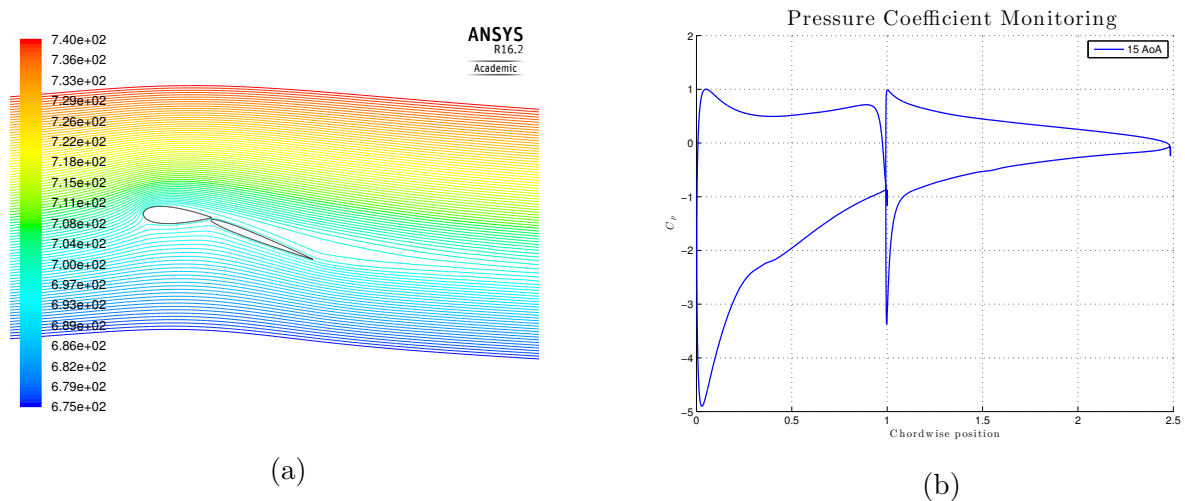
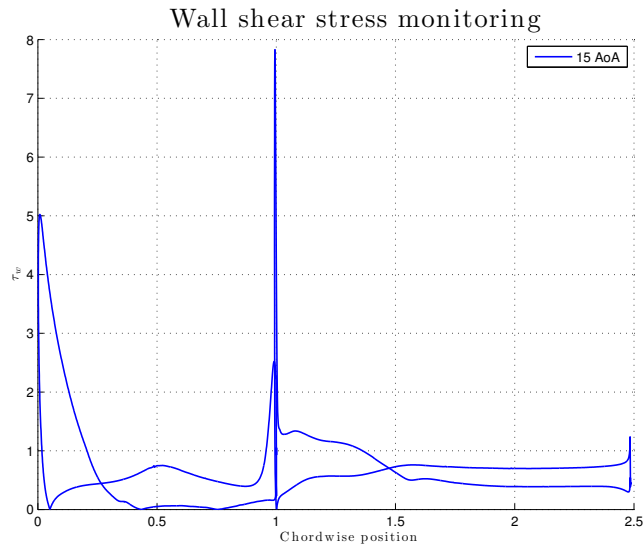
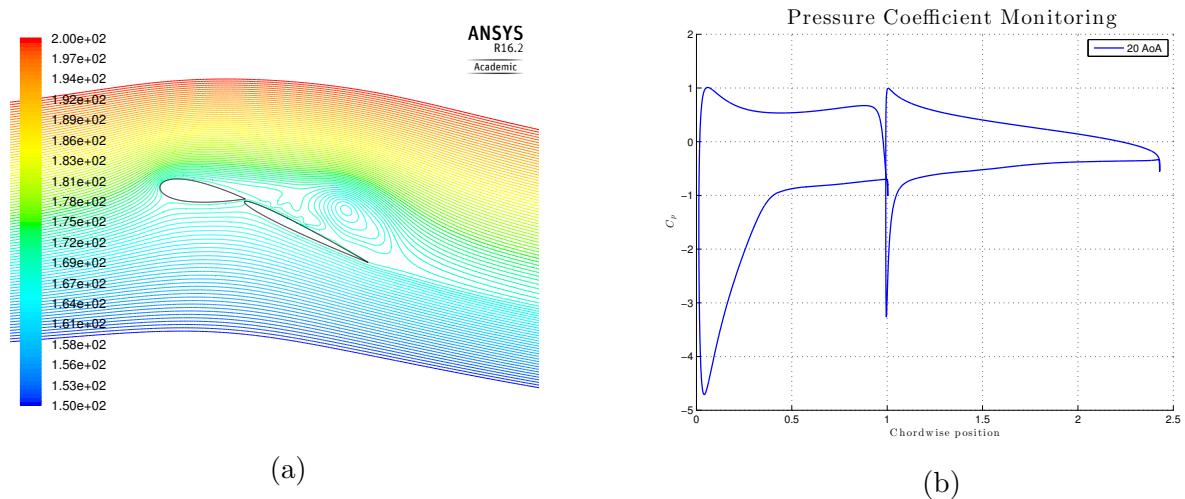


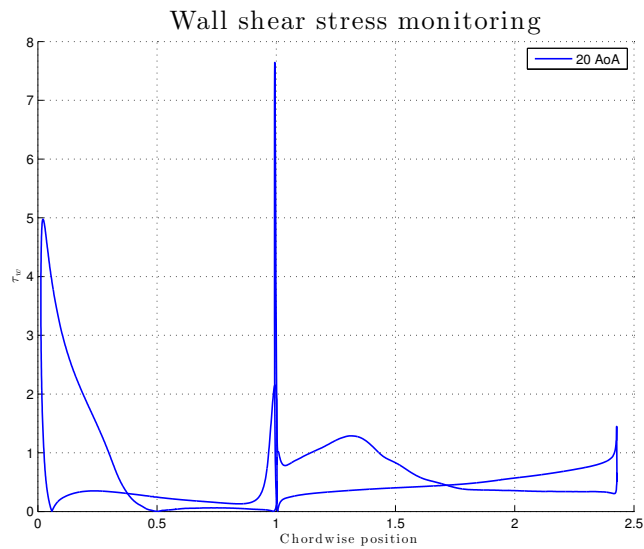
FIGURE 3.9 – Lignes de courant et évolution du coefficient de pression pour $\alpha_c = 15^\circ$

FIGURE 3.10 – Contrainte de frottement à la paroi τ_w , $\alpha_c = 15^\circ$

3.2.5 Incidence non nulle, $\alpha_c = 20^\circ$

Pour la dernière incidence, la couche limite décolle (aux alentours de $x/c = 0.5$). Cependant, elle va se recoller à la paroi extrados de l'élément principal en $x/c = 0.98$ pour ainsi créer une bulle de recirculation. Il en résulte un niveau de pression constant sur l'extrados aft du point de séparation. Le reste de l'écoulement est totalement décroché.

FIGURE 3.11 – Lignes de courant et évolution du coefficient de pression pour $\alpha_c = 15^\circ$

FIGURE 3.12 – Contrainte de frottement à la paroi τ_w , $\alpha_c = 20^\circ$

3.2.6 Récapitulatif

Au vu des performances aérodynamiques sur le range d'angles d'incidence considérés, il est clair que l'aérofoil symétrique considéré pour l'élément principal a un profil assez agressif. Afin de retarder le décollement, il serait opportun de varier la position d'épaisseur maximale afin de dégager une géométrie optimale pour cette configuration. Ceci peut également faire part d'une étude plus poussée et intéressante du sujet.

3.3 Étude de sensibilité du maillage 2D

L'intérêt se porte maintenant sur l'influence de la qualité du maillage sur les résultats globaux. Deux maillages avaient été générés, l'un utilisant des profils avec bords de fuite tronqués, plus grossier, et l'autre sur des profils pointus et pour lesquels un raffinement important avait été réalisé dans les zones clés. Plutôt que de simplement augmenter le nombre d'éléments de la grille, une interprétation des premiers résultats a été préférée comme base de définition du second maillage. Cela a été fait dans le but de pouvoir dégager ou non une réelle différence au niveau des résultats. Une différence non significative entre deux maillages relativement différents apporterait en effet une preuve tangible de l'insensibilité du maillage.

La configuration choisie pour la confrontation des résultats est une géométrie à 5° d'incidence, et ce pour plusieurs raisons. La première est due au fait que l'allure du coefficient de pression était la plus aberrante, avec des valeurs dépassant l'unité aux alentours du bord d'attaque de l'élément auxiliaire. La seconde est que cette configuration menait à une convergence rapide sur le maillage grossier. Le but était donc de retrouver une convergence comparativement rapide avec un maillage comportant plus de 5 fois plus d'éléments.

3.3.1 Incidence non nulle, $\alpha = 5^\circ$

L'allure C_p de l'élément principal est plutôt bien capturée par le maillage grossier, comme on peut le voir par comparaison sur la Figure 3.13. Cependant, pour certains éléments clés, on peut voir que le maillage grossier donnait des résultats erronés.

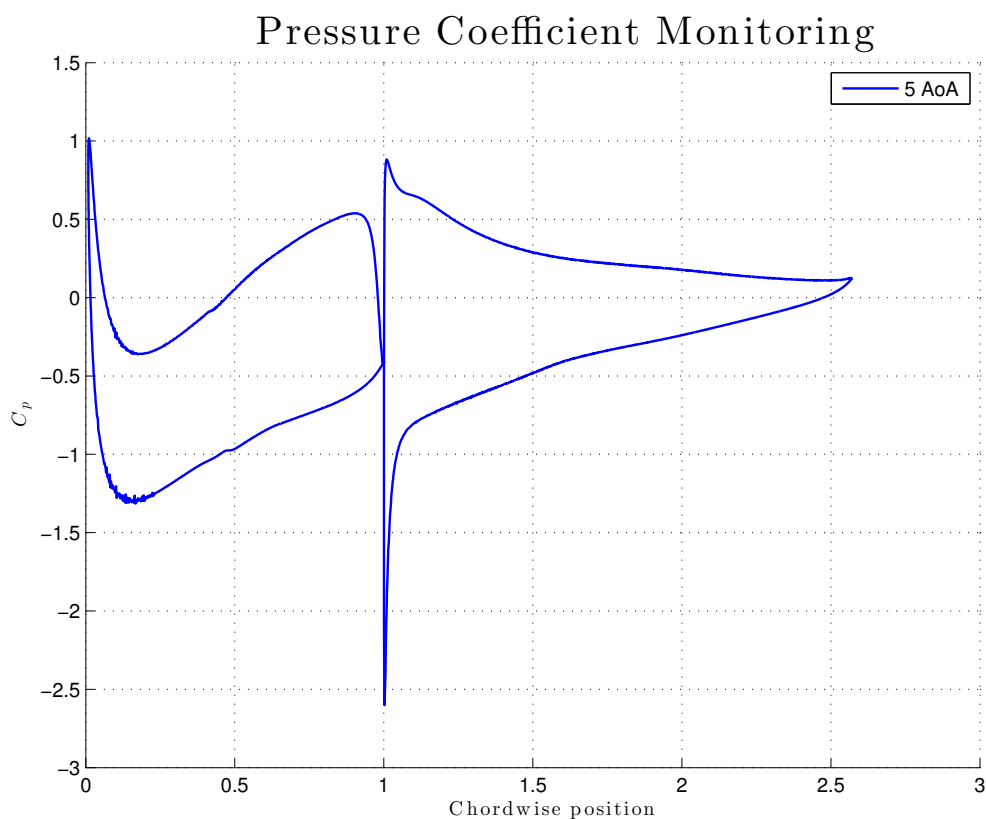


FIGURE 3.13 – Évolution du coefficient de pression au long du profil multi éléments

L'effet du raffinement du maillage est surtout visible sur l'intrados de l'élément secondaire. On voit que les valeurs dépassant l'unité sur l'élément secondaire sont bien corrigées. Également, on constate l'influence du choix des profils pointus, qui corrigent la chute de pression totale au bord de fuite de cet élément.

Les valeurs des coefficients aérodynamiques convergés calculés sur le maillage fin sont disponibles à la Figure 3.14. Pour un écoulement relativement tranquille, il existe une erreur de précision d'environ 10% (Figure 3.16) entre les deux maillages. Cette erreur se maintient dans un intervalle entre 10 et 18% pour des incidences jusqu'à 15° . Les valeurs pour les incidences plus élevées, étant mal convergées, ne sont pas prises en compte.

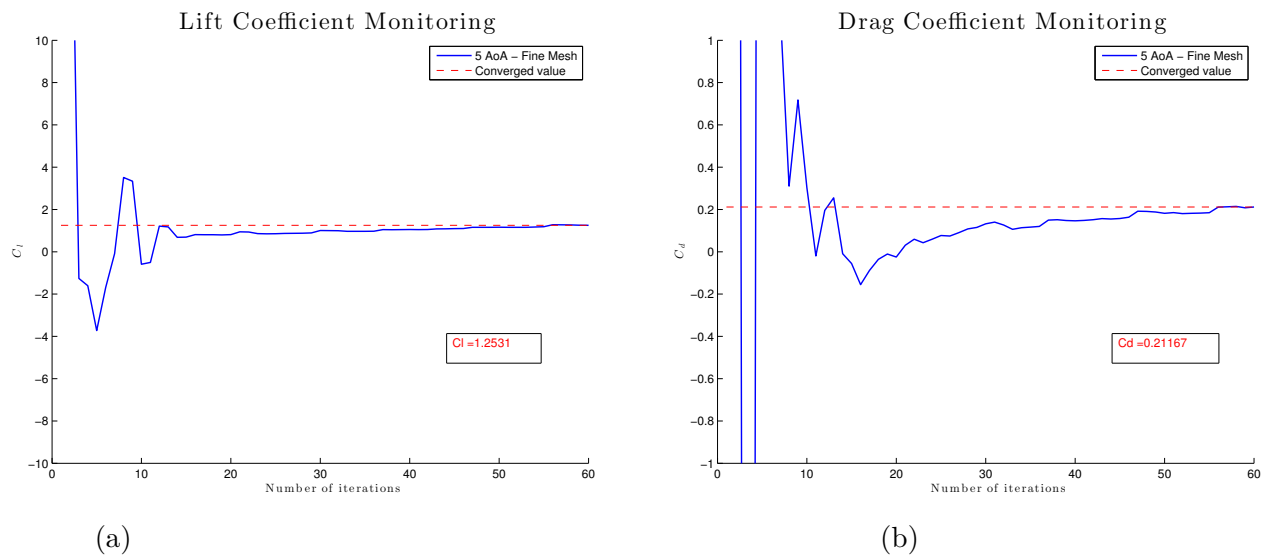


FIGURE 3.14 – Évolution des coefficients de portance (a) et de traînée (b) pour le maillage fin, $\alpha = 5^\circ$

3.3.2 Incidence non nulle, $\alpha_c = 15^\circ$

Cette erreur sur les valeurs des coefficients aérodynamiques persiste en augmentant l'incidence. Cependant, la précision du maillage raffiné permet également de dégager le caractère intrinsèquement instationnaire de l'écoulement à des incidences plus importantes. Une simulation a été réalisée à incidence élevée pour relater des performances du maillage fin. Celle-ci mène à une non-convergence claire des résidus de calcul et également des coefficients aérodynamiques. Ceux-ci présentent une oscillation sans schéma d'amortissement visible (Figure 3.15). Les valeurs convergées sont donc approximées comme la moyenne de toutes les valeurs itérées, sans tenir compte des 500 premières valeurs qui comportent les valeurs aberrantes de début de simulation, pouvant erroner la moyenne. L'erreur relative entre les deux maillages est toujours légèrement supérieur à 10% pour cette incidence.

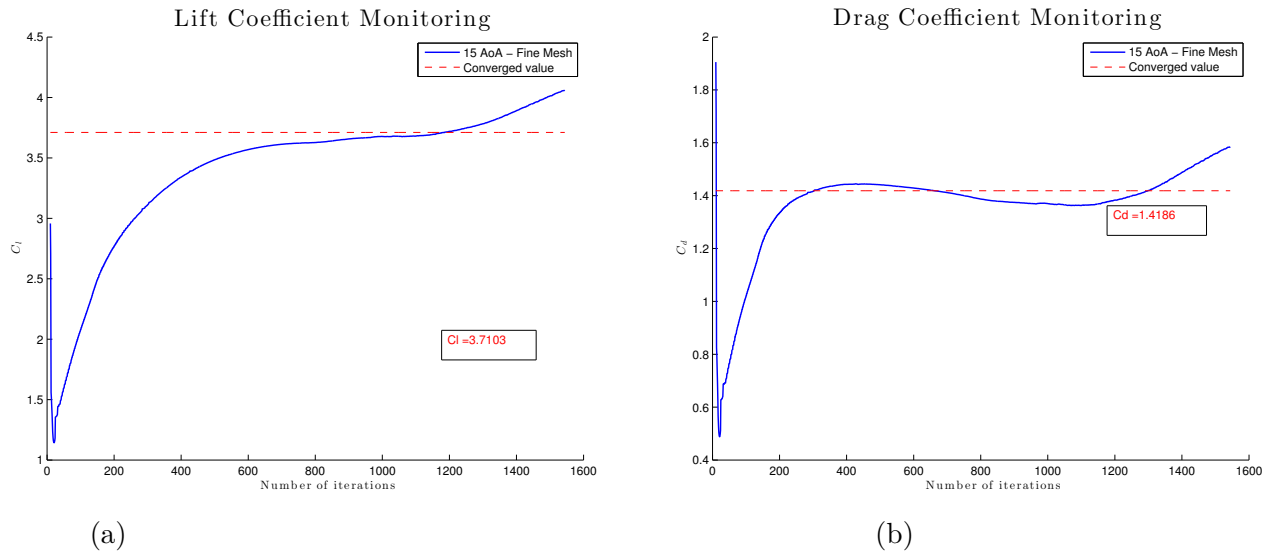


FIGURE 3.15 – Évolution des coefficients de portance (a) et de traînée (b) pour le maillage fin, $\alpha_c = 15^\circ$

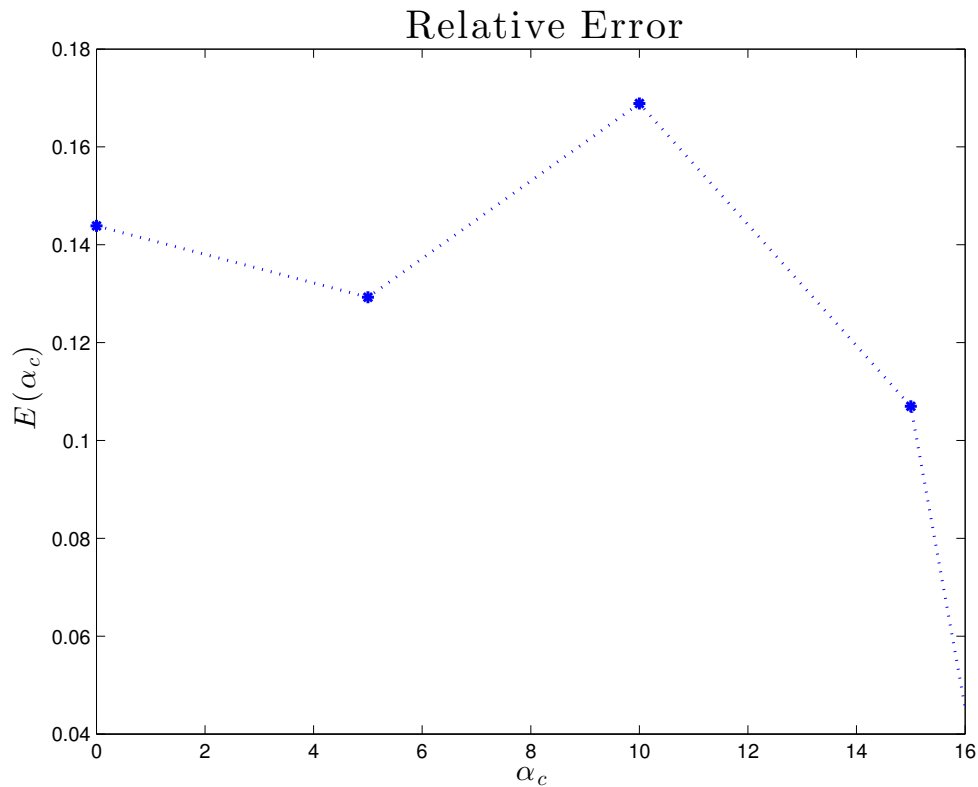


FIGURE 3.16 – Erreur relative entre les 2 maillages pour $\alpha_c = [0, 5, 10, 15]^\circ$

3.3.3 Récapitulatif

Deux maillages destinés à la simulation ont été générés pour l'étude de ce TFE. Le premier est créé avec l'outil de maillage de ANSYS. Il est manié de manière grossière sur la majorité du domaine, autour du profil multi éléments considéré avec des bords de fuite tronqués. Un

intérêt est cependant porté à la discrétisation de la couche limite du profil. Le second maillage tient compte des résultats obtenus avec le maillage grossier. Il est modifié en conséquence, en limitant le domaine à la zone d'intérêt et en raffinant le maillage général autour du profil pointu désormais considéré et de son sillage.

Après avoir comparé les deux grilles sur le cas à incidence de 5° , le maillage raffiné semble apporter des résultats plus précis, voire corrects comparés à certaines incohérences dues au maillage grossier. L'erreur relative entre les deux atteint jusqu'à 10% dans ce cas-ci. À en juger sur ces éléments, on peut conclure que le maillage fin est plus adapté à l'écoulement physique et permet de mieux capturer les effets de turbulence apparaissant à plus haute incidence. Il est donc préférable de considérer ce dernier pour la suite de l'étude de ce TFE. Cependant, au vu des performances du maillage grossier dans les zones de surpression et dépression le long des profils, il serait encore mieux d'envisager de trouver un juste milieu entre les deux techniques de manière à générer un maillage moins coûteux mais performant dans les zones critiques de la géométrie.

3.4 Étude de l'influence de l'écart inter-profil

Dans cette section, le paramètre variable introduit est l'écart entre les deux éléments, exprimé en pourcentage de corde totale. Les cas étudiés sont des écarts de 2%, 5% et bien sur l'écart nul considéré auparavant (Figure 3.17). Il faut noter que, bien que l'écart change, le point de pivot virtuel utilisé est le même qu'avant.

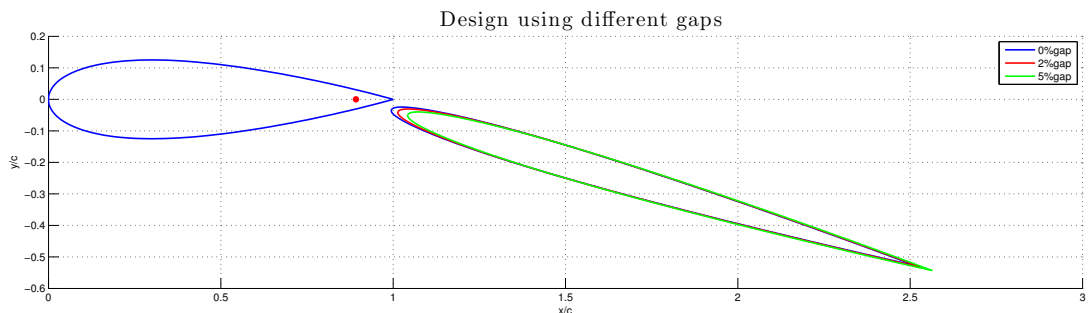
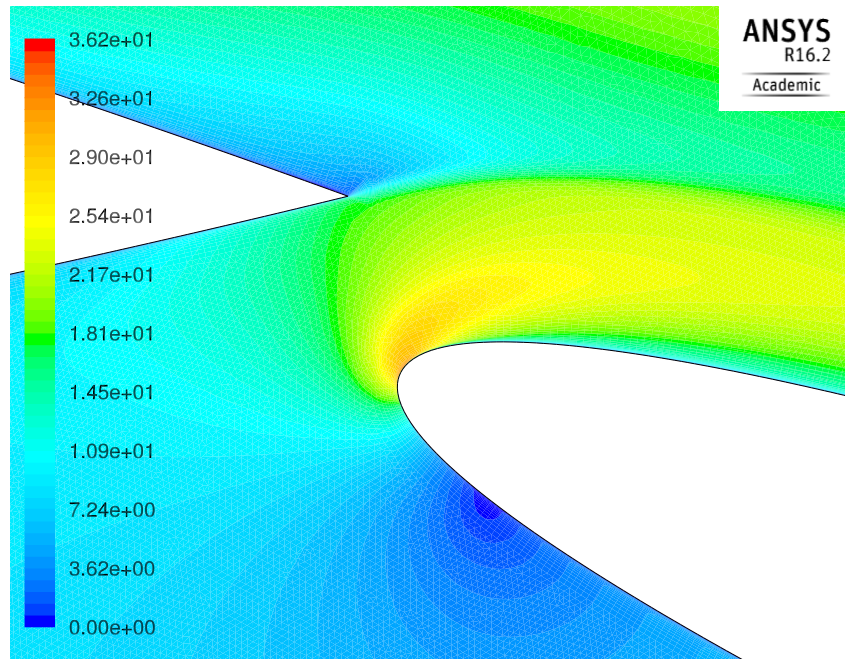
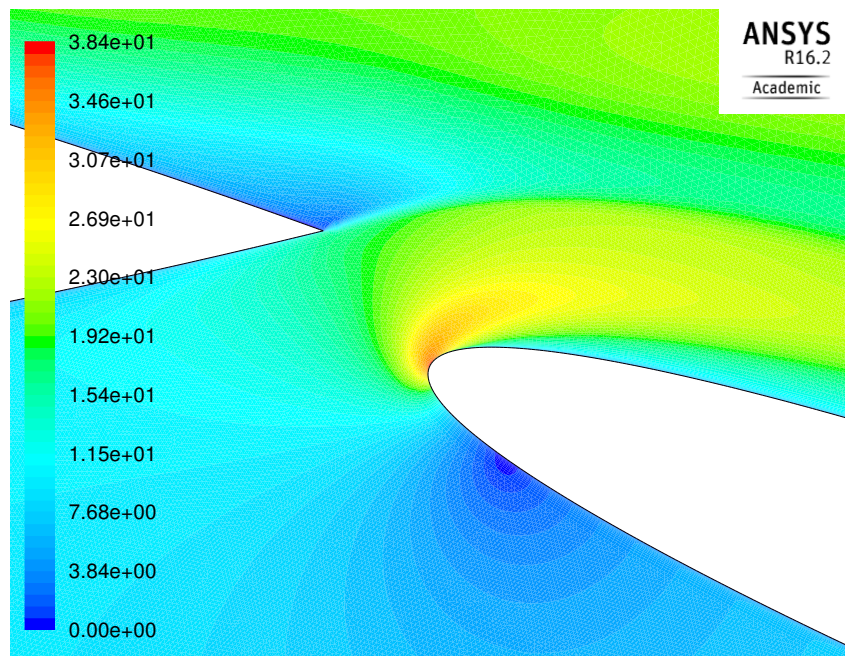


FIGURE 3.17 – Designs générés, paramétrage de l'écart inter-profil

Aux Figures 3.18 et 3.19, on peut constater que plus l'écart est réduit, au plus l'écoulement est ralenti dans cette zone. Ceci résulte en une augmentation locale de pression, permettant à l'écoulement intrado de l'élément principal d'effectuer correctement la transition vers l'extrado de l'élément aval.

FIGURE 3.18 – Contours de vitesse, 2% d'écart, $\alpha_c = 15^\circ$

A la Figure 3.19, on voit que l'écoulement intrado amont n'est pas contraint par la géométrie de l'écart entre les éléments, il y atteint des vitesses plus élevées et décroche rapidement de l'extrado de l'élément auxiliaire.

FIGURE 3.19 – Contours de vitesse, 5% d'écart, deflexion = 18° , $\alpha_c = 15^\circ$

La polaire de portance est donnée à la Figure 3.20. On voit bien qu'un écart élevé est défavorable en terme de portance, pour autant que l'écoulement extrado de l'élément amont soit encore accroché. Après décrochage, la polaire de portance est insensible au changement d'écart entre profils, à une erreur de convergence près. Il est évident qu'un écart nul n'est pratiquement

pas envisageable puisque l'élément aval est actué autour de la charnière qui le lie à l'élément principal.

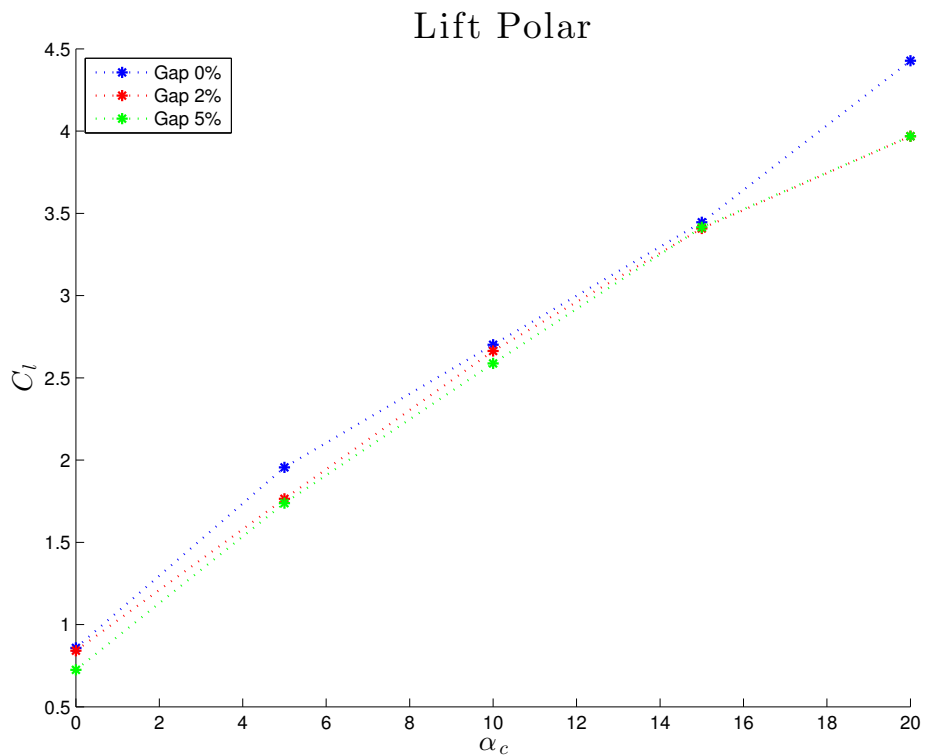


FIGURE 3.20 – Polaire de portance, 2% et 5% d'écart, deflexion = 18°

3.5 Étude de l'influence de la déflexion de l'élément auxiliaire

Le paramètre variable est désormais la déflexion angulaire du second élément, exprimé en degrés. Les cas étudiés sont des déflexions de 15° et 20° qui se situent de part et d'autre du cas de base considéré (Figure 3.21).

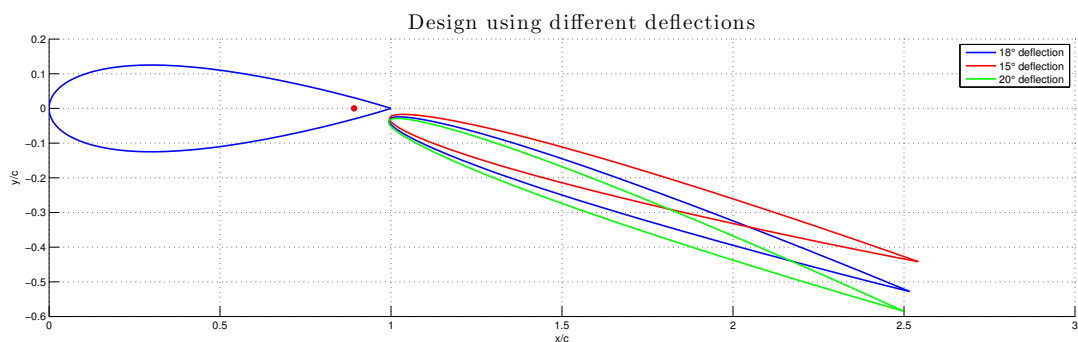


FIGURE 3.21 – Designs générés, paramétrage de la déflexion de l'élément auxiliaire

Le constat qui est dressé à première vue est que l'écoulement extrado sur l'élément aval reste accroché pour toutes les déflexions considérées. Il en résulte donc une augmentation de portance avec la déflexion, voir Figure 3.24. Le gain de portance s'accroît lorsque l'écoulement extrado

décroche de l'élément principal, l'écoulement intrado du profil amont étant alors acteur principal de la production de portance.

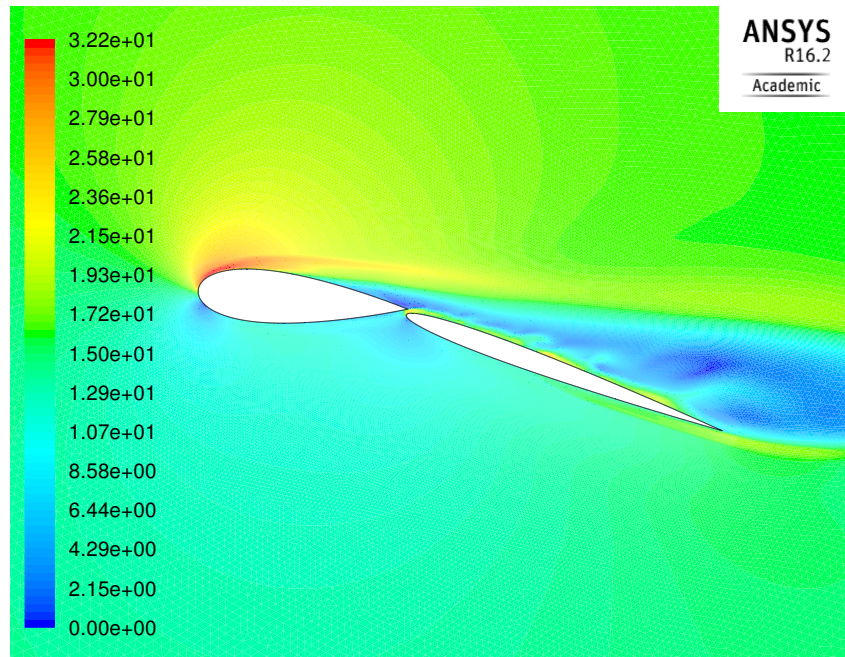


FIGURE 3.22 – Contours de vitesse, 0% d'écart, deflexion = 15° , $\alpha_c = 15^\circ$

Comme on le voit sur les contours de vitesse des Figures 3.22 et 3.23, l'écoulement décroché venant de l'extrado du profil amont est peu, voire pas influencé par la déflexion de l'élément auxiliaire. L'intérêt est donc en fait porté sur l'écoulement intrado de l'élément principal, qui passe à l'extrado du profil aval après s'être fauflé dans l'écart qui sépare les deux.

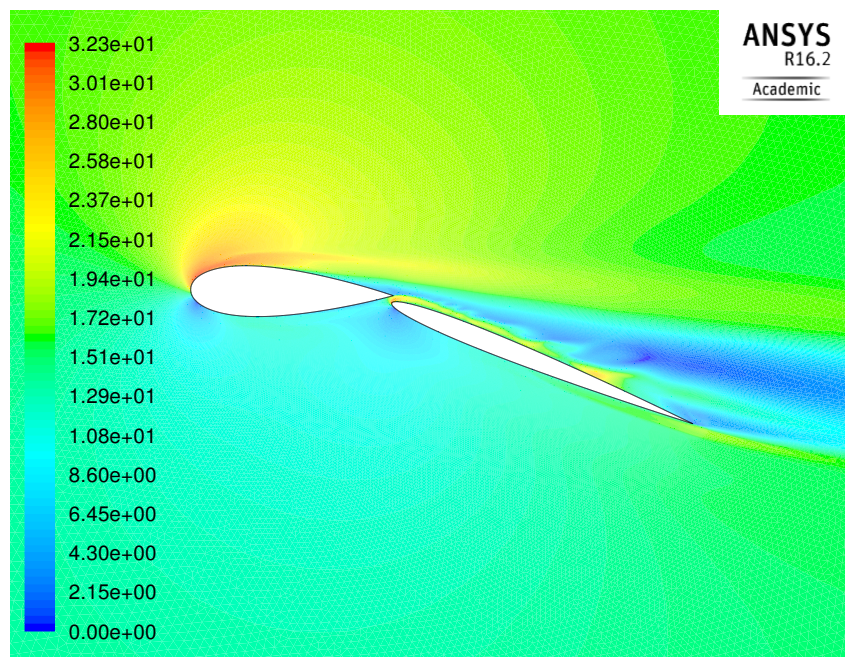


FIGURE 3.23 – Contours de vitesse, 5% d'écart, deflexion = 20° , $\alpha_c = 15^\circ$

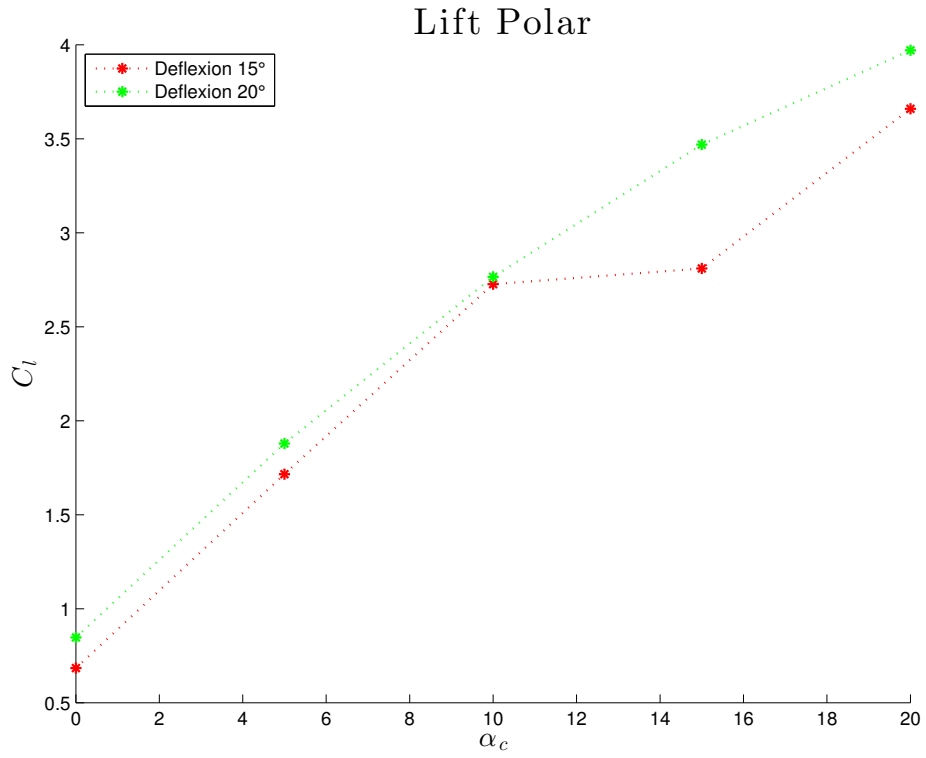


FIGURE 3.24 – Polaire de portance, 0% d'écart, deflexion = 15° et 20°

Chapitre 4

Conclusion

Au cours de l'investigation des performances des ailes rigides montées sur les catamarans AC72, plusieurs constats clés ont pu être tirés.

Tout d'abord, la discrétisation du domaine de calcul a une importance significative sur la précision des résultats. Un maillage grossier capture mal l'écoulement dans certaines zones critiques, par exemple dans l'espace du profil multi éléments. Cet espace se trouve entre le bord de fuite de l'élément principal et le bord d'attaque de l'élément auxiliaire. L'erreur relative entre un maillage grossier et fin se trouvant dans un intervalle entre 10 et 15%. Le maillage fin atteint la convergence des résidus pour chaque incidence, mais peine à atteindre des valeurs convergées de coefficients aérodynamiques.

De plus, l'écart installé entre les éléments du profil a un effet capital sur l'écoulement autour de l'élément auxiliaire. Pour un écart de 5% de corde totale, l'écoulement est entièrement détaché sur l'extrados de l'élément aval. En réduisant cet écart, on parvient à garder l'écoulement attaché et à augmenter les valeurs de C_l atteintes. Bien qu'un écart nul ne soit pas atteignable en pratique, il est donc souhaitable de le réduire le plus possible. En gardant un écoulement attaché sur l'extrados de l'élément auxiliaire, il est également possible d'augmenter la déflexion de ce dernier sans assister à un détachement. Cela a également pour effet d'augmenter le coefficient de portance, pour une déflexion de 20° par exemple. Même s'il est souhaitable que l'écoulement reste accroché sur l'extrados de l'élément principal, l'écoulement d'intérêt est bien celui qui vient de l'intrados de cet élément. En effet, redynamisé dans l'espace entre les profils, il passe du côté extrados de l'élément auxiliaire et est responsable majoritairement de la production totale de portance.

Finalement, la comparaison de modèles de turbulence a montré que les modèles Spalart-Allmaras et SST $k - \omega$ n'étaient pas à retenir pour les simulations. En effet, le modèle SA ne prédit pas correctement le décrochage aérodynamique, et le maillage n'est pas en adéquation avec les requis de maillages exigés par le modèle SST $k - \omega$. Le modèle $k - \epsilon$ offre des résultats satisfaisants pour la partie linéaire de la polaire de portance et présente une convergence rapide. Ses lacunes pouvant être la prédiction de la zone de décrochage.

Chapitre 5

Pistes d'amélioration

5.1 Comparaison des polaires

Dans un premier temps, il serait préférable de pouvoir se référer à des valeurs expérimentales connues. Même s'il n'y en a aucune disponible pour l'aile AC72 ETNZ, il serait intéressant de se référer à des polaires de portance et de traînée expérimentales d'un profil multi éléments quelconque pour justifier l'utilisation d'un modèle de turbulence.

5.2 Adaptation des maillages

Comme il a été vu plus haut, la génération d'un unique maillage destiné à une comparaison de modèles de turbulence entraîne des problèmes d'adaptation du maillage. Les requis de maillages ne sont pas les mêmes pour l'utilisation d'un modèle précis, ce qui rend la comparaison moins aisée. Il serait donc judicieux de générer des maillages adaptés précisément à chaque modèle.

5.3 Géométrie du profil multi éléments

Tout le travail de ce TFE se base sur une géométrie 2D qualitative qui a peu de chance d'être la géométrie réellement utilisée par l'ETNZ. Les profils NACA utilisés sont relativement agressifs et entraînent un décrochage non souhaité à des incidences relativement faibles pour le milieu dans lequel évoluent réellement les bateaux. Revoir la géométrie du premier élément semble donc être une des améliorations primordiales à apporter. Avant tout, il serait intéressant d'étudier l'influence d'une variation du point d'épaisseur maximale dans l'axe de la corde de l'élément principal. Une optimisation de la géométrie entière est également nécessaire.

Toujours au niveau de la géométrie, il serait judicieux d'étudier l'influence du pourcentage de corde du premier élément sur la corde totale pour pouvoir fournir une géométrie optimisée pour chaque section 2D de l'aile.

5.4 Cas des écoulements décrochés

Pour des incidences trop élevées, un décrochage général de l'écoulement a pu être constaté au cours des simulations qui ont été conduites. Il serait judicieux d'envisager des simulations dépendantes du temps, afin d'étudier l'évolution précise de l'écoulement dans la région décrochée. Cela permettrait également d'évaluer à nouveau les performances des modèles étudiés dans un

mode qui n'est pas stationnaire.

5.5 Prédiction de la traînée

Une autre piste serait d'évaluer les performances d'autres modèles concernant la prédiction de la traînée.

5.6 Modélisation d'un génois

En pratique, les AC72 utilisent une voile souple supplémentaire en amont de l'aile. Cette voile est utilisée comme un bec à fentes, par analogie avec le domaine de l'aviation. Une piste d'amélioration supplémentaire serait d'arriver à modéliser cette voile souple dans une géométrie destinée au maillage afin d'en dégager les effets sur l'écoulement pénétrant l'aile.

5.7 Ordre de discrétisation

Quant aux paramètres de simulations, la discrétisation a été faite au premier ordre. Il serait intéressant de voir l'effet de l'ordre de discrétisation au niveau de la convergence des résultats ainsi que sur la prédiction du décrochage de la polaire de portance.

5.8 Simulations futures

Enfin, une étape importante pour ponctuer l'analyse des performances des ailes rigides serait, après optimisation de la géométrie, de conduire des simulations en 3 dimensions. Cela permettrait d'en dégager les effets au pied et en tête de l'aile, et de pouvoir constater les effets de la couche limite à la surface de l'eau sur la production générale de portance.

Bibliographie

- [1] 34th Americas Cup committee. Ac72 class rules, 2011.
- [2] Gnech A. Development of a robust workflow for a cfd analysis of external aerodynamics in a virtual wind tunnel. Master's thesis, Aachen University, 2012.
- [3] History of the America's cup. <https://www.americascup.com/en/history.html>, 2017. Accessed : 2017-06-05.
- [4] Apparent wind on AC72. <http://www.nauticed.org/sailing-blog/americas-cup-apparent-wind/>, 2017. Accessed : 2017-07-01.
- [5] P.G. Richards A.W. Blakeley, R.G.J. Flay. Design and optimization of multi-element wingsails for multihull yachts, December.
- [6] D. Detomi, N. Parolini, and A. Quarteroni. Mathematics in the wing, January 2009.
- [7] J. Franke, A. Hellsten, H.Schlunzen, and Carissimon B. Best practice guideline for the cfd simulation of flows in the urban environment, Mai 2007.
- [8] Goderniaux H. Physique appliquée du dériveur, Mai 2003.
- [9] J.M. Lumley H. Tennekes. A first course in turbulence. MIT Press, 1983.
- [10] Ansys Inc. *Ansys Fluent User Guide*, Avril 2009.
- [11] J. Claes J. Hoffman. Mathematical theory of sailing.
- [12] Making sense of CFD grid types. <http://www.innovative-cfd.com/cfd-grid.html>, 2017. Accessed : 2017-07-04.
- [13] S.B. Pope. *Turbulent Flows*. Cambridge University Press, 2000.
- [14] Gerald Recktenwald. The $k - \epsilon$ model. ME448/548 Lecture notes, 2009.
- [15] S.Collie, B. Fallow, N. Hutchins, and H.Youngren. Aerodynamic design development of ac72 wings, March 2015.
- [16] P.R. Spalart. Strategies for turbulent modelling and simulation. *Journal of Heat and Fluid flows*, 21 :252-263, 2000.
- [17] C.P. van Dam. Recent experience with different methods of drag prediction. *Progress in Aerospace Sciences*, 35(8) :751 - 798, 1999.
- [18] G.Winckelmans V.Legat. Mécanique des fluides et transferts 1. version 5.8, February 2015.
- [19] F.M. White. *Viscous Fluid Flow*. McGraw-Hill series in mechanical engineering. McGraw-Hill, 1991.
- [20] David C. Wilcox. *Turbulence Modeling for CFD*. McGraw-Hill series in mechanical engineering. DCW Industries .Inc, 1994.

Annexe A

Lexique des termes véliques

Abbatée : Manoeuvre consistant à s'éloigner de la direction du vent. S'accompagne généralement d'un choquage de voiles.

Allures montantes : Navigation visant à remonter au vent relativement au vent réel. Concerne toutes les allures jusqu'au près, soit à 90° de la direction du vent.

Allures portantes : Navigation visant à s'éloigner de la direction du vent réel. Concerne les allures ou le skipper a le vent "dans le dos" de 90° à 180°.

Amures : Les amures désignent à la base des cordages. De nos jours, ils servent à indiquer la position d'un bateau par rapport au vent. Si ce dernier pénètre les amures à bâbord, on dit que le bateau se trouve bâbord amures, et inversement à tribord.

Aulofée : Manoeuvre consistant à se rapprocher de la direction du vent. S'accompagne généralement d'un bordage de voiles.

Border : Border une voile consiste à tirer sur une écoute pour refermer l'angle formé entre la voile et l'axe du bateau.

Choquer : Choquer une voile s'oppose au fait de la border. Il s'agit donc du fait de relacher une écoute et d'ouvrir l'angle formé entre la voile et l'axe du bateau.

Code Zero : Voile située entre un genois et un spi de largue asymétrique.

Compromis cap/vitesse :

Aux allures montantes, un barreur qui cherche à trop lofer aura tendance à mieux remonter en terme de cap, il parcourt donc moins de route mais sa vitesse en est drastiquement réduite. Au contraire, un barreur qui cherche à trop abattre obtiendra une vitesse plus élevée, mais aura plus de route à parcourir. Le même principe s'applique aux allures portantes

Ecoute : Se dit d'un cordage qui est destiné au réglage d'une voile directement.

Empannage : Manoeuvre similaire à un virement de bord s'effectuant avec le vent dans le dos. L'empannage est souvent plus dangereux à effectuer comme c'est un régime de poussée pure qui s'effectue dans les voiles.

Etrave : Ligne de rencontre des deux bordés de la coque (bâbord et tribord), souvent renforcée. Désigne de nos jours l'avant d'un bateau.

Gennaker : Voile avant intermédiaire entre un génois et un spinnaker asymétrique.

Genois : Voile disposée à l'avant d'un bateau.

Gîte : Inclinaison du bateau selon son axe longitudinal.

Proue : Partie avant d'un bateau comprenant diverses pièces de structure, dont l'étrave.

Poupe : Aussi appelé tableau arrière dans la voile moderne, s'opposé à la proue d'un bateau.

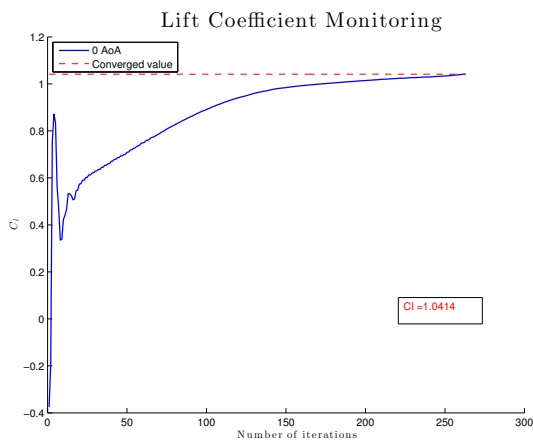
Reaching : Navigation au travers astreinte pour rejoindre une marque de départ ou d'arrivée en régate.

Virement de bord : Lors d'une remontée au vent, il s'agit d'une rotation symétrique d'incidence par rapport à la direction du vent en passant face à celui-ci.

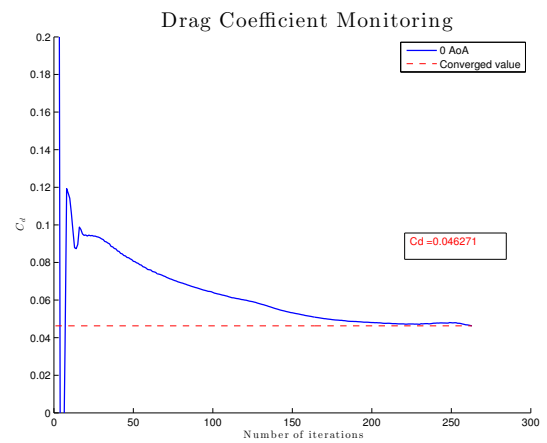
Annexe B

Monitoring des simulations : Portance et Traînée

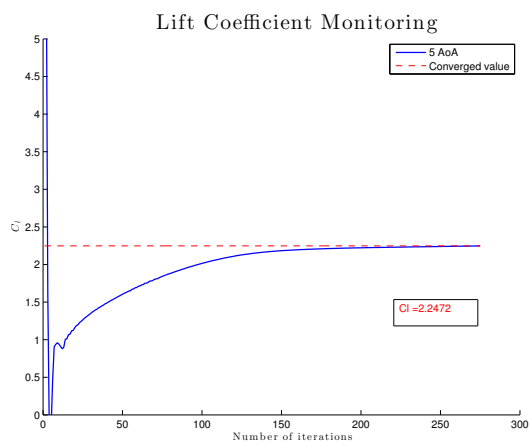
B.1 Spalart-Allmaras



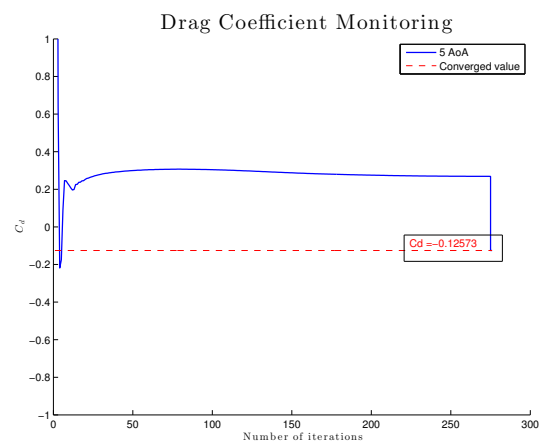
(a)



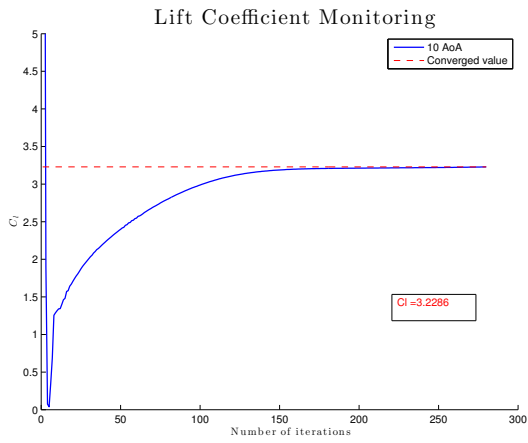
(b)



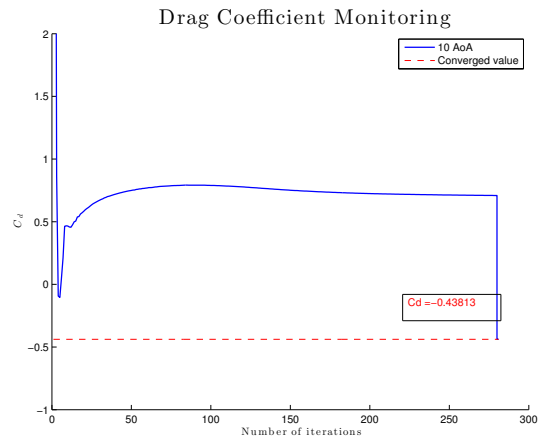
(c)



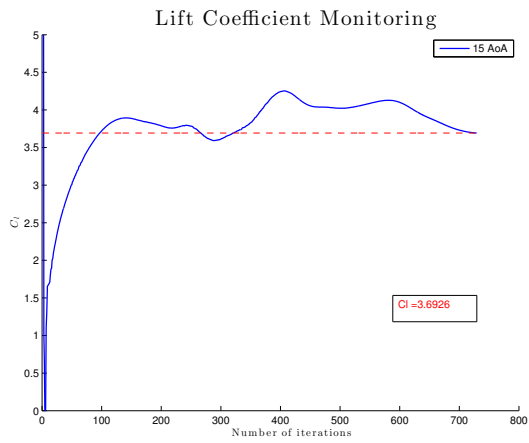
(d)



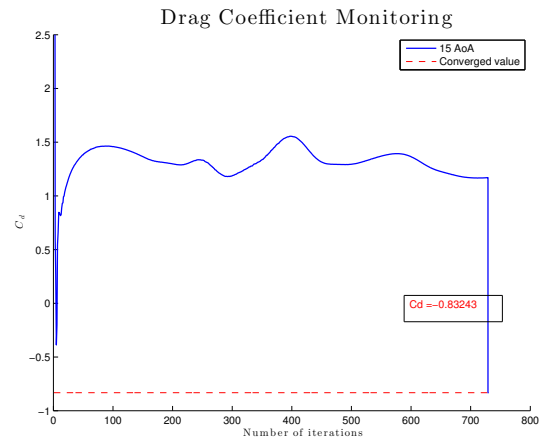
(e)



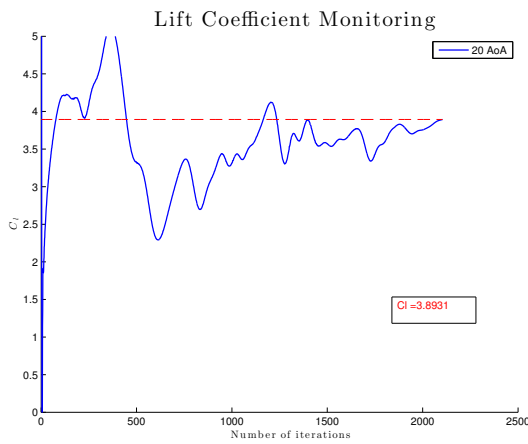
(f)



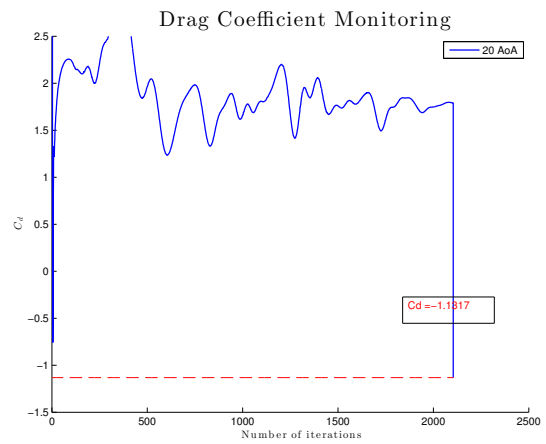
(g)



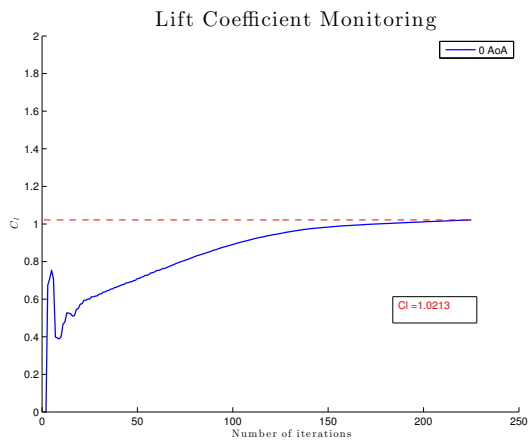
(h)



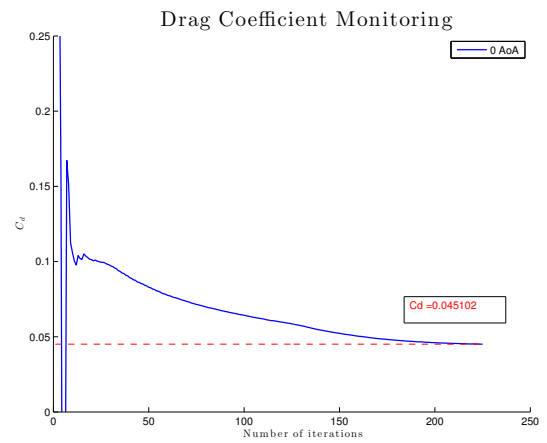
(i)



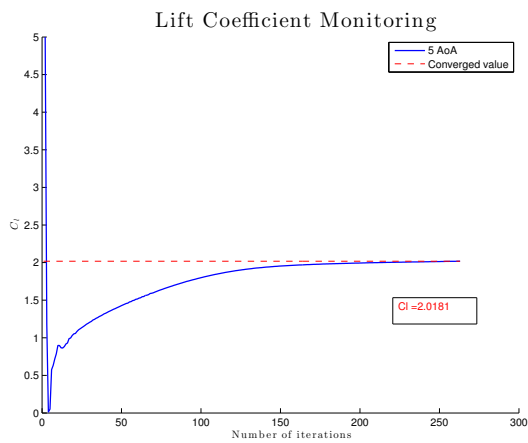
(j)

B.2 $SSTk - \omega$ 

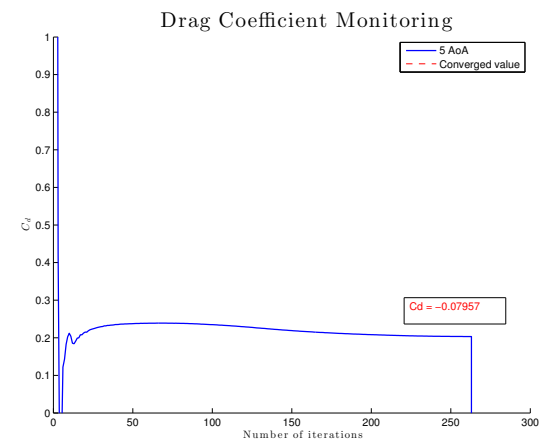
(a)



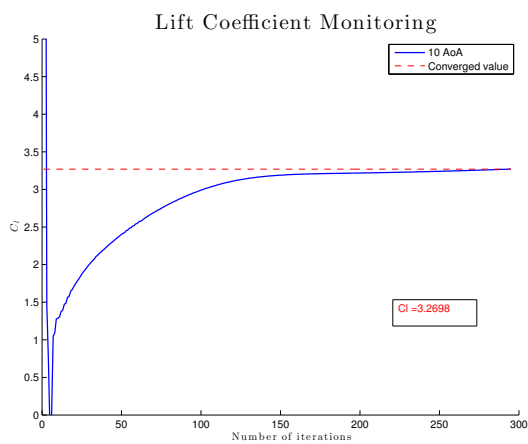
(b)



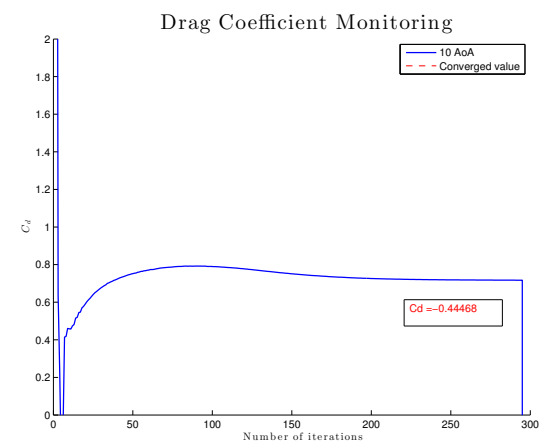
(c)



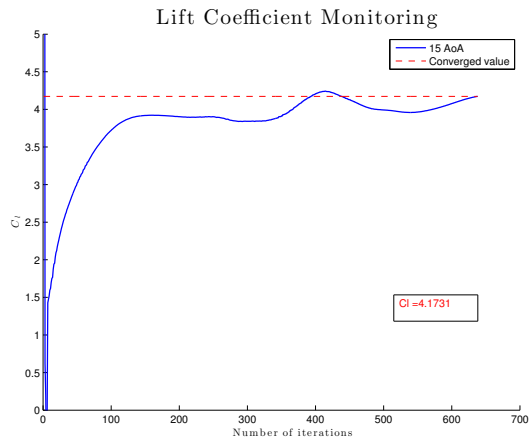
(d)



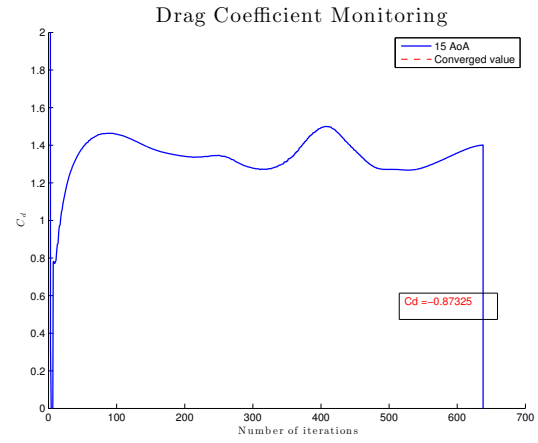
(e)



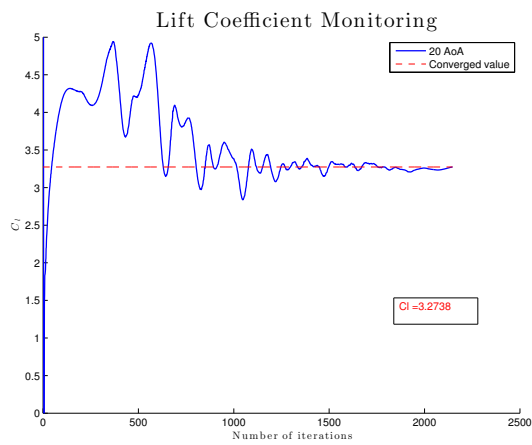
(f)



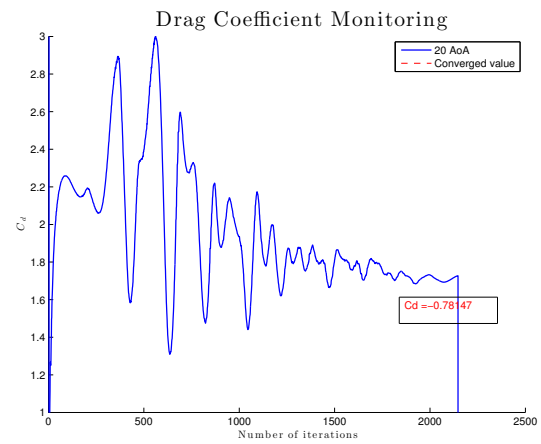
(g)



(h)

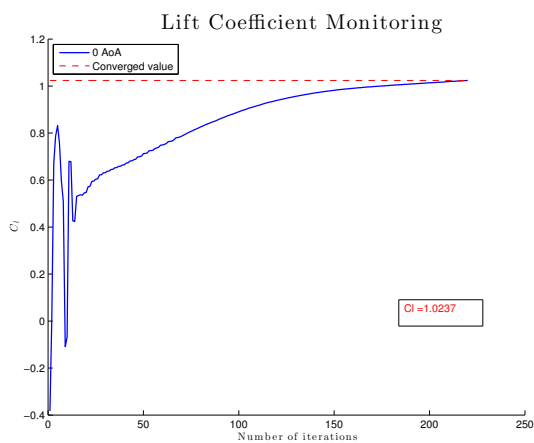


(i)

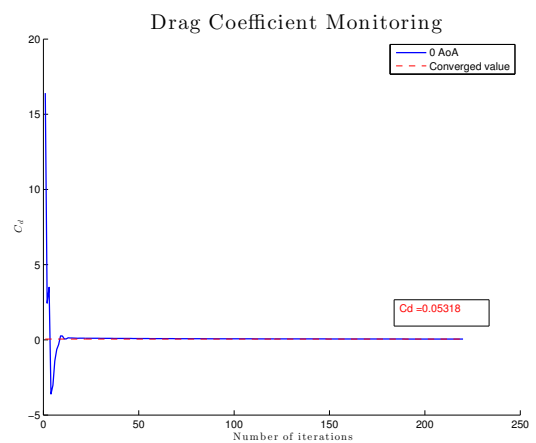


(j)

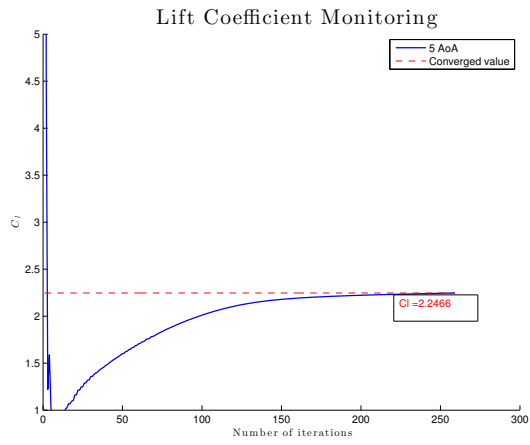
B.3 $k - \epsilon$



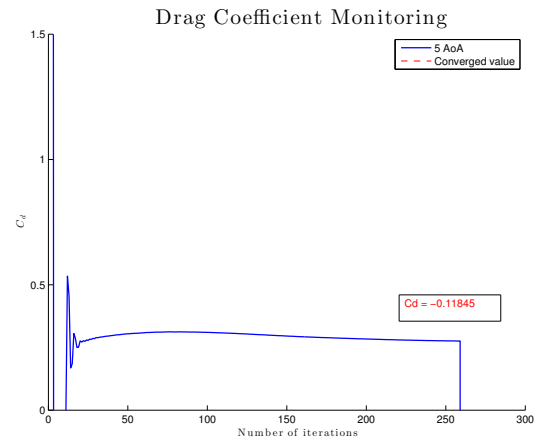
(a)



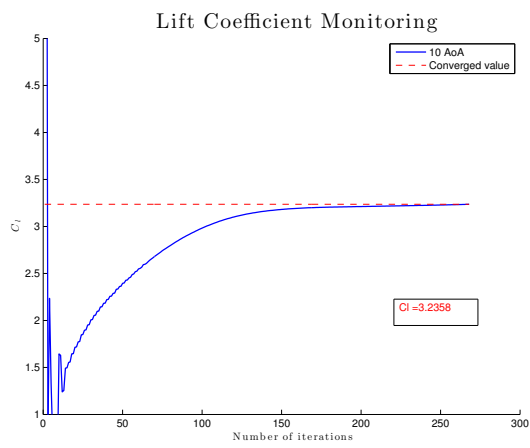
(b)



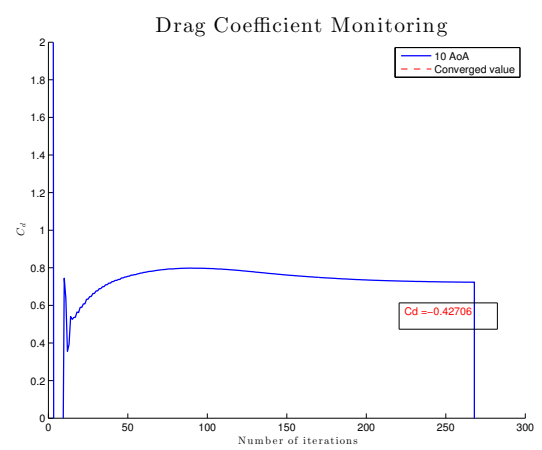
(c)



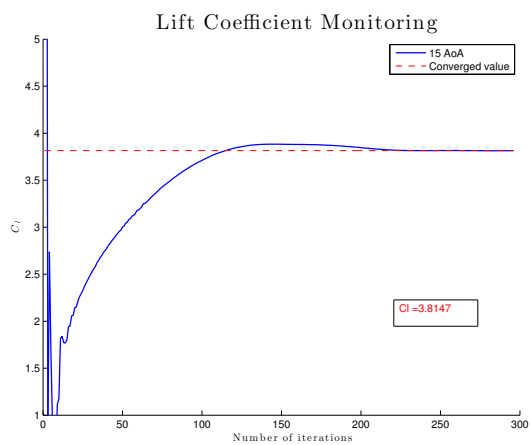
(d)



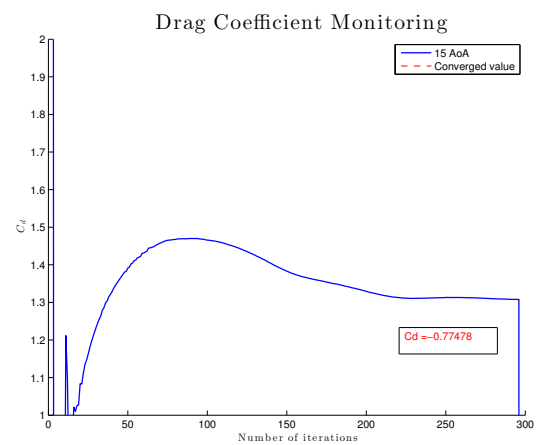
(e)



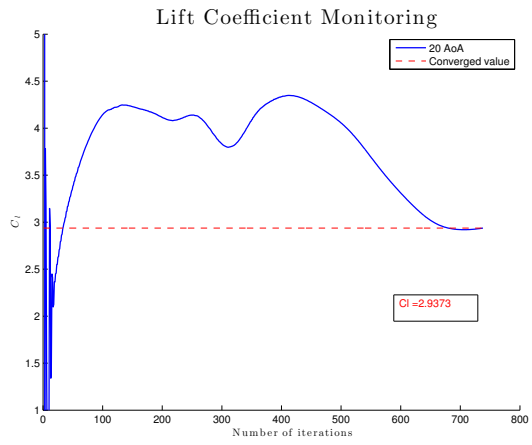
(f)



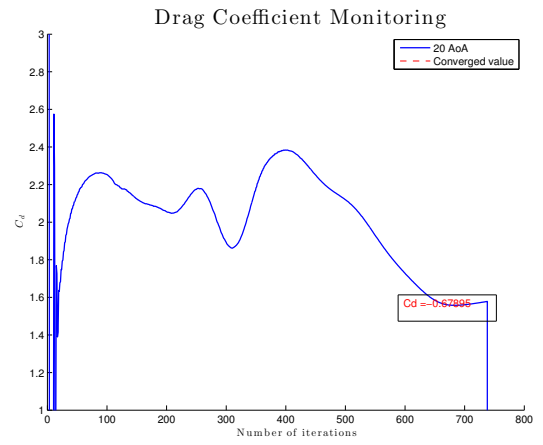
(g)



(h)



(i)



(j)

Table des figures

1	Catamaran ETNZ conçu pour l'édition 2013 de la coupe de l'America	1
1.1	L'aiguère d'argent, trophée de la Coupe de l'America	3
1.2	Les deux classes utilisées lors de la 34 ^{ème} édition de l'America's cup	5
1.3	Génération de différents profils d'ailes	6
1.4	Génération de différents designs	6
1.5	ETNZ AC72 design	7
1.6	Sections à (a) 25% (b) 50% (c) 75% de l'aile	8
1.7	Terminologie	9
1.8	Écoulement autour d'une aile rigide et d'une voile	10
1.9	Distribution de pression autour d'une aile rigide et d'une voile	10
1.10	Composantes du vent et vent apparent	11
1.11	photo tirée de http://apprendrelavoile.e-monsite.com/pages/les-allures.html	11
1.12	Vrillage de l'aile	12
1.13	Forces Aéro- et Hydrodynamiques	13
1.14	Inventaire des forces sur un monocoque	14
1.15	Couple de redressement instauré par la configuration du catamaran	14
1.16	Polaires VMG à angles de vent réel. Photo tirée du site http://www.cupinfo.com/cupstats/index-ac-2013-r1-2.php	15
1.17	Parcours de régates pour l'édition 2013 de la coupe de l'America. Photo tirée du site http://www.marinatimes.com/1203/americas-cup.php	16
1.18	Mesures, au fil chaud, d'une composante de vitesse en un point d'un écoulement turbulent	20
1.19	Fonction de mapping	27
1.20	Maillage en O structuré [12]	28
1.21	Maillage en C structuré [12]	28
2.1	Design quantitatif généré avec des profils fermés	31
2.2	Domaine total défini dans le DesignModeler	32
2.3	Exemple de domaine défini à 5 cordes sur GMSH	33
2.4	Maillage de la zone proche profils	34
2.5	Maillage de la région intérieure du domaine	35
2.6	Maillage du domaine extérieur	35
2.7	Évolution de la coordonnée interne y^+ du maillage grossier	36
2.8	Exemple de maillage du domaine à 5 cordes	36
2.9	Maillage de la zone proche paroi et de la région inter profils	37
2.10	Maillage de la région inter profils	37
2.11	Évolution de la coordonnée interne y^+ du maillage raffiné	38
3.1	Confrontation des polaires calculées pour les différents modèles de turbulence	43
3.2	Évolution du résidu de portance pour une incidence $\alpha = 5^\circ$	44

3.3	Évolution du résidu de portance pour une incidence (a) $\alpha_c = 15^\circ$, (b) $\alpha_c = 20^\circ$	44
3.4	Lignes de courant à incidence nulle	45
3.5	Courbe de coefficients de pression à incidence nulle	46
3.6	Lignes de courant et évolution du coefficient de pression pour $\alpha_c = 5^\circ$	46
3.7	Lignes de courant et évolution du coefficient de pression pour $\alpha_c = 10^\circ$	47
3.8	Contrainte de frottement à la paroi τ_w , $\alpha_c = 10^\circ$	47
3.9	Lignes de courant et évolution du coefficient de pression pour $\alpha_c = 15^\circ$	48
3.10	Contrainte de frottement à la paroi τ_w , $\alpha_c = 15^\circ$	49
3.11	Lignes de courant et évolution du coefficient de pression pour $\alpha_c = 15^\circ$	49
3.12	Contrainte de frottement à la paroi τ_w , $\alpha_c = 20^\circ$	50
3.13	Évolution du coefficient de pression au long du profil multi éléments	51
3.14	Évolution des coefficients de portance (a) et de traînée (b) pour le maillage fin, $\alpha = 5^\circ$	52
3.15	Évolution des coefficients de portance (a) et de traînée (b) pour le maillage fin, $\alpha_c = 15^\circ$	53
3.16	Erreur relative entre les 2 maillages pour $\alpha_c = [0, 5, 10, 15]^\circ$	53
3.17	Designs générés, paramétrage de l'écart inter-profil	54
3.18	Contours de vitesse, 2% d'écart, $\alpha_c = 15^\circ$	55
3.19	Contours de vitesse, 5% d'écart, deflexion = 18° , $\alpha_c = 15^\circ$	55
3.20	Polaire de portance, 2% et 5% d'écart, deflexion = 18°	56
3.21	Designs générés, paramétrage de la deflexion de l'élément auxiliaire	56
3.22	Contours de vitesse, 0% d'écart, deflexion = 15° , $\alpha_c = 15^\circ$	57
3.23	Contours de vitesse, 5% d'écart, deflexion = 20° , $\alpha_c = 15^\circ$	57
3.24	Polaire de portance, 0% d'écart, deflexion = 15° et 20°	58

Liste des tableaux

2.1	Conditions standard	38
2.2	Paramètres de simulations <i>Fluent</i>	39
2.3	Conditions frontière de simulation <i>Fluent</i>	40

