

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
Ministère De L'enseignement Supérieur Et De La Recherche Scientifique

BADJI MOKHTAR –ANNABA UNIVERSITY
UNIVERSITE BADJI MOKHTAR –ANNABA



جامعة باجي مختار - عنابة

Faculté des sciences de l'ingénieur

Département de génie mécanique
Laboratoire LR3MI

Thèse
Présentée en vue de l'obtention du diplôme de
DOCTORAT

Contribution à l'étude d'un contrôle d'écoulement
pour l'amélioration des performances
aérodynamiques d'une éolienne.

Option

Energétique et développement durable

Par

BELAMADI Riyadh

Directeur de Thèse : DJEMILI Abdelouaheb MCA U. ANNABA

Devant le jury :

| | | | |
|---------------------|----------------------|-------|-------------|
| Président : | Melle Boumaraf Latra | Prof. | U. Annaba |
| Examineurs : | Mrs Méchighel Farid | MCA | U. Annaba |
| | Mrs Kabar Yassine | MCA. | U. Jijel |
| | Mme Guerri Ouahiba | MRA | CDER. Alger |

ANNABA
2016

Dédicace

Je dédie ce mémoire :

A la mémoire de mon très chère père " Ali" avec lequel je n'aurais pas le plaisir de partager cet événement mais qui est et qui demeurera dans mon cœur et à jamais, j'espère que je saurais à la hauteur des valeurs que tu as semé en nous, mon père, que Dieu, le miséricordieux, accueille dans son éternel paradis.

A ma très chère mère "Hadria", tu représentes pour moi le symbole de la bonté par excellence, la source de tendresse et l'exemple du dévouement qui n'a pas cessé de m'encourager et de prier pour moi, ta prière et ta bénédiction m'ont été d'un grand secours pour mener à bien mes études.

A mes chers frères et mes sœurs, qui n'ont cessé d'être pour moi des exemples de persévérance, de courage et de générosité, les mots ne suffisent guère pour exprimer l'attachement, l'amour et l'affection que je porte pour vous.

A ma très chère nièce "Racha", En témoignage de l'attachement, de l'amour et de l'affection que je porte pour toi, , je te remercie pour ton affection si sincère.

A tous les membres de ma famille, petits et grands Veuillez trouver dans ce modeste travail l'expression de mon affection

A mes chères ami(e)s, En témoignage de l'amitié qui nous unit et des souvenirs de tous les moments que nous avons passés ensemble.

A tout ceux qui ont su m'apporter aide et soutien aux moments propices. A tous ceux qui, par un mot, m'ont donné la force de continuer. A tous ceux que j'aime et qui m'aiment...

REMERCIEMENTS

Je tiens à exprimer mes remerciements et profondes gratitude, avant tout, à dieu le tout puissant, qui m'a éclairé le droit chemin qui mène vers la réussite, et qui m'a donné le courage et la force pour mener ce modeste travail.

Ce mémoire est l'aboutissement d'un travail, certes personnel, mais qui n'aurait pu voir le jour sans l'aide de nombreuses personnes. Je tiens donc ici à remercier tous ceux qui, de près ou de loin, ont contribué à la réalisation de cette étude. Et tout d'abord, M. Djemili Abdelouaheb, mon directeur de thèse, pour sa disponibilité et la qualité de son encadrement.

Nos travaux ont été effectués au laboratoire de recherche en mécanique des matériaux et maintenance industrielle LR3MI, département de génie mécanique, Université Badji Mokhtar Annaba: merci donc à tout le personnel de l'établissement.

Je tiens également à remercier M. Mdouki Ramzi, directeur de laboratoire de Mécanique des Fluides et Turbomachines, Tébessa pour ses précieux conseils ainsi que M. Adrian Ilinca, directeur de Laboratoire du recherche d'Énergie Eolienne, Québec, Canada, pour son aide et ses conseils avisés.

J'exprime mes vifs remerciements à Mme. Guerri Ouahiba, Directeur de la division d'Énergie Éolienne Centre de Recherche d'Énergie Renouvelable CDER, Alger.

J'adresse mes sincères remerciements à tous les professeurs, intervenants et toutes les personnes qui par leurs paroles, leurs écrits, leurs conseils et leurs critiques ont guidé mes réflexions et ont accepté de me rencontrer et répondre à mes questions durant mes recherches.

Je remercie mes très chers parents, qui ont toujours été là pour moi, « Vous avez tout sacrifié pour vos enfants n'épargnant ni santé ni efforts. Vous m'avez donné un magnifique modèle de labeur et de persévérance. Je suis redevable d'une éducation dont je suis fier ».

Abstract

In this PhD thesis we explore the improvement of aerodynamic characteristics of wind turbine airfoils under stall conditions through passive boundary layer control using slots. Baseline NREL Phase ii rotor (generated only with S809 profile along the span for an untwisted case) was modified based on CFD calculations. 2-D and 3-D steady-incompressible flow Reynolds average Navier-Stokes equations, are solved by using *ANSYS Fluent*. An extensive 2-D computations are first performed in order to define the most suitable turbulence model to be used; the turbulence closure model has been chosen among four possible candidates (standard $k-\varepsilon$, Spalart-Allmaras, $k-\omega$ and $k-\omega$ SST) based on comparison of pressure coefficient for the different configurations with experimental results. Secondly, a parametric study has been done to analyze the effects of slot's location, width and slope and the best configuration was determined.

In order to give a better understanding of the main influences of the rotational effect on boundary layer separation and control system, a three dimensional study has been done based on 2-D best configuration.

The results show that the control system improves aerodynamic performance over a specific range of angles of attack (wind speed). However, a significant penalty is observed on the airfoil efficiency for the final configuration at low angles of attack. At moderate and high angles of attack the slot configuration outperforms the baseline configuration.

Key words: Passive flow control, boundary layer separation, wind energy, CFD-RANS, turbulence flow, effective angle of attack.

Résumé

Dans cette thèse, nous explorons l'amélioration des caractéristiques aérodynamiques de la pale d'éolienne dans les conditions de décrochage par un contrôle passif de la couche limite utilisant une fente. Le rotor de référence NREL Phase ii (généralisé uniquement avec le profil S809 le long de l'envergure pour un cas non vrillé) a été modifiée sur la base des calculs CFD. Les équations moyennées de Navier-Stokes pour un écoulement 2-D et 3-D stationnaire et incompressible sont résolues en utilisant ANSYS Fluent. D'abord, des calculs intensifs en 2-D sont exécutés afin de définir le modèle de turbulence le plus approprié pour être utilisé; le modèle de fermeture a été choisi parmi les quatre candidats possibles ($k-\varepsilon$ standard Spalart-Allmaras, $k-\omega$ et $\omega k-SST$) en se basant sur la comparaison du coefficient de pression pour les différentes configurations avec les données expérimentales. D'autre part, une étude paramétrique a été faite pour analyser les effets de la position, de la largeur et de la pente de fente et ainsi la meilleure configuration a été déterminée.

Afin de donner une meilleure compréhension des principales influences de l'effet de rotation sur la séparation de la couche limite et le système de contrôle, une étude en 3-D a été faite sur la base de la meilleure configuration de l'étude en 2-D.

Les résultats montrent que le système de contrôle est efficace pour des valeurs spécifiques d'angles d'attaque (vitesse du vent). Cependant, une pénalité significative est observée sur l'efficacité de la pale de la configuration finale à de faibles angles d'attaque. À des angles d'attaque modérés et élevés la configuration avec contrôle surpasse la configuration de base.

Mots clés: contrôle d'écoulement passif, couche limite, énergie éolienne, CFD-RANS, écoulement turbulent, l'angle d'attaque effectif.

TABLE DES MATIERES

| | |
|---------------------------|------------|
| Dédicace | II |
| Remerciement | III |
| Table des matières | IV |
| Table des figures | V |
| Liste des tableaux | VI |
| Liste des symboles | XV |

Introduction générale

| | |
|---|----------|
| 1. Introduction..... | 2 |
| 1.1 Différents types d'éoliennes et leurs utilisations..... | 3 |
| 1.1.1 Eolienne a axe horizontal..... | 3 |
| <i>Architecture d'une éolienne à axe horizontal.....</i> | <i>3</i> |
| 1.1.2 Eolienne a axe vertical..... | 7 |
| a) Savonius..... | 8 |
| b) Darieus..... | 9 |
| c) Giromill..... | 10 |
| 1.1.3 Courbe de puissance | 12 |
| 1.2 Le problème actuel..... | 13 |
| 1.3 L'objectif de l'étude..... | 13 |
| 1.4 Méthodologie de la recherche..... | 14 |

1 Fonctionnement et aérodynamique d'éolienne à axe horizontal

| | |
|--|----|
| 1.1 Aérodynamique d'aube..... | 17 |
| 1.1.1 Paramètre de conception..... | 17 |
| 1.1.2 Les caractéristiques de performances d'aube..... | 18 |
| 1.2 La technologie des éoliennes..... | 20 |
| 1.3 Fonctionnement d'éolienne à axe horizontal..... | 21 |
| 1.3.1 Le multiplicateur et la transmission de l'énergie mécanique..... | 21 |

| | | |
|----------|--|----|
| 1.3.2 | Nombre de pales..... | 24 |
| 1.3.3 | Régulation..... | 25 |
| 1.3.4 | Sécurité..... | 27 |
| 1.4 | Aérodynamique d'éolienne à axe horizontal..... | 29 |
| 1.4.1 | Aérodynamique de rotor..... | 29 |
| 1.4.2 | Source d'instationnarité..... | 31 |
| | | |
| 2 | Méthodes de modélisation aérodynamique d'une éolienne | |
| 2.1 | Définitions de base..... | 37 |
| 2.2 | Théorie de l'élément de pale-quantité de mouvement..... | 41 |
| 2.3 | Théorie du disque actif..... | 43 |
| 2.4 | Méthode de la ligne active..... | 45 |
| 2.5 | Méthodes tourbillonnaires..... | 46 |
| 2.6 | Méthodes basées sur la résolution des équations de Navier-Stokes (CFD)..... | 48 |
| | | |
| 3 | CFD et éolienne | |
| 3.1 | Introduction à la méthode de calcul "CFD"..... | 51 |
| 3.2 | La structure de "CFD"..... | 52 |
| 3.3 | Les équations "RANS"..... | 53 |
| 3.3.1 | Équations du mouvement..... | 53 |
| 3.3.1 | Équation de Navier-Stokes moyennées..... | 54 |
| 3.4 | Modélisation de la turbulence..... | 55 |
| 3.4.1 | Modèles de fermeture..... | 57 |
| | A) <i>Modèle de $k-\varepsilon$</i> | 59 |
| | B) <i>Modèle de $k-\omega$ standard</i> | 60 |
| | C) <i>Modèle de $k-\omega$ SST (Shear Stress Transport)</i> | 62 |
| | D) <i>Le Modèle de spalart – allmarass</i> | 65 |
| 3.5 | Le solveur <i>FLUENT</i> | 67 |
| 3.5.1 | Approche volumes-finis..... | 68 |

4 La théorie de la couche limite et contrôle de décollement

| | | |
|-------|--|----|
| 4.1 | Structure de la couche limite..... | 72 |
| 4.1.1 | Couche limite laminaire et turbulente..... | 73 |
| 4.1.2 | La séparation de la couche limite..... | 74 |
| 4.2 | La physique de contrôle de la séparation de couche limite..... | 76 |
| 4.3 | Méthodologies de Contrôle | 79 |
| 4.3.1 | Le contrôle passif..... | 79 |
| 4.3.2 | Le contrôle actif..... | 84 |
| | A) Contrôle de décollement par aspiration et soufflage..... | 84 |
| | a) Aspiration de la couche limite (<i>boundary layer suction</i>)..... | 85 |
| | b) Soufflage de la couche limite (<i>boundary layer blowing</i>)..... | 87 |

5 Validation de calcul CFD-RANS et étude paramétrique de pale avec fente en deux-dimensions

| | | |
|-------|--|-----|
| 5.1 | Validation de calcul numérique..... | 94 |
| 5.1.1 | Description de la géométrie..... | 94 |
| 5.1.2 | Domaine de calcul et grille de maillage..... | 94 |
| 5.1.3 | Etude de l'indépendance solution maillage..... | 99 |
| 5.1.4 | Validation de résultats..... | 100 |
| 5.2 | Etude paramétrique de la pale avec fente..... | 107 |
| 5.2.1 | L'effet de la position de la fente..... | 109 |
| 5.2.2 | L'effet de la largeur de la fente..... | 120 |
| 5.2.3 | L'effet de pente de la fente..... | 124 |
| 5.2.4 | L'effet de la fente sur les caractéristiques aérodynamiques à différents angles d'attaque..... | 126 |
| 5.2.5 | Conclusion..... | 131 |

| | |
|--|------------|
| 6 L'effet de rotation | |
| 6.1 Introduction | 133 |
| 6.2 Validation de calcul 3-D sans contrôle..... | 135 |
| 6.2.1 Données expérimentales et description de la géométrie NREL Phase II..... | 135 |
| 6.2.2 Domaine de calcul et grille de maillage..... | 137 |
| 6.2.3 Méthode de résolution..... | 138 |
| 6.2.4 Résultats..... | 143 |
| 6.2.5 Détermination de l'angle d'attaque de la pale rotative..... | 155 |
| 6.3 L'effet de rotation sur le système de contrôle | 160 |
| 6.4 Conclusion..... | 164 |
| | |
| 7 Conclusion générale | 165 |
| Liste de publications | 168 |
| Références | 179 |
| Annexes | 181 |

Table des figures

| | | |
|----|--|----|
| 01 | (a) moulin à vent Hollandais, (b) pompe éolienne Américaine et (c) pompe éolienne thaïlandaise..... | 03 |
| 02 | Les différents composants d'une éolienne moderne..... | 04 |
| 03 | (a) off-shore et (b) on-shore parcéolien..... | 07 |
| 04 | Fonctionnement des éoliennes en amont (a) et en aval (b)..... | 07 |
| 05 | Moulin à axe vertical avec des voiles du 9ème siècle..... | 08 |
| 06 | Savonius, éolienne à axe vertical..... | 09 |
| 07 | Darrieus, éolienne à axe vertical..... | 10 |
| 08 | Giromill, éolienne à axe vertical..... | 11 |
| 09 | La courbe de puissance typique d'une éolienne..... | 12 |
| 10 | Conception de base et paramètre de l'aube..... | 17 |
| 11 | Les vecteurs de portance & trainée..... | 19 |
| 12 | Courbe des coefficients de portance, de trainée et de la finesse en fonction d'angle d'attaque (à gauche : $0 < AoA < 90^\circ$; à droite : $0 < AoA < 20^\circ$)..... | 20 |
| 13 | la distribution de pression ($C_p/(x/y)$) et la vitesse normalisée ($Q_{x/y}$) le long de la corde de profile AH93W174 pour $AoA=9^\circ$ | 20 |
| 14 | Engrenage de deux roues dentées..... | 22 |
| 15 | La technologie de base des multiplicateurs de vitesse d'éolienne à axe horizontal..... | 23 |
| 16 | Les vecteurs de vitesse d'écoulement agissant sur une section de rotor d'éolienne..... | 29 |
| 17 | Représentation de la pale avec des segments indépendants selon la théorie de l'élément de pale..... | 30 |
| 18 | Lignes de courant sur l'extrados de la pale..... | 30 |
| 19 | Source des charges aérodynamique instationnaire sur un rotor éolien..... | 31 |
| 20 | Les effets de la couche limite terrestre sur l'écoulement autour d'une éolienne..... | 32 |
| 21 | La croissance de la taille des éoliennes depuis 1980 et perspectives..... | 36 |
| 22 | Le facteur d'induction..... | 39 |
| 23 | Efforts subis par un élément de pale d'un rotor éolien soumis à un vent..... | 40 |
| 24 | Volume de contrôle annulaire (BEM) et un élément de pale..... | 42 |
| 25 | Remplacement de la surface balayée par les pales du rotor par un disque perméable..... | 44 |
| 26 | Concept de la ligne active..... | 45 |
| 27 | Sillage tourbillonnaire d'une éolienne composé de tourbillons issus de l'extrémité et du pied de chaque pale..... | 46 |

| | | |
|------|--|-----|
| 28 | L'influence du nombre de Reynolds sur le comportement de l'écoulement..... | 57 |
| 29 | Schéma d'algorithme Séparé (à gauche) et accouplé (à droite) du solveur basé sur la pression..... | 69 |
| 30 | Couche limite turbulente..... | 73 |
| 31 | Décollement de couche limite..... | 75 |
| 32 | Profils et gradients de vitesses..... | 77 |
| 33 | Configuration de générateur de tourbillon..... | 80 |
| 34 | Différentes combinaisons de fente étudiée par Weick et Shortal..... | 81 |
| 35 | Aileron de bord d'attaque..... | 82 |
| 36 | Protubérances de bord d'attaque..... | 83 |
| 37 | Fente d'aspiration/soufflage au bord d'attaque..... | 85 |
| 38 | Le principe aérodynamique de base de contrôle d'écoulement par aspiration..... | 86 |
| 39 | Distribution de la vitesse dans la couche limite on amont (A) et on aval (B) de la fente de soufflage tangentiel..... | 87 |
| 40 | Comparaison schématique de profil aérodynamique classique (à gauche) et du concept de contrôle contre-courant (à droite)..... | 88 |
| 41 | Vue schématique d'une aile équipée de Jet synthétique..... | 89 |
| 42 | Vue schématique d'une aile équipée d'actionneurs de plasma..... | 91 |
| 43 | Profil S809..... | 95 |
| 44 | Domaine de calcul..... | 95 |
| 45 | Détails de Maillage structuré de type C..... | 96 |
| 46 | Approches de modélisation de paroi..... | 98 |
| 47.a | Comparaison de la distribution de coefficient de pression calculé et expérimental [135] : $Re=1 \times 10^6, AoA=14.24^\circ$ | 101 |
| 47.b | Comparaison de la distribution de coefficient de pression calculé et expérimental [135] : $Re=1 \times 10^6, AoA=20.15^\circ$ | 102 |
| 48.a | La distribution de la vitesse axiale suivant la direction verticale y en fonction de la corde relative : $Re=1 \times 10^6, AoA=14.24^\circ$ | 103 |
| 48.b | La distribution de la vitesse axiale suivant la direction verticale y en fonction de la corde relative : $Re=1 \times 10^6, AoA=20.15^\circ$ | 104 |
| 49 | Ligne de courant coloré avec la vitesse axiale $AoA=14.24^\circ$ (à gauche) et $AoA=20.15^\circ$ (à droite) : $Re=1 \times 10^6$ | 105 |
| 50 | Comparaison de C_l et C_d calculé avec les données expérimentals [138] : $Re=1 \times 10^6$ | 106 |

| | | |
|------|---|-----|
| 51 | Les caractéristiques géométriques de la fente (c: la corde, LE: bord d'attaque, TE: bord de fuite, X: position de la fente, Y: l'épaisseur de la fente, ψ : l'angle entre l'axe de la fente et la corde normal)..... | 108 |
| 52 | Maillage structuré de la pale avec fente (à gauche) et la pale de référence (à droite).... | 109 |
| 53 | La variation de C_l et C_d en fonction de la position de la fente X : AoA;15°,16°,17°, 18°, 19° et 20°, $Re=1 \times 10^6$ | 111 |
| 54 | La variation de la finesse en fonction de la position de fente X :AoA;15°,16°,17°, 18°, 19° et 20°, $Re=1 \times 10^6$ | 114 |
| 55.a | La distribution de la vitesse axiale suivant la direction verticale y en fonction de la corde relative: $Re=1 \times 10^6$, AoA=15°, 16° et 17°..... | 115 |
| 55.b | La distribution de la vitesse axiale suivant la direction verticale y en fonction de la corde relative: $Re=1 \times 10^6$, AoA=18°, 19° et 20°..... | 116 |
| 56.a | Vue comparatif de la distribution de vitesse pour la configuration de base (en haut), la position de la fente optimale (en bas) et une position de fente arbitraire (milieu) pour AoA ; 15 ° et 16°..... | 117 |
| 56.b | Vue comparatif de la distribution de vitesse pour la configuration de base (en haut), la position de la fente optimale (en bas) et une position de fente arbitraire (milieu) pour AoA ; 17 ° et 18°..... | 118 |
| 56.c | Vue comparatif de la distribution de vitesse pour la configuration de base (en haut), la position de la fente optimale (en bas) et une position de fente arbitraire (milieu) pour AoA ; 19 ° et 20°..... | 119 |
| 57 | La variation de C_l , C_d (à gauche) et de la finesse (à droite) en fonction de la largeur de la fente : AoA;16°,18° et 20°, $Re=1 \times 10^6$ | 121 |
| 58 | Les paramètres de la section de la fente..... | 122 |
| 59 | La variation de C_l , C_d (à gauche) et de la finesse (à droite) en fonction de la forme de la section : AoA=18°, $Re=1 \times 10^6$ | 122 |
| 60 | Vue comparatif de la distribution de vitesse pour la configuration de base et différentes géométrie de la fente ; X=50%, $\psi=-60^\circ$, AoA=18°..... | 123 |
| 61 | La variation de C_l , C_d (à gauche) et de la finesse (à droite) en fonction de la pente: AoA=18°, $Re=1 \times 10^6$ | 124 |
| 62 | Vue comparatif de la distribution de vitesse pour différentes angle de la pente; X=50%, Y=2.5%, AoA=18°..... | 125 |

| | | |
|------|---|-----|
| 63 | la Variation de C_l , C_d (à gauche) et de la finesse (à droite) en fonction d'angle d'attaque..... | 127 |
| 64 | Comparaison de C_l , C_d et de la finesse de la configuration finale avec les données expérimental [132] : $Re=1 \times 10^6$ | 128 |
| 65 | Les caractéristiques géométrique de la configuration finale..... | 129 |
| 66 | Vue comparatif de la distribution de vitesse pour la configuration finale; $AoA=16^\circ, 18^\circ, 20^\circ$ | 130 |
| 67 | Le coefficient de portance à différentes sections radiales d'une hélice, mesuré par Himmelskamp, source [80]..... | 134 |
| 68 | Le rotor NREL Phase II..... | 136 |
| 69 | Emplacements des prises de pression (taps) et sondes de NREL Phase II..... | 137 |
| 70 | Domaine de calcul et condition aux limites..... | 139 |
| 71 | Maillage structuré de domaine..... | 139 |
| 72 | Détails du maillage..... | 140 |
| 73 | Un seul domaine de référence en mouvement (Single moving reference frame), source [132]..... | 141 |
| 74.a | Comparaison de la distribution de pression calculés et expérimentals pour différentes stations radiale à 7.2 m.s^{-1} , NREL Phase II..... | 144 |
| 74.b | Comparaison de la distribution de pression calculés et expérimentals pour différentes stations radiale à 12.85 m.s^{-1} , NREL Phase II..... | 145 |
| 74.c | Comparaison de la distribution de pression calculés et expérimentals pour différentes stations radiale à 19.18 m.s^{-1} , NREL Phase II..... | 146 |
| 75.a | Contour de vitesse relative avec lignes de courant à 7.2 m.s^{-1} | 148 |
| 75.b | Contour de vitesse relative avec lignes de courant à 12.85 m.s^{-1} | 149 |
| 75.c | Contour de vitesse relative avec lignes de courant à 19.18 m.s^{-1} | 150 |
| 76.a | Lignes de courant colorées avec la pression statique (à gauche) et la distribution de la vitesse relative V_x suivant la direction verticale y en fonction de la corde relative (à droite), $U_\infty = 7.2 \text{ m.s}^{-1}$ | 151 |
| 76.b | Lignes de courant colorées avec la pression statique (à gauche) et la distribution de la vitesse relative V_x suivant la direction verticale y en fonction de la corde relative (à droite), $U_\infty = 12.85 \text{ m.s}^{-1}$ | 151 |
| 76.c | Lignes de courant colorées avec la pression statique (à gauche) et la distribution de la vitesse relative V_x suivant la direction verticale y en fonction de la corde relative (à droite), $U_\infty = 19.18 \text{ m.s}^{-1}$ | 152 |
| 77 | Variation de la puissance en fonction de la vitesse du vent..... | 154 |
| 78 | Variation du coefficient de puissance en fonction de la vitesse du vent (à gauche) et en fonction du paramètre de rapidité λ (à droite)..... | 154 |
| 79 | Différentes positions de l'envergure sur lesquelles les données CFD ont été extraites et utilisées dans l'algorithme inverse..... | 157 |

| | | |
|------|---|-----|
| 80.a | Comparaison de C_l (à gauche) et C_d (à droite) de la pale en rotation avec les données expérimentals [163], $r/R=30\%,47\%$ | 158 |
| 80.b | Comparaison de C_l (à gauche) et C_d (à droite) de la pale en rotation avec les données expérimentals [163], $r/R=63\%,80\%$ | 159 |
| 81 | L'angle d'attaque effectif en fonction de la vitesse du vent, $r/R= 0.3, 0.47, 0.63,0.80$ | 160 |
| 82 | Caractéristiques géométrique et maillage de la fente..... | 161 |
| 83 | Variation du coefficient de puissance en fonction de la vitesse du vent | 161 |
| 84 | Vue comparatif des lignes de courant sur l'extrados de la pale, comparaison entre la configuration avec contrôle (en bas) et la configuration de référence (en haut)..... | 163 |

Liste des tableaux

| | | |
|----|---|-----|
| 01 | Propriétés des types d'éolienne..... | 11 |
| 02 | Sollicitations vues du moyeu..... | 25 |
| 03 | Avantages et inconvénients des systèmes de régulation..... | 28 |
| 04 | Avantages et inconvénients des différents modèles de turbulence..... | 67 |
| 05 | Approches de modélisation de paroi et les caractéristiques de la couche limite..... | 97 |
| 06 | Etude de l'indépendance solution-maillage pour les différents modèles de turbulence ($Re = 1 \times 10^6$, $AoA=16^\circ$)..... | 99 |
| 07 | Description de la pale NREL Phase II..... | 136 |
| 08 | Schéma de discrétisation spatiale..... | 143 |

Liste des symboles

Lettres romaine

| | | |
|----------------------|--------------------------------|----------------|
| a | Facteur d'induction axial | |
| \acute{a} | Facteur d'induction tangentiel | |
| A | Section transversale | $[m^2]$ |
| B | Nombre de pales | |
| c | Longueur de la corde | $[m]$ |
| C_d | Coefficient de trainée | |
| C_l | Coefficient de portance | |
| C_p | Coefficient de puissance | |
| C_T | Coefficient de poussé | |
| D | Force de trainée | $[N m^{-1}]$ |
| e | Energie par unité de mass | $[J Kg^{-1}]$ |
| E | Energie | $[J]$ |
| F | Force | $[N]$ |
| L | Force de portance | $[N m^{-1}]$ |
| \dot{m} | Débit massique | $[Kg s^{-1}]$ |
| p | Pression | $[Pa]$ |
| P, P_0 | Puissance, Puissance nominale | $[W]$ |
| Q | Débit volumique | $[m^3 s^{-1}]$ |
| R, r | Rayon, rayon local | $[m]$ |
| Re | Nombre de Reynolds | |
| t | Temps | $[s]$ |
| T | Poussé | $[N]$ |
| u, U | Vitesse | $[m s^{-1}]$ |
| U_∞, U_∞ | Vitesse nom perturbé | $[m s^{-1}]$ |
| V | Volume | $[m^3]$ |
| x, y, z | Coordonnées cartésiennes | $[m]$ |

Lettres grecques

| | | |
|------------------|-------------------------------|----------------|
| α | Angle d'attaque | $[deg]$ |
| β | Angle de calage | $[deg]$ |
| δ | Epaisseur de la couche limite | $[m]$ |
| Γ | Circulation | $[m^2 s^{-1}]$ |
| λ | Paramètre de rapidité | |
| ν | Viscosité cinématique | $[m^2 s^{-1}]$ |
| κ | Energie cinétique turbulente | $[m^2 s^{-2}]$ |
| μ | Viscosité dynamique | $[Pa s]$ |
| θ | Angle de vrillage | $[deg]$ |
| ρ | Densité | $[Kg m^{-3}]$ |
| σ | Solidité | |
| ω, Ω | Vitesse angulaire | $[rad s^{-1}]$ |

y^+ distance adimensionnelle caractéristique
calculé à partir de la paroi

Acronymes

| | |
|--------------|--------------------------------------|
| 2 – <i>D</i> | Deux dimensions |
| 3 – <i>D</i> | Trois dimensions |
| AoA | Angle d'attaque |
| BEM | Blade-Element Momentum |
| CFD | Computational Fluid Dynamics |
| DES | Detached Eddy Simulation |
| HAWT | Horizontal Axis Wind Turbine |
| LES | Large Eddy Simulation |
| MRF | Moving Reference Frame |
| NREL | National Renewable Energy Laboratory |
| N-S | Navier-Stokes |
| RANS | Reynolds-Averaged Navier-Stokes |
| SA | Spalart-Allmaras |
| SST | Shear Stress Transport |
| VAWT | Vertical Axis Wind Tuebine |

Introduction générale

1. Introduction

L'importance des sources d'énergie propre a été réalisée rapidement après l'effet négatif de la pollution provoquée par les générateurs sur l'environnement [1]. L'énergie éolienne est en train de devenir un facteur important des systèmes de production d'énergie électrique dans le monde et elle est la source la plus croissante dans le monde d'aujourd'hui. En 2014, un nouveau record de plus de 51 GW d'énergie éolienne a été installé, ce qui porte le total au niveau mondial à 370 GW. L'énergie éolienne est devenue non seulement l'énergie renouvelable de choix, mais aussi l'option la moins coûteuse pour de nouvelles centrales à installer. Des milliers d'éoliennes sont installées chaque année dans le monde entier et se nourrissent de leur énergie électrique produite aux réseaux d'électricité locaux ou interconnectés. L'Allemagne que a établi un nouveau record, l'installation de près 5.300 MW en 2014 tandis que la Chine installé 23 GW de nouvelle puissance éolienne en une seule année, selon le dernier rapport du *Global Wind Energy Council* (2014). Le développement de la technologie, des procédés de fabrication et des économies d'échelle conduit à la construction de plus grandes et plus puissantes éoliennes capables de récolter des quantités très élevées de l'énergie éolienne, réduisant ainsi de manière significative le coût du kWh de l'électricité produite. Cela conduit à une plus grande compétitivité de l'énergie éolienne contre la concurrence des sources conventionnelles ou d'autres sources d'énergies renouvelables. Il est prévu que les futures éoliennes vont atteindre des niveaux de capacités installées de l'ordre de 15 MW / unité (A titre de comparaison, la puissance d'une tranche de centrale nucléaire est environ de 1400 MW) réduisant ainsi encore plus leurs coûts de production d'électricité et d'être plus rentable que les sources classiques les moins chères de l'énergie [2].

1.1 Différents types d'éoliennes et leurs utilisations

Cette thèse traite uniquement l'éolienne à axe horizontal (HAWT). Une brève introduction dans la classification des types des éoliennes selon leur fonction aérodynamique et leur conception constructive est nécessaire pour mieux comprendre les avantages et les inconvénients de chaque type. On peut aisément classer les éoliennes en deux grandes familles : celles à axe horizontal et celles à axe vertical.

1.1.1 Eolienne à axe horizontal

Les éoliennes à axe horizontal ont été connues depuis le 10^{ème} siècle. Certains des premiers types étaient des moulins à vent, utilisés pour moulinier les céréales. Plus tard, suivi des moulins plus polyvalents, utilisées pour le drainage des terres et pour l'approvisionnement en eau (figure 1) [3].

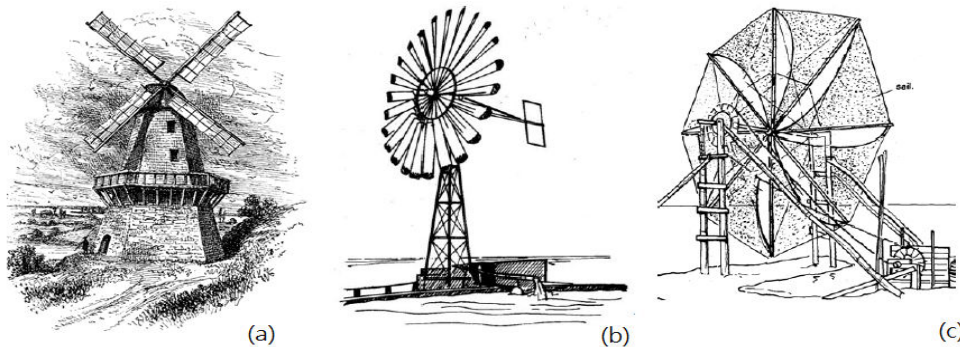


Figure 1 : (a) moulin à vent Hollandais, (b) pompe éolienne Américaine et (c) pompe éolienne thaïlandais [4]

Architecture d'une éolienne à axe horizontal

De nos jours, les éoliennes à axe horizontal sont les plus grandes machines tournantes sur terre. Le plus grand avion de passagers du monde, l'Airbus A-380, a une aile de 80 m d'envergure, tandis qu'une éolienne *Enercon E-126/6 MW* a un diamètre de rotor de 126 m et une tour de 138 m de haut, ce qui rend cette machine de 200 m de hauteur totale de la base de la tour jusqu'au bout de la pale. Elles sont aussi les machines les plus anciennes pour explorer l'énergie du vent sur terre [5,6]. La plupart des grandes éoliennes modernes suivent le concept tripale (conception qui s'est imposée sur le marché mondial pour des raisons de stabilité de la structure) avec ou sans boîte de vitesses et un générateur moderne avec

conversion de fréquence partielle ou totale. On peut considérer trois composants essentiels dans une éolienne, le rotor, la nacelle et la tour, comme illustré sur la figure 2.a et b pour une machine de type « amont » [7].

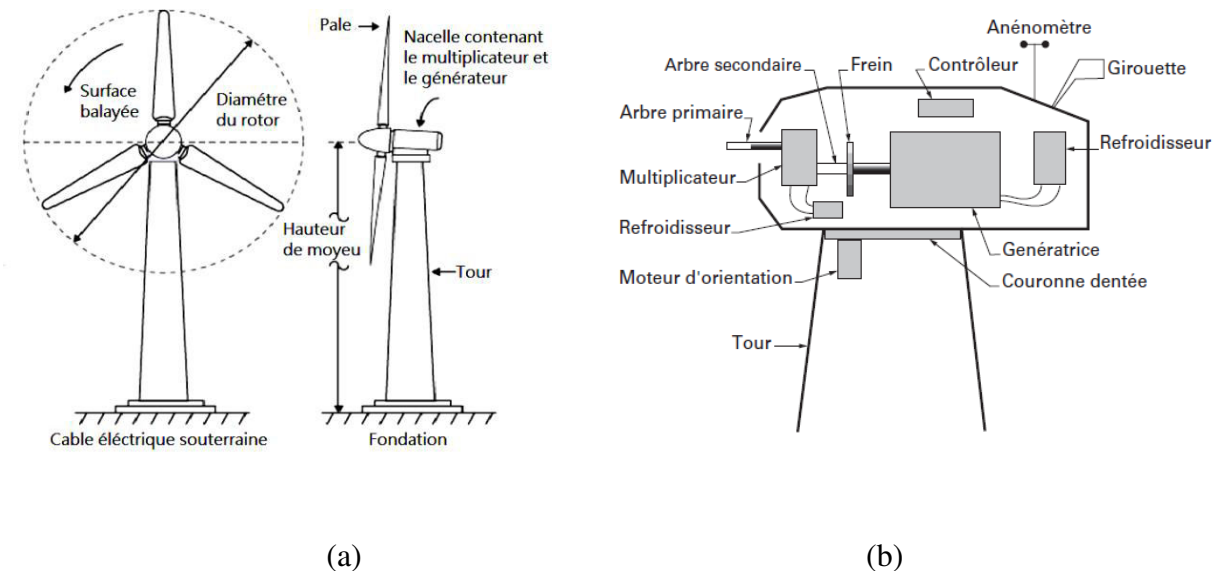


Figure 2: Les différents composants d'une éolienne moderne

▪ Rotor

C'est le capteur d'énergie qui transforme l'énergie du vent en énergie mécanique. Le rotor est un ensemble constitué des pales (d'un nombre variable) et de l'arbre primaire, la liaison entre ces éléments étant assurée par le moyeu. Sur certaines machines, l'arbre primaire qui tourne à faible vitesse comporte un dispositif permettant de faire passer des conduites hydrauliques entre la nacelle (repère fixe) et le moyeu (repère tournant). Cette installation hydraulique est notamment utilisée pour la régulation du fonctionnement de la machine (la variation du « pas » des pales, freinage du rotor).

▪ Nacelle

Son rôle est d'abriter l'installation de génération de l'énergie électrique ainsi que ses périphériques. Différentes configurations peuvent être rencontrées suivant le type de la machine. La figure 2.b présente une coupe d'une nacelle avec ses différents composants :

-le multiplicateur de vitesse : il sert à élever la vitesse de rotation entre l'arbre primaire et l'arbre secondaire qui entraîne la génératrice électrique. En effet, la faible vitesse de rotation de l'éolienne ne permettrait pas de générer du courant électrique dans de bonnes conditions avec les générateurs de courant classiques ;

-l'arbre secondaire comporte généralement un frein mécanique qui permet d'immobiliser le rotor au cours des opérations de maintenance et d'éviter l'emballement de la machine ;

-la génératrice : c'est elle qui convertit l'énergie mécanique en énergie électrique ;

-un contrôleur électronique chargé de surveiller le fonctionnement de l'éolienne. Il s'agit en fait d'un ordinateur qui peut gérer le démarrage de la machine lorsque la vitesse du vent est suffisante (de l'ordre de 5 m/s), gérer le pas des pales, le freinage de la machine, l'orientation de l'ensemble rotor + nacelle face au vent de manière à maximiser la récupération d'énergie et réduire les efforts instationnaires sur l'installation. Pour mener à bien ces différentes tâches, le contrôleur utilise les données fournies par un anémomètre (vitesse du vent) et une girouette (direction du vent), habituellement situés à l'arrière de la nacelle. Enfin, le contrôleur assure également la gestion des différentes pannes éventuelles pouvant survenir ;

-divers dispositifs de refroidissement (génératrice, multiplicateur) par ventilateurs, radiateurs d'eau ou d'huile ;

-un groupe hydraulique et ses servitudes si nécessaire ;

-le dispositif d'orientation de la nacelle. Il permet la rotation de la nacelle à l'extrémité supérieure de la tour, autour de l'axe vertical. L'orientation est généralement assurée par des moteurs électriques, par l'intermédiaire d'une couronne dentée. De nombreuses éoliennes comportent un système de blocage mécanique de la position de la nacelle suivant une orientation donnée : cela évite de solliciter constamment les moteurs et permet aussi de bloquer l'éolienne durant les opérations de maintenance. Le dispositif d'orientation comprend un compteur de tours, de manière à éviter de tordre inconsidérément le câble acheminant l'énergie électrique provenant de la génératrice jusqu'au pied de la tour. En effet, l'utilisation d'un collecteur tournant n'est guère envisageable au vu des intensités élevées qui transitent (parfois plusieurs centaines d'ampères). Au bout d'un certain nombre de tours de la nacelle, celle-ci est alors manœuvrée en sens inverse à l'aide des moteurs d'orientation pour dévriller le câble. Celui-ci est généralement muni d'un interrupteur (actionné par la traction du câble résultant de son vrillage) qui empêche toute rotation supplémentaire de la nacelle en cas de défaillance du compteur.

▪ **Tour**

Son rôle est d'une part de supporter l'ensemble rotor + nacelle pour éviter que les pales ne touchent le sol, mais aussi de placer le rotor à une hauteur suffisante, de manière à sortir autant que possible le rotor du gradient de vent qui existe à proximité du sol (couche limite

atmosphérique), améliorant ainsi la captation de l'énergie. Certains constructeurs proposent ainsi différentes hauteurs de tour pour un même ensemble rotor + nacelle de manière à s'adapter au mieux à différents sites d'implantation.

Trois grands types de tour peuvent se rencontrer :

-mât haubané : il est simple de construction mais s'adresse essentiellement aux machines de faible puissance. Une intervention au niveau de la nacelle nécessite en général de coucher le mât. Il présente toutefois l'avantage de pouvoir soustraire l'éolienne à des conditions météorologiques extrêmes (forte tempête, cyclone). L'emprise au sol du haubanage peut devenir un obstacle à son utilisation ;

-tour en treillis : son avantage essentiel est sa simplicité de construction, qui la rend attractive pour les pays en voie de développement. Pour des machines de grande taille, son aspect inesthétique devient un handicap certain ;

-tour tubulaire : bien que de construction plus complexe, elle a la faveur des constructeurs car elle permet d'abriter certains dispositifs de régulation ou de commande et apporte une protection évidente aux personnels chargés de la maintenance qui doivent grimper jusqu'à la nacelle (installation aisée d'une échelle voire d'un ascenseur intérieur). Son aspect esthétique est de plus un atout pour l'intégration visuelle harmonieuse de l'éolienne.

L'énergie éolienne possède deux secteurs d'utilisation; Les éoliennes on-shore (terme américain signifiant sur le sol c'est-à-dire sur les continents) [8], et les éoliennes off-shore (sur la mer), elles présentent des avantages au niveau des nuisances sonores (moins gênantes car elles sont éloignées des habitations), et des vents marins (plus nombreux et plus forts que les vents continentaux) ; en revanche elles sont beaucoup plus difficiles à installer et donc beaucoup plus coûteuses (figure 3). Selon le sens d'écoulement du vent et la position du rotor les éoliennes à axe horizontal peuvent fonctionner en « amont » ou en « aval ». Pour les éoliennes qui fonctionnent en amont, le vent frappe les pales directement. Il s'ensuit qu'elles doivent être rigides pour pouvoir résister au vent et un système d'orientation est indispensable pour l'alignement du rotor avec le vent entrant. La majorité des grandes éoliennes dont la puissance dépasse les 1000 kW fonctionnent avec ce principe. Pour les éoliennes qui fonctionnent en aval, le vent frappe sur l'arrière. Cette configuration est plus utilisée pour les petites éoliennes (figure 4).



(a)



(b)

Figure 3: (a) off-shore et (b) on-shore parc éolien

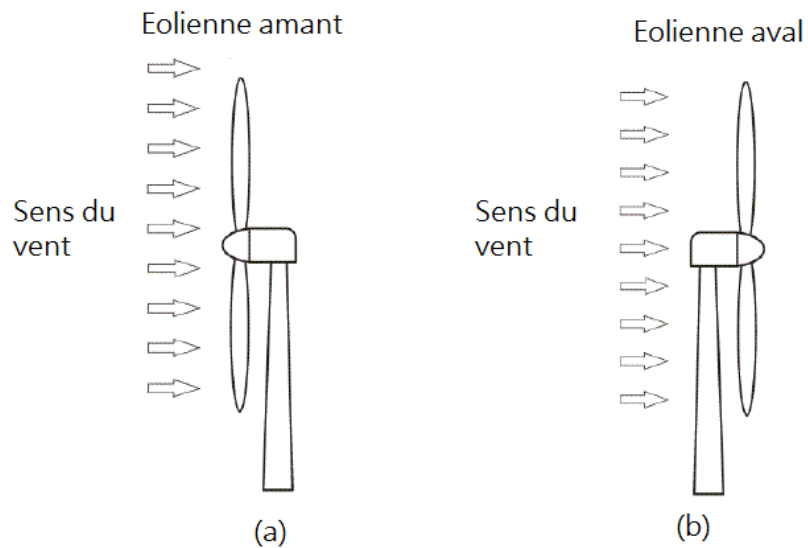


Figure 4 : Fonctionnement des éoliennes en amont (a) et en aval (b)

1.1.2 Eolienne à axe vertical

Les premières éoliennes à axe vertical ont été inventées dans l'est de Perse au 9^e siècle. Ils avaient un certain nombre de voiles fabriqués en faisceaux de roseaux, ont été montées comme la montre figure 5 [9].

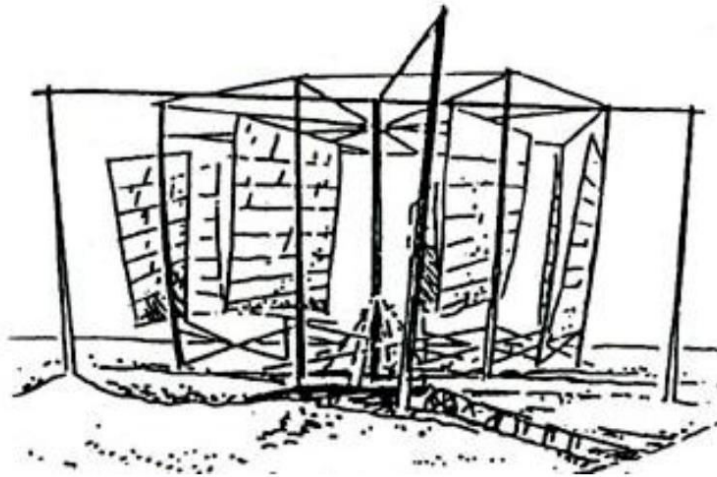


Figure 5 : moulin à axe verticale avec des voiles du 9ème siècle [10]

Les avantages généraux des différents types d'éoliennes à axe vertical (VAWT) sont les composants mécaniques et électriques, telles que la boîte de vitesses et le générateur peuvent être installés à proximité du sol. Ceci permet une conception de la tour plus économique et facilite la maintenance. En outre, les éoliennes à axe vertical sont omnidirectionnelles, ce qui signifie qu'ils peuvent recevoir le vent de toute direction, et donc ne pas avoir besoin d'un système d'orientation. L'inconvénient de la majorité d'éoliennes à axe vertical ne sont pas à auto-démarrage et nécessitent donc un système de démarrage externe. Ils peuvent également exiger un système de contrôle (freinage) afin d'éviter la défaillance de la machine due à la vitesse élevée [11].

On distingue de nos jours plusieurs sortes d'éoliennes à axe vertical :

- Savonius
- Darrieus
- Giromill (H-rotor)

a) Savonius

La turbine Savonius ; du nom de son inventeur finlandais, est parmi les plus simples turbines. Son rotor est composé de deux demi-cylindres (pale) qui tournent sur un même axe. Regardant vers le bas sur le rotor de dessus, une machine à deux cuillère ressemble à une « forme-S » en coupe transversale, comme le montre la figure 6 [11]. Les efforts exercés par le vent sur chacune des faces d'un corps creux sont d'intensité différente, il en résulte alors un couple moteur entraînant la rotation de l'ensemble. Son coefficient de puissance est limité à

environ 0.15 (modèle optimisé) due à la grande force de trainée exercé sur les pales (*drag-type wind turbine*). En outre, l'éolienne *Savonius* est inefficace en ce qui concerne le rapport entre poids / unité de puissance de sortie, car elle nécessite une plus grande surface pour la production de la même quantité d'énergie que pour HAWT [12]. Pour cette raison, la turbine Savonius est seulement pratique et économique lorsque la puissance requise est relativement faible, elle s'intègre parfaitement en ville et son fonctionnement ne dépend pas de la direction du vent.

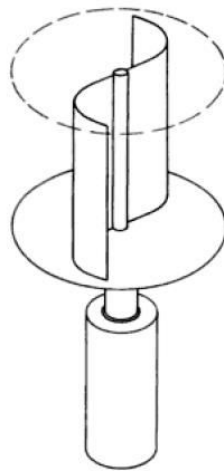


Figure 6 : *Savonius*, éolienne à axe vertical [3]

b) Darrieus

Inventé par l'ingénieur français *Darrieus* en 1925, cette éolienne est généralement construite avec deux ou trois pales, comme dans le cas d'éolienne à axe horizontal [3]. En comparant avec le type *Savonius*, l'éolienne *Darrieus* peut fournir une puissance plus élevée à cause de son conception qui utilise efficacement la portance aérodynamique, permettant d'atteindre un coefficient de plus de 0,4 dans des conditions idéales. Par contre, la combinaison de la géométrie et des pales complexes rendent la turbine de *Darrieus* difficile à fabriquer. Un autre inconvénient essentiel de la conception classique *Darrieus* est que le rotor est incapable de démarrer en raison d'un faible couple de démarrage. Son fonctionnement est basé sur le fait qu'un profil placé dans un écoulement d'air selon différents angles est soumis à des forces de direction et d'intensités variables, la résultante de ces forces génère alors un couple moteur entraînant la rotation du dispositif (figure 7). Ces forces sont créées par la combinaison de la vitesse propre de déplacement du profil et de la vitesse du vent. Lorsqu'elle est à l'arrêt, l'éolienne doit donc être lancée par un dispositif annexe (utilisation d'une

génératrice en moteur). Les deux solutions active et passive du problème ont été développés, mais aucune d'entre elles n'a fait de preuve au-delà du stade de la recherche.

Ces éoliennes sont la plupart du temps de puissance moyenne et ne dépassent que très rarement 500 kW en raison de leur grande sensibilité. Leur rendement est plus important que celui d'une éolienne de type Savonius.

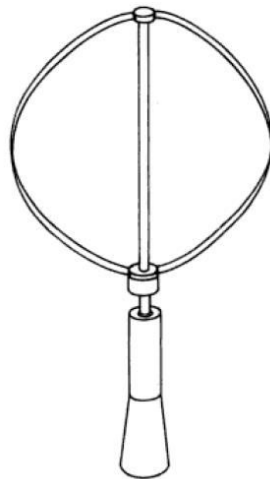


Figure 7 : *Darrieus*, éolienne à axe vertical [3]

c) *Giromill*

Dans cette conception, les pales de type *Darrieus* sont remplacées par des pales verticales droites attachées à la tour centrale avec des supports horizontaux (figure 8). La conception *Giromill* est plus simple à fabriquer que le type *Darrieus* étant donné que les pales ne doivent pas nécessairement être incurvées. En outre, il a une plus grande surface balayée que *Darrieus* à la même hauteur et le même diamètre, générant ainsi une puissance de sortie plus élevée [13]. L'efficacité de type *Giromill* est approximativement la même que celle de type *Darrieus*, et les problèmes de fatigue de la conception originale de *Darrieus* existent aussi dans *Giromill*.

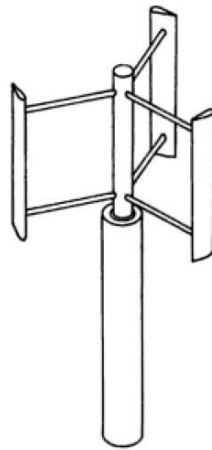


Figure 8 : *Girromill*, éolienne à axe vertical, source [3]

Les principales propriétés des types d'éoliennes décrits sont résumées dans le tableau 1 ci-dessous :

Tableau 01: Propriétés des types d'éolienne

| Conception | Propriétés |
|------------|---|
| HAWT | <ul style="list-style-type: none"> -Utilisé dans les pays en développement - Conception éprouvée - Conception avec le meilleur coefficient de puissance -Opérer dans la haute couche limite atmosphérique au lieu de la couche de cisaillement (vitesse de vent uniforme) - un comportement mécanique plus stable et ils peuvent assumer de plus grandes tailles |
| Savoninus | <ul style="list-style-type: none"> -conception simple - utilisé dans les pays en développement - Coefficient de puissance faible |
| Darrieus | <ul style="list-style-type: none"> - la géométrie des pales est complexe - Impossibilité d'auto-démarrage - Fatigue et des problèmes structurels |
| Girromill | <ul style="list-style-type: none"> -conception des pales droite - La conception de cyclo-turbine capable d'auto-démarrage - Fatigue et des problèmes structurels |

1.1.3 Courbe de puissance

Les forces aérodynamiques qui entrent en jeu dans le fonctionnement d'éoliennes sont les mêmes que celle qui sont créées par les ailes d'avion. Il est très important de noter que l'éolienne ne peut pas fonctionner quelle que soit la vitesse du vent. Il existe une vitesse minimale pour son démarrage et une vitesse maximale au-delà de laquelle l'éolienne risque d'endommager (figure 9). La plupart des éoliennes sont pourvues d'un anémomètre qui mesure continuellement la vitesse du vent. Lorsque celle-ci est assez élevée pour compenser la friction du rotor, les mécanismes de contrôle lui permettent de tourner et de produire ainsi une faible puissance. Cette vitesse, appelée vitesse de démarrage (V_D), est habituellement d'environ 4 m/s, soit la force d'une brise légère. La puissance produite croît rapidement au fur et mesure que la vitesse du vent augmente. Lorsque celle-ci atteint le niveau maximum admissible pour l'éolienne installée, les mécanismes de contrôle assurent la régulation à la puissance nominale. La vitesse du vent à laquelle une machine commence à fournir sa puissance nominale est appelée vitesse nominale (V_N); en générale, elle est d'environ 15 m/s. Si la vitesse du vent continue à augmenter, le système de contrôle arrête le rotor pour éviter que l'éolienne soit endommagée. Cette vitesse d'arrêt (V_A) est généralement d'environ 25 m/s.

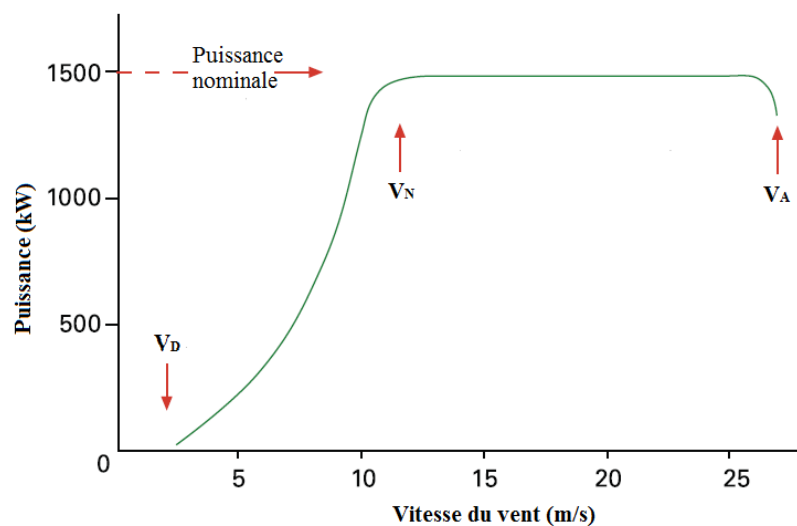


Figure 9: la courbe de puissance typique d'une éolienne

1.2 Le problème actuel

Les efforts de recherche présentés dans cette étude doivent faire face aux limites et inconvénients des modèles des éoliennes actuelles. L'un des principaux inconvénients de la conception actuelle de la pale est l'utilisation du système de calage pour la régulation de la charge aérodynamique. Les systèmes de calage sont incapables de supporter le très dynamique et non uniforme flux d'entrée qui est en interaction avec les rotors d'éoliennes. Les pales sont tout simplement trop grandes pour supposer que la variation de l'angle de calage est suffisante pour ajuster efficacement le système à des conditions variables de flux d'entrée. En outre, l'énorme taille et le poids des pales modernes ainsi que leur caractère hautement élastique inhérent mettent des limites strictes sur le taux de calage, qui est limitée à environ $11^\circ/s$ [2]. La combinaison de l'inclinaison de la pale entière avec la faible variation de l'angle de calage (*pitch angle*) limite fortement la réactivité et l'agilité de système de calage d'éoliennes actuelle.

Un autre facteur de motivation pour la recherche actuelle est que les systèmes de contrôle d'éoliennes actuelles sont faits pour fonctionner avec les seuls paramètres d'entrée de commande qui sont la vitesse du vent et la direction du vent en un seul point. Les mesures de la vitesse et la direction du vent sont effectuées derrière le rotor par un seul (souvent deux) anémomètre. Donc, les mesures acquises par l'anémomètre sont "à un pas en arrière" du rotor en terme de contrôle et de système de calage. En outre, le régime d'écoulement perturbé derrière le rotor ne représente pas la vitesse réelle du flux entrant et la direction de vent. Pour améliorer la stratégie de contrôle des éoliennes, les mesures de couple et de puissances sont également incluses dans l'algorithme de contrôle global. Cependant, même dans ce cas, le système souffre de plusieurs retards, des réponses élastiques et des retards de contrôle qui empêchent la création d'un système de contrôle précis et efficace.

1.3 l'objective de l'étude

Les objectifs qui doivent être atteints par la proposition d'une nouvelle conception de la pale d'éoliennes sont:

1. Haute performance
2. Amélioration de la fiabilité
3. Une meilleure gestion de la charge aérodynamique

4. Une meilleure régulation de puissance

La configuration finale de la pale d'éolienne proposée dans cette étude est un exemple d'une solution de conception des pales pour la prochaine génération des éoliennes. Il est loin d'être la seule solution dans ce sens, mais il est néanmoins un bon exemple de la forme, la fonctionnalité et le potentiel de la pale intelligente (*smart rotor*) de l'avenir.

1.4 Méthodologie de la recherche

La première partie de cette étude se concentre sur la compréhension approfondie de l'aérodynamique d'éolienne et sur la recherche théorique et expérimentale de plusieurs solutions de contrôle d'écoulement et. La sélection de la meilleure solution est effectuée sur la base d'une extensive étude bibliographique.

La solution de contrôle d'écoulement passif la plus performante est sélectionnée pour une investigation détaillée. La deuxième partie de ce travail comprend une extensive étude numérique en 2-D. Cette étude (2-D) doit être considérée comme une première étape vers la conception d'une pale d'éolienne avec contrôle d'écoulement. L'influence relative des multiples paramètres (position, pente, forme) devrait être étudiée pour limiter les combinaisons à prendre en considération pour une configuration complète de 3-D. Par conséquent, cette partie vise à fournir des directives pour la poursuite des travaux: conception d'un nombre limité de configurations d'une pale complète avec des fentes sur la base des conclusions de cette étude 2-D (position, la pente et la forme des fentes sur la base de la géométrie des pales d'origine et la performance aérodynamique).

Une représentation précise de la complexité de la transition et de la turbulence exige une étude de modèles 3-D. La troisième partie de cette étude se concentre sur l'effet de rotation, où la configuration de contrôle optimale et la solution la plus performante de l'étude précédente (2-D) a été sélectionnée pour une investigation numérique en 3-D.

Enfin, une conception des pales d'éolienne à axe horizontal est proposée sur la base des résultats obtenus. Cette pale intègre une solution de contrôle d'écoulement passif visant à améliorer la performance globale de l'éolienne et en permettant une meilleure alimentation et la gestion de la charge aérodynamique. Le développement de cette technique de contrôle d'écoulement pour les éoliennes de l'avenir, Nous espérons que le développement de cette technique de contrôle d'écoulement pour les éoliennes à venir, va permettre l'intégration

facile de l'énergie éolienne sur le marché mondiale de l'énergie et en réduire le coût d'exploitation d'éoliennes ainsi que l'amélioration de la qualité de l'énergie électrique.

Chapitre 1

Fonctionnement et aérodynamique d'éolienne à axe horizontal

1.1 Aérodynamique d'aube

1.1.1 Paramètre de conception

Les aubes sont des formes les plus fondamentales en aérodynamique. Leurs formes élancées à deux dimensions sont conçus pour fonctionner dans les écoulements de fluide afin de générer des forces en raison de leur interaction avec l'écoulement. Les aubes subsoniques sont généralement caractérisées par un bord d'attaque arrondi et un bord de fuite relativement forte (figure 10). Les caractéristiques géométriques des aubes sont cruciales pour leur performance, donc une terminologie de communication universelle est développée permettant la reproduction de profil appropriée en fonction de certaines caractéristiques de base.

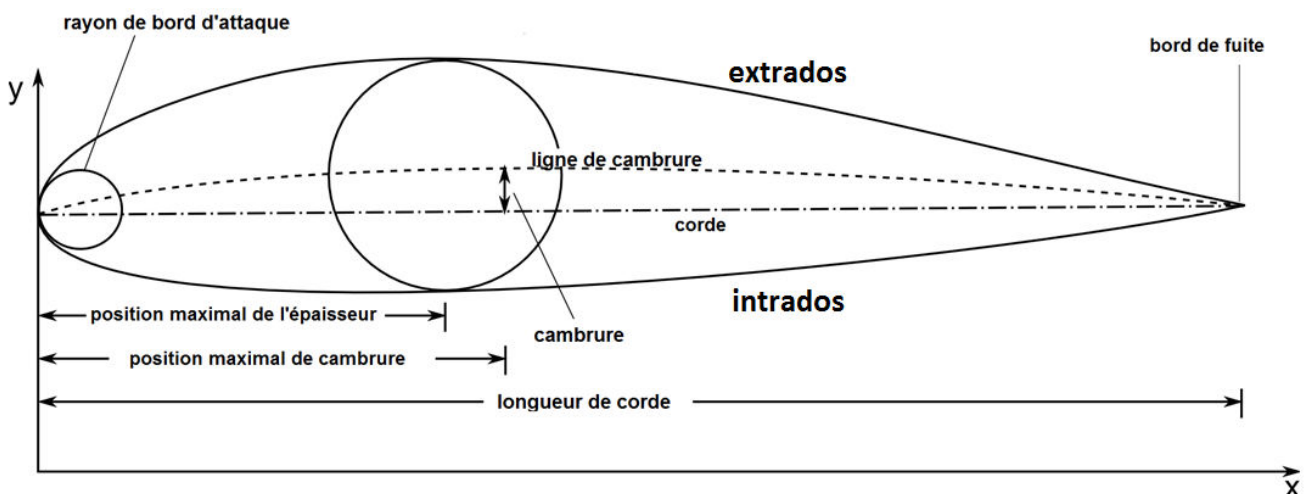


Figure 10 : Conception de base et paramètre de l'aube, source [14]

Les principales caractéristiques de profil d'aube sont résumées ci-dessous :

- Extrados: aussi appelé "côté d'aspiration" est la région de faible pression du profil aérodynamique qui s'étend du bord d'attaque au bord de fuite.
- Intrados: aussi connu comme "côté de pression" est la région de haute pression du profil aérodynamique qui s'étend du bord d'attaque au bord de fuite.
- Corde : la ligne droite reliant le bord d'attaque et le bord de fuite de l'aube.
- Ligne moyenne: aussi connu comme "ligne de cambrure" est la ligne qui s'étend du bord d'attaque au bord de fuite de l'aube à une distance égale entre l'extrados et l'intrados.

- Rayon de bord d'attaque: le rayon du cercle imaginaire qui définit la courbure du bord d'attaque du profil d'aube.
- Epaisseur maximale: la distance maximale entre l'extrados et l'intrados.
- Le point de l'épaisseur maximale: le point d'emplacement de l'épaisseur maximale dans le sens de la corde d'aube.
- Cambrure maximale: la distance maximale entre la ligne de corde et la ligne de cambrure.
- Le point de cambrure maximale: le point d'emplacement de cambrure maximale dans le sens de la corde d'aube.

Tous les paramètres de conception de l'aube mentionnés ci-dessus sont mesurés en longueur relative de la corde (% c). Ceci permet la description adimensionnelle des profils en générales, donc l'échange d'information concernant les diverses formes des profils est manipulé sans la complexité des unités de longueur.

Outre les paramètres aérodynamiques de base, ce qui est également cruciale pour la description complète d'une aube c'est le profil (distribution de l'épaisseur). Afin de simplifier l'interchangeabilité des profils d'aubes, un système cartésien normalisé est utilisé lorsque le profil d'aube est décrit avec une multitude des coordonnées cartésienne (x,y). Pour ce système de coordonnées, le point du bord d'attaque est (0,0) et le point du bord de fuite est (1,0).

Le profil aérodynamique et la comparaison des performances d'aube sont très importants dans toutes les applications aérospatiales et il est bien sûr essentiel pour la conception de pale d'éolienne. La mise en place d'une description du profil fiable et le système de communication est donc cruciale pour la comparaison des performances aérodynamique des différents profils.

1.1.2 Les caractéristiques de performance d'aube

Étant donné que le système de description de profil d'aube est établi, il est important de décrire les caractéristiques de performance de base d'aube puisque ceux-ci sont cruciaux pour toutes les étapes suivantes présentées au document actuel. Le processus de conception et de simulation des pales d'éoliennes est fortement basée sur les courbes de performance aérodynamique, une explication brève mais approfondie de la théorie de base sera donnée.

Tout comme une aile d'avion, les pales d'éoliennes fonctionnent en générant la portance en raison de leur forme. Quand un corps aérodynamique, tel qu'un profil aérodynamique (aile

d'avion, pale d'éolienne...) est exposé à un écoulement d'air, il subit une force aérodynamique résultante plus complexe qui peut être décomposé en deux composantes :

- La traînée ; la force exercée sur l'aube dans une direction parallèle à la direction d'écoulement.
- La portance ; la force perpendiculaire à la direction d'écoulement.

Ceci est illustré sur la figure 11, montrant les forces qui agissent sur une aile soumise à un écoulement à deux dimensions.

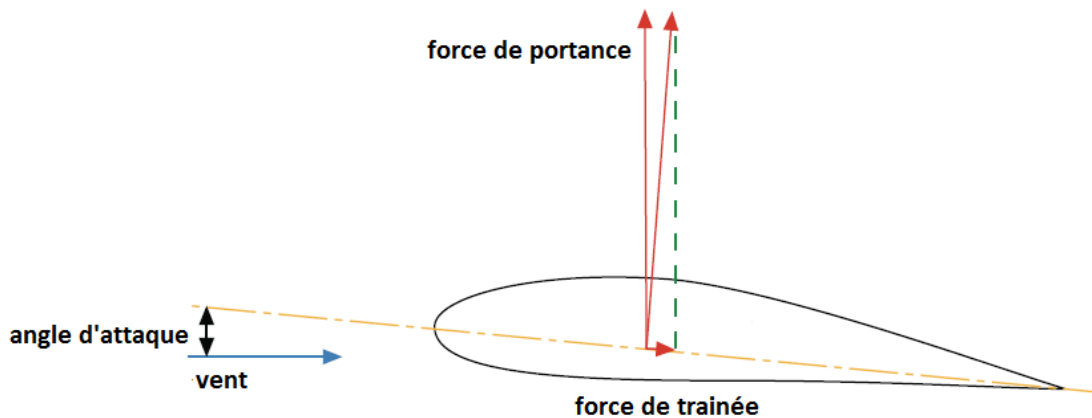


Figure 11: Les vecteurs de portance et de traînée

Les principes de la portance et de traînée pour un profil 2-D sont très bien établis et expliqués par la littérature de la mécanique des fluides [15, 16, 17]. La performance de profil aérodynamique calculée ou mesurée, est décrite principalement par des coefficients adimensionnels qui permettent la comparaison entre différents profils de différentes dimensions absolues testées avec des méthodes différentes. Les courbes de performance aérodynamique permettent la sélection des profils appropriés pour chaque conception d'une pale d'éolienne. Les courbes de performance les plus utiles pour les applications HAWT sont les courbes de la portance, de la traînée, du coefficient de moment et du rapport de la finesse (le rapport de la portance sur la traînée) en fonction de l'angle d'attaque (C_l/AoA , C_d/AoA , C_m/AoA , $\frac{C_l/C_d}{AoA}$). Figure 12 présentes un exemple de ces courbes.

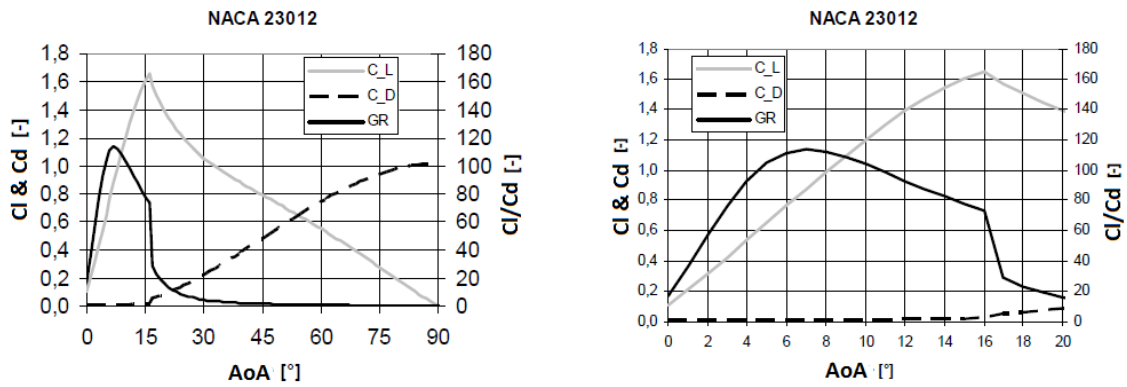


Figure 12: Courbe des coefficients de portance, de trainée et de la finesse en fonction de l'angle d'attaque (à gauche : $0 < AoA < 90^\circ$; à droite : $0 < AoA < 20^\circ$)

Les aubes sont également caractérisées par leurs courbes de distribution de pression et de vitesse. La forme du profil aérodynamique affecte fortement la distribution de la pression sur la surface de l'aube. En réglant correctement le profil aérodynamique, il est possible d'affiner la distribution de la pression afin d'améliorer les performances aérodynamique de l'aube.

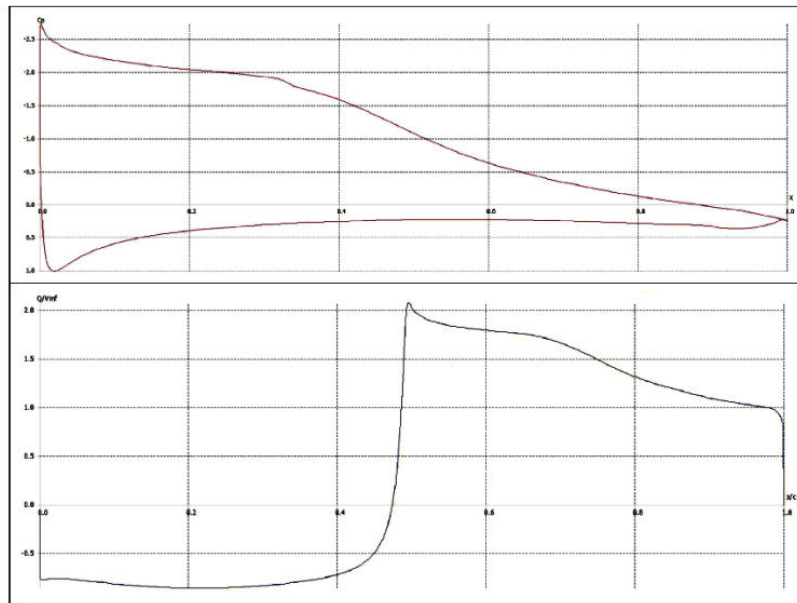


Figure 13: la distribution de pression ($C_p/(x/y)$) et la vitesse normalisée ($Q/x/y$) le long de la corde de profile AH93W174 pour $AoA=9^\circ$, source [2].

1.2 La technologie des éoliennes

Pendant des siècles, l'humanité avait besoin de l'énergie mécanique, principalement pour l'agriculture. De plus en plus, afin d'extraire une forme utile d'énergie à partir du vent, l'exploitation a commencé par l'apparition des moulins à vent. Aujourd'hui, après des

décennies de développement industriel, les éoliennes modernes transforment cette même énergie en énergie électrique, qui est déjà devenue irremplaçable pour la vie humaine au XXI^e siècle. En outre, la taille énorme et toujours croissante de l'éolienne est un véritable défi pour les ingénieurs dans leur conception.

La connaissance de la technologie de l'énergie éolienne a augmenté au fil des ans [3]. Le développement de différents types d'éoliennes depuis le Moyen-Age à l'ère industrielle peut difficilement être considéré comme le résultat d'une recherche et de développement systématique. Cependant, aussi tard que le XVII^e et XVIII^e siècle, quand la pensée physique-mathématique est devenue plus établie, les considérations systématiques sur la technologie éolienne ont pris leurs débuts. Leonardo, Leibniz, Bernoulli et Euler se sont impliqués dans l'étude. Vers 1890, le professeur danois Poul La Cour a effectué des recherches scientifiques approfondies en aérodynamique des pales d'éoliennes et de conception du moulin à vent. Ses expériences sont menées sur la façon de générer du courant électrique à l'aide de l'énergie éolienne. Comme aucun autre, il a marqué le point de changement de moulin historique à la moderne technologie de la génération d'énergie éolienne. Lanchester (1915) et Betz (1920) ont été les premiers à prédire la puissance maximale d'une éolienne idéale, Une approche similaire avait déjà été mise au point par Froude et Rankine à la fin du XIX^e siècle, mais pour les hélices de bateaux. Néanmoins, le grand pas a été réalisé par Glauert qui a formulé la méthode de l'élément de pale (Blade Element Momentum) en 1935, qui sera discuté dans la suite de ce chapitre.

1.3 Fonctionnement d'éolienne à axe horizontal

1.3.1 Le multiplicateur et la transmission de l'énergie mécanique

Dans cette section, les bases du fonctionnement de HAWT moderne sont brièvement résumées. La transformation de l'énergie éolienne en électricité n'est pas obtenue directement, mais à travers plusieurs étapes compliquées. Les dernières technologies de l'aérodynamique, de la mécanique, des systèmes de contrôle et celle de l'électrique sont impliqués dans ce processus.

Les pales d'éoliennes sont affectées par une distribution de la force due au contact des particules de l'air. Dans les éoliennes modernes la force aérodynamique qui agit sur les pales est qui permet la rotation de rotor est principalement une force de portance, comme pour une aile d'avion, plutôt que la force de traînée, comme pour les anciens bateaux à voile. Il y a

alors tout un système mécanique, formé d'arbres et d'engrenages, qui va permettre de transmettre l'énergie obtenue du vent au générateur électrique. Le premier élément de la chaîne dynamique est l'arbre lent ou arbre primaire. C'est en fonction de cet arbre qu'une éolienne est qualifiée d'éolienne verticale ou horizontale car celui-ci est directement lié au moyeu.

Lorsque nous construisons une éolienne de grande taille, nous sommes confrontés au problème lié à la vitesse angulaire des pales. En effet, même avec des vents forts le nombre de tours par minute il est vraiment faible si l'on veut produire de l'électricité dans le générateur électrique. C'est pour cette raison qu'on l'appelle l'arbre au contact du moyeu l'arbre lent. Comme son nom l'indique, la vitesse angulaire de l'arbre lent est faible et ne permet pas au générateur électrique de fonctionner correctement.

La démarche suivie par les ingénieurs est simple. Ils ont eu l'idée d'utiliser un multiplicateur dans le but d'augmenter considérablement la vitesse de rotation de l'arbre lent (figure 14). Un multiplicateur est un système mécanique composé d'engrenages de roues dentées servant à la transmission d'un mouvement de rotation; dans notre cas le mouvement de rotation provoqué par l'action du vent sur les pales. Ainsi la vitesse angulaire d'entrée (c'est-à-dire la vitesse de l'arbre lent) est multipliée par un facteur k afin d'atteindre une vitesse angulaire de sortie beaucoup plus grande comme le montre la relation suivante:

$$\omega_{sortie} = n_1/n_2 \times \omega_{entrée} \quad (1.1)$$

$$\text{Si } n_1 > n_2 \text{ alors } \omega_{sortie} > \omega_{entrée} \quad (1.2)$$

$$\text{Si } n_1 < n_2 \text{ alors } \omega_{sortie} < \omega_{entrée} \quad (1.3)$$

Où ω est la vitesse angulaire et n est le nombre des dents de la roue denté.

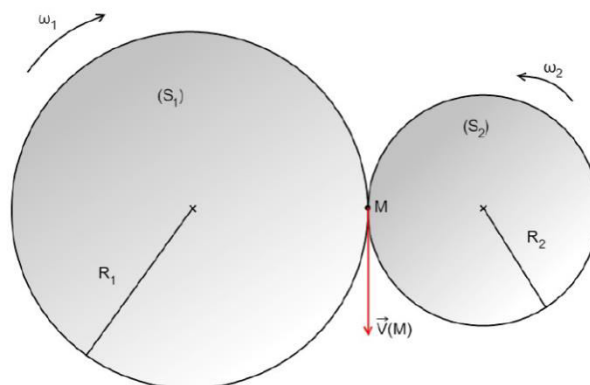


Figure 14 : Engrenage de deux roues dentées

Il faut alors imaginer dans un multiplicateur d'éolienne un système beaucoup plus complexe des roues dentées et d'arbres formant une vraie chaîne dynamique. Ainsi on obtient une grande vitesse de rotation à la sortie. L'arbre sortant est appelé arbre rapide ou arbre secondaire et constitue le dernier élément avant le générateur électrique.

Ce passage (la transmission du couple des pales à la génératrice) peut être réalisé de différentes manières. Les configurations d'éoliennes les plus appliqués sont trois (figure 15) [6] :

- **Une éolienne classique avec multiplicateur de vitesses**

Le concept Danois (*Danish concept*) ; Un multiplicateur de vitesse avec trois étapes qui relie l'arbre du rotor (lent) à l'arbre de génératrice (rapide), qui est à son tour directement relié au réseau électrique, par conséquent le système à une vitesse de rotation fixe. Habituellement, ces anciens types de configurations ne présentent pas un contrôle aérodynamique actif, mais les pales sont régulées par décrochage aérodynamique lorsque le vent change.

- **Une éolienne sans multiplicateur de vitesse**

Ce concept est plus récent. L'essieu est relié directement à une grande génératrice multipolaire permet à l'arbre de tourner à la faible vitesse du rotor.

- **Le concept hybride**

Il combine les deux précédents concepts. Il se compose d'une génératrice plus petite et un petit multiplicateur de vitesse pour faire correspondre la vitesse angulaire demandée.

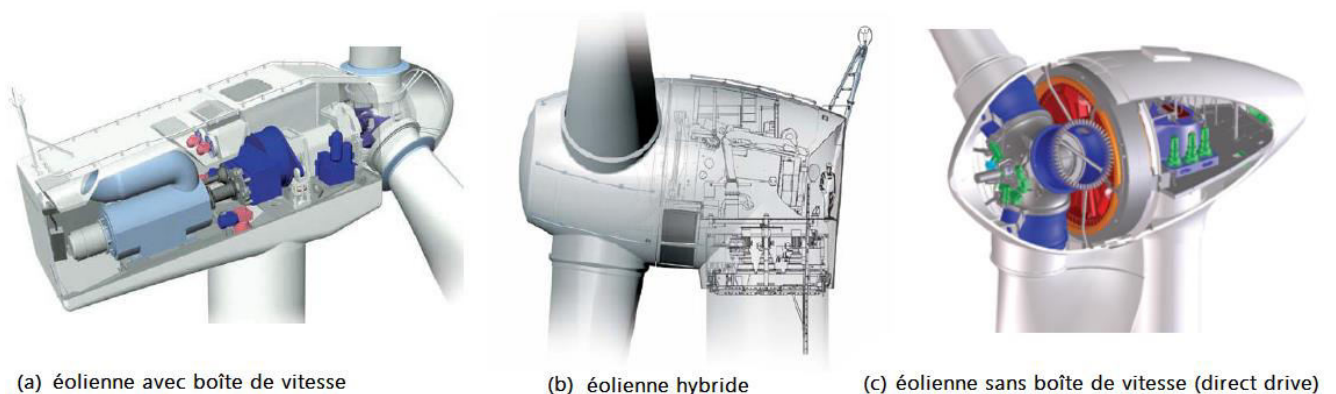


Figure 15 : la technologie de base des multiplicateurs de vitesse d'éolienne à axe horizontal

1.3.2 Nombre de pales

L'ensemble des machines de moyenne et grande puissance (> 30 kW), exploitées ou construites dans le monde soit environ 80 % du marché. En termes de poids, une éolienne mono pale doit être munie d'une masse inerte permettant l'équilibrage de la pale : elle est donc sensiblement équivalente à une machine bipale. Dynamiquement, la configuration tripale est la plus équilibrée. Elle doit cependant accepter un chargement cyclique plus important. Aérodynamiquement, les études montrent un léger avantage à posséder plusieurs pales (réduction des pertes d'extrémités). On augmente ainsi le coefficient de puissance d'environ 10 % en passant d'une pale à deux, de 3 % en passant de deux à trois, de 1 % en passant de trois à quatre, etc. Le choix résulte donc d'un compromis entre l'efficacité aérodynamique du rotor, le poids, la dynamique des structures et le prix associé.

Trois grandes classes de moyeu dominant dans la conception des moyeux associés au rotor d'une éolienne.

- **Les moyeux avec pales encastrées**

La conception la plus simple et sont utilisés pour l'ensemble des machines de moyenne et grande puissance. Cette conception n'autorise pas de mouvement des pales (fixées généralement au moyeu par boulonnage) autre que leur flexion naturelle ou éventuellement la variation pilotée du pas. L'ensemble des vibrations générées par le rotor est transmis au moyeu.

Pour réduire ces efforts et moments, et en particulier, l'important moment de battement, il est donc nécessaire d'introduire des degrés de liberté :

- **les moyeux en balancier**

Pour lesquels les deux pales rigides sont reliées entre elles et l'ensemble peut osciller autour d'axe perpendiculaire à l'axe de rotation. Cela permet d'annuler le moment de battement.

- **les moyeux articulés**

Dont les pales possèdent des degrés de liberté en battement et traînée. Les moments associés n'existent plus. En fonctionnement, le rotor s'équilibre grâce aux articulations de chaque pale. La complexité de ces articulations (nombre de pièces, coût) est la limite de cette technique (voir les techniques appliquées aux hélicoptères).

Ces deux derniers types de moyeux ne sont utilisés que pour les petites machines et quelques éoliennes de moyenne puissance. La tendance est de conserver un moyeu rigide et de diminuer les contraintes résultantes. Soit les pales restent rigides et l'on intercale un élément (composite) de déformation, soit les pales deviennent plus flexibles.

Un résumé des efforts transmis au moyeu par ces différentes architectures est donné par le tableau 2.

Tableau 02: Sollicitations vues du moyeu

| Sollicitation ramenée au pied d'une pale | Moyeu articulé | Moyeu en balancier | Pale encastrée |
|--|---|---|---|
| Moment de battement | Pas de moment transmis. | Pas de moment transmis. | Totalité du moment transmise. |
| Effort de battement | Poussée sur une pale. | Poussée totale du rotor sur le balancier. | Poussée sur une pale. |
| Moment de traînée | Pas de moment. | Couple total du rotor transmis à l'arbre moteur. | Couple d'une pale transmis. |
| Effort de traînée | Efforts dans le plan de traînée générant un couple. | Efforts dans le plan de traînée générant un couple. | Efforts dans le plan de traînée générant un couple. |
| Traction | Effort centrifuge. | Effort centrifuge. | Effort centrifuge. |
| Torsion | Moment d'une pale. | Moment du rotor | Moment d'une pale. |

1.3.3 Régulation

Il est clair que les systèmes de contrôle et de régulation aérodynamiques permettent l'éolienne à suivre le vent variable (vitesse et direction). Toutes les éoliennes modernes ont un pas et une vitesse angulaire variables ; Comme l'intensité du vent augmente le pas change pour suivre les meilleurs angles d'attaque et l'augmentation de vitesse angulaire pour absorber le couple dépassant la capacité du groupe multiplicateur ou, et génératrice. L'éolienne doit également orientée vers la direction du vent. Ainsi, au-dessus de la nacelle un anémomètre avec une girouette déterminent l'intensité et la direction du vent entrant. Le signal de sortie commande les moteurs électriques situés au sommet du mât.

Il est très important de noter que l'éolienne ne peut pas fonctionner quelle que soit la vitesse du vent. Il existe une vitesse minimale pour son démarrage (*cut-in*, $3-5 \text{ m.s}^{-1}$) et une vitesse maximale au-delà de laquelle la turbine risque d'endommager (*cut-off*, 25 m.s^{-1}). Pour le bon fonctionnement d'éoliennes un système de contrôle donc est nécessaire. Jusqu'à ce que la puissance nominale soit atteinte, ces systèmes doivent faire fonctionner l'éolienne avec le maximum d'efficacité. Nous pouvons rassembler les différents systèmes de régulation en trois familles [6, 18, 19] :

- **La régulation par décrochage aérodynamique**

Sur une éolienne à régulation par décrochage aérodynamique (appelée aussi une éolienne à pas fixe), les pales sont fixées au moyeu de façon rigide. Cependant, cette méthode de contrôle (passive) est basé sur l'utilisation de la propriété naturel de la conception du rotor sans avoir besoin de rajouté des systèmes ou des mécanismes supplémentaire. La forme aérodynamique des pales a été conçue pour fonctionner à un angle d'attaque optimum pour des vitesses de vent moyennes ; Quand la vitesse du vent augmente, le profil décroche (séparation de la couche limite) progressivement tout au long d'une partie de la pale provoquant une perte d'efficacité du rotor et limitation de la force de portance. L'inconvénient principal provient d'une répartition de profil qui est figée à la conception pour permettre le décrochage et qui peut donc entraîner une diminution de l'efficacité du rotor sur l'ensemble de la plage de vitesse utile (tableau 3). La maîtrise du décrochage lui-même nécessite une bonne connaissance et modélisation du phénomène.

- **Contrôle à calage variable**

Sur une éolienne contrôlée à calage variable (appelée aussi une éolienne à pas variable ou régulation par contrôle de pas), le contrôleur électronique vérifie plusieurs fois par seconde la puissance de sortie de l'éolienne. Lorsque les conditions de vent l'exigent (En cas de puissance de sortie trop élevée), le contrôleur électronique de l'éolienne envoie une commande au dispositif de calage qui pivote immédiatement les pales légèrement sur le côté. La modification de l'angle d'attaque sur les profils réduit la portance associée. Inversement, les pales seront pivotées de manière à pouvoir mieux capter de nouveau l'énergie du vent, dès que le vent aura baissé d'intensité. L'inconvénient principal provient alors de la nécessité d'avoir un dispositif de mise en pas des pales et un système de contrôle associé, d'où une complexité et un coût supplémentaire.

▪ Régulation active par décrochage aérodynamique

Un nombre croissant des grandes éoliennes (1 MW et plus) sont conçues avec un mécanisme dit de régulation active par décrochage aérodynamique. Du point de vue technique, ayant des pales mobiles, ces machines ressemblent à celles contrôlées à calage variable. Afin d'avoir un couple relativement élevé à des vitesses de vent faibles, ces éoliennes sont normalement programmées pour pivoter leurs pales de la même façon que les éoliennes à pas variable. (Souvent on utilise seulement un nombre limité de pas fixes, dépendant de la vitesse du vent). Cependant, lorsque l'éolienne atteint sa puissance nominale et si la génératrice est sur le point d'être surchargée, l'éolienne pivotera ses pales dans la direction opposée à celle dans laquelle une éolienne à pas variable l'aurait fait. En d'autres mots, au lieu de le réduire, elle augmentera l'angle d'attaque des pales du rotor pour faire décrocher les pales encore plus, perdant ainsi l'excès d'énergie du vent.

1.3.4 Sécurité

Les éoliennes doivent être fournies avec des systèmes de freinage appropriés qui sont utilisés pour les arrêts d'urgence et lorsque la maintenance est nécessaire. Habituellement, les éoliennes sont équipées à la fois d'un aérodynamique et mécanique frein. La conception du frein aérodynamique dépend du système de contrôle (régulation). C'est-à-dire, si la pale est sous la régulation par décrochage que le bout tourne pour décélérer le rotor. Le frein aérodynamique active en premier. Lorsque le rotor a déjà ralenti, un système de freinage mécanique, qui est constitué d'un frein à disque, active aussi. En cas d'urgence, les deux systèmes de freinage sont activés en même temps.

Par conséquent, si quelque chose va mal, par exemple, une panne de courant, les freins activent automatiquement sans aucune force ou système de contrôle appliqué.

Les moyens aérodynamiques comportent :

- la mise en drapeau des pales par variation du pas ;
- la mise en rotation des extrémités de pale (le bout) pour certaines machines ;
- l'utilisation de la régulation par décrochage jusqu'à un certain domaine de vitesse ;
- un empennage (ou surface aérodynamique) qui oriente le rotor dans le lit du vent et réduit ainsi la surface offerte.

Le frein mécanique sur l'arbre secondaire (figure 2.b) est très largement répandu. Il permet de suppléer une défaillance éventuelle du système de freinage aérodynamique. Il peut

être activé automatiquement par le contrôleur électronique ou manuellement par un opérateur. Cependant, pour des éoliennes de petites ou moyennes puissances, il existe en complément différents systèmes tels que :

- l'abaissement du mât et du générateur ;
- le repliage des pales ;
- les régulateurs masse-ressort qui agissent sous l'effet de la force centrifuge.

Tableau 03: Avantages et inconvénients des systèmes de régulation

| Thématique | Système de régulation | |
|---------------------|---|--|
| | Régulation par décrochage | Contrôle à calage variable |
| Efficacité du rotor | Peut-être un compromis | Optimal en théorie |
| Sécurité | Besoin de système annexe à très hautes vitesses | Système de protection en lui-même |
| Modélisation | Phénomène plus complexe | Phénomène plus simple |
| Coût | Moindre | Plus important (systèmes de contrôle additionnels) |

Les conditions de vent (vitesses, taux de turbulence) influent sur la conception (charges extrêmes, tenue en fatigue). On s'aperçoit donc aisément que la conception d'une pale est en fait un procédé itératif avec de nombreux paramètres et de nombreuses contraintes. Il est indéniable que l'apparition de logiciels de calcul évolués associés à des optimiseurs facilite grandement la tâche du concepteur.

1.4 Aérodynamique d'éolienne à axe horizontal

1.4.1 Aérodynamique de rotor

L'aérodynamique des pales de HAWT sont en grande partie identique à l'aérodynamique classique des ailes. Cependant, il existe quelques différences qui introduisent des effets différents et conduisent à des problèmes complexe qui est l'aérodynamique du rotor et l'aéroélasticité. Une brève introduction dans l'aérodynamique de HAWT est tentée à cette partie du document.

Une aile en rotation autour d'un axe (figure 16) produit une force de portance (perpendiculaire à la direction d'écoulement) et une force de traînée (parallèle à la direction d'écoulement). Dépendamment de l'angle d'attaque local, les deux composantes de la force de portance et de traînée contribuent à la poussée du rotor et le couple. Naturellement, les éoliennes utilisent uniquement le couple afin de produire de l'électricité alors que la poussée est absorbée par la structure de l'éolienne en tant que charge. L'angle d'incidence de chaque segment (élément) d'une pale d'éolienne à axe horizontal comprend une composante de la vitesse réelle du vent (V_0) et une composante périphérique de vitesse du vent (V_r) dû à la rotation du rotor et la distance de segment par rapport à l'axe de rotation. Cela signifie que le long de la pale (envergure) l'angle d'attaque (AoA) varie constamment (figure 17). Pour cette raison, les pales sont conçues avec un vrillage structural afin de compenser cette variation de AoA.

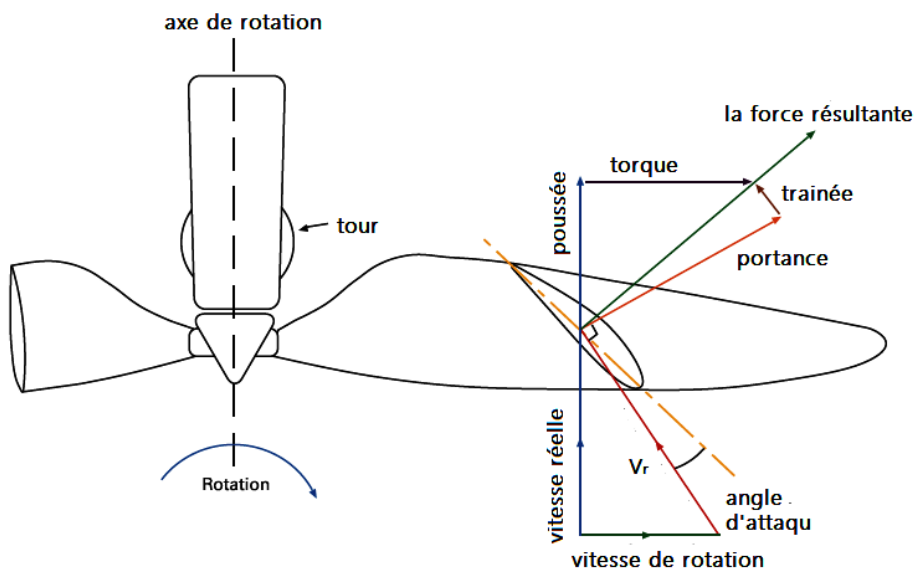


Figure 16 : Les vecteurs de vitesse d'écoulement agissant sur une section de rotor d'éolienne

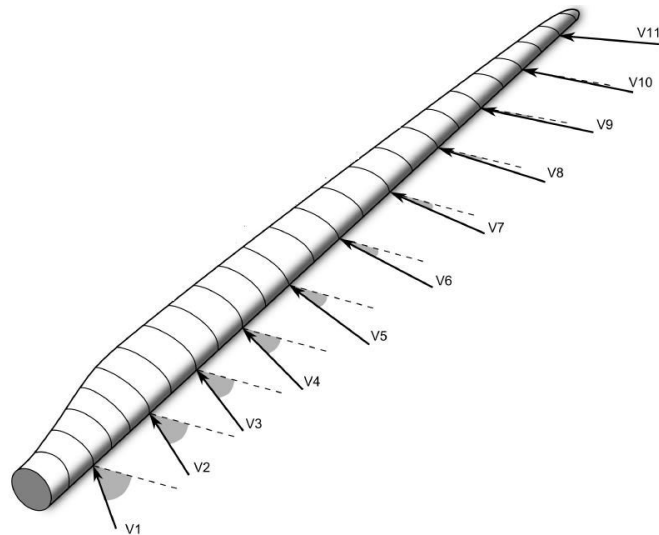


Figure 17 : Représentation de la pale avec des segments indépendants selon la théorie de l'élément de pale. Les vecteurs de vitesse sont calculés pour chaque segment de la pale selon la méthode de l'élément de pale-quantité de mouvement. L'angle d'attaque varie le long de la pale en raison de la rotation, source [2]

En dehors de la variation de l'angle d'attaque le long des pales d'un rotor d'éolienne à axe horizontal, il existe également plusieurs autres phénomènes qui ajoutent à la complexité du système. Les forces centrifuges et les forces de Coriolis qui agissent sur la couche limite d'aube varient sensiblement les performances aérodynamiques de la région (région de la racine) interne et provoquent des écoulements croisés puissants. L'« effet de pompage » provoqué par la faible pression de la région extérieure du côté d'aspiration (extrados) des pales contribue encore plus à l'écoulement 3-D (figure 18) de la zone intérieure. En outre, l'égalisation de pression entre l'intrados et l'extrados au bout de la pale présente une autre région de fort écoulement croisé qui est également associé à la génération d'un fort vortex [16]

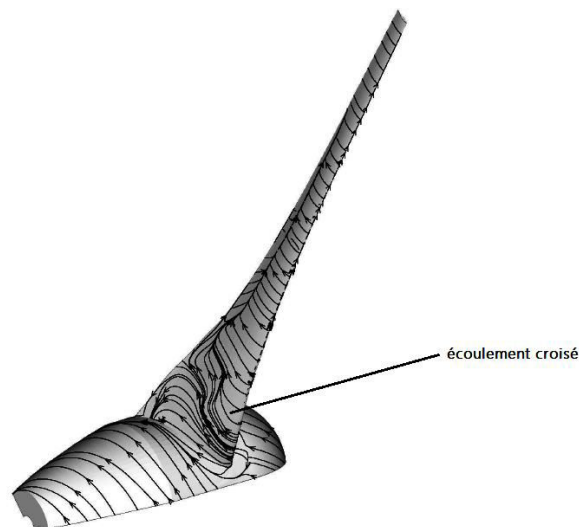


Figure 18 : lignes de courant sur l'extrados de la pale

1.4.2 Source d'instationnarité

Les éoliennes fonctionnent généralement au sein d'un écoulement instationnaire et loin d'être uniforme [15]. Le flux d'air (vent) varie dans le temps et dans l'espace en raison de la variation de vitesse dans la couche limite terrestre et de la turbulence atmosphérique stochastique. La figure 19 résume les sources en apparence prédominantes, des charges aérodynamiques instationnaires sur le rotor éolien. En effet, la charge sur chaque élément de pale varie dans le temps à cause de divers effets. Les sources spécifiques prises ici en considération pour l'éolienne, sont les suivantes [20, 21, 22, 23] :

- **Vitesse et direction du vent**

Le vent souffle généralement à une vitesse rarement constante. Cet effet peut produire un changement significatif de l'angle d'incidence aux profils des pales. Ce changement est considérable dès lors qu'il accompagne d'une modification de la vitesse induite produite par le sillage, celui-ci changeant de forme en fonction de la vitesse du vent. Il en résulte donc un changement permanent des forces locales appliquées au rotor et une puissance variable en fonction du temps.

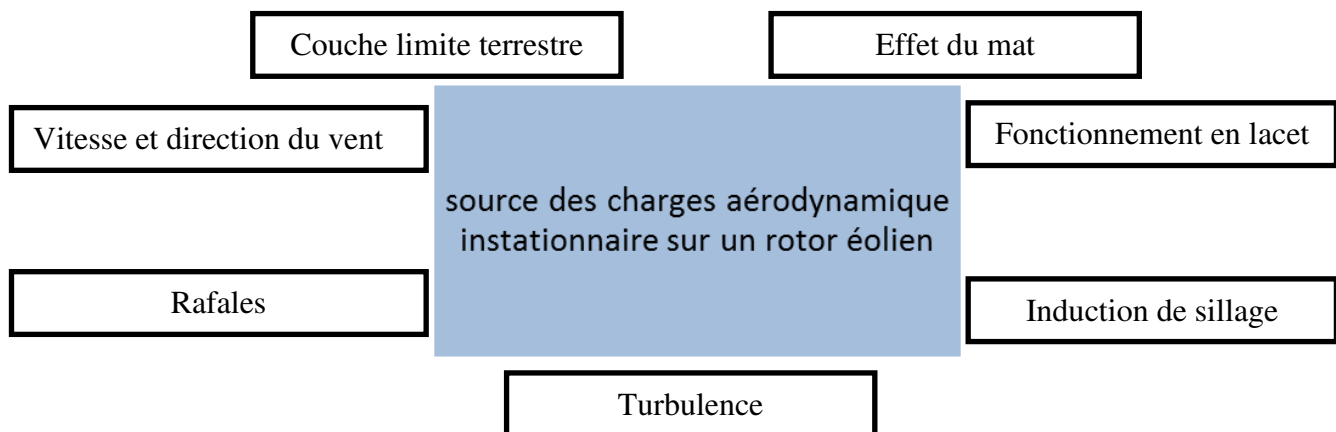


Figure 19 : source des charges aérodynamique instationnaire sur un rotor éolien

- **Couche limite terrestre**

Lors du fonctionnement de l'éolienne (surtout pour une éolienne de grande taille), la partie inférieure est alimentée par une vitesse de vent plus faible que sa partie supérieure (figure 20). Cela correspond à l'effet de la couche limite terrestre, qui freine l'écoulement de l'air en raison de la rugosité de la surface du sol, du relief ou des vagues où l'éolienne a été installée.

Le cisaillement du vent est généralement décrit comme une fonction exponentielle :

$$V_0(x) = V_0(H) \times (x/H)^\nu \quad (1.4)$$

Où V_0 est la vitesse moyenne du vent en m.s^{-1} à la hauteur du moyeu, H est la hauteur de moyeu en m et ν est le paramètre de forme de la fonction exponentielle. Ce paramètre de forme est définie de manière empirique pour divers emplacements au sol, la fonction exponentielle change en fonction des conditions de rugosité de surface locales à chaque endroit (foret, mer).

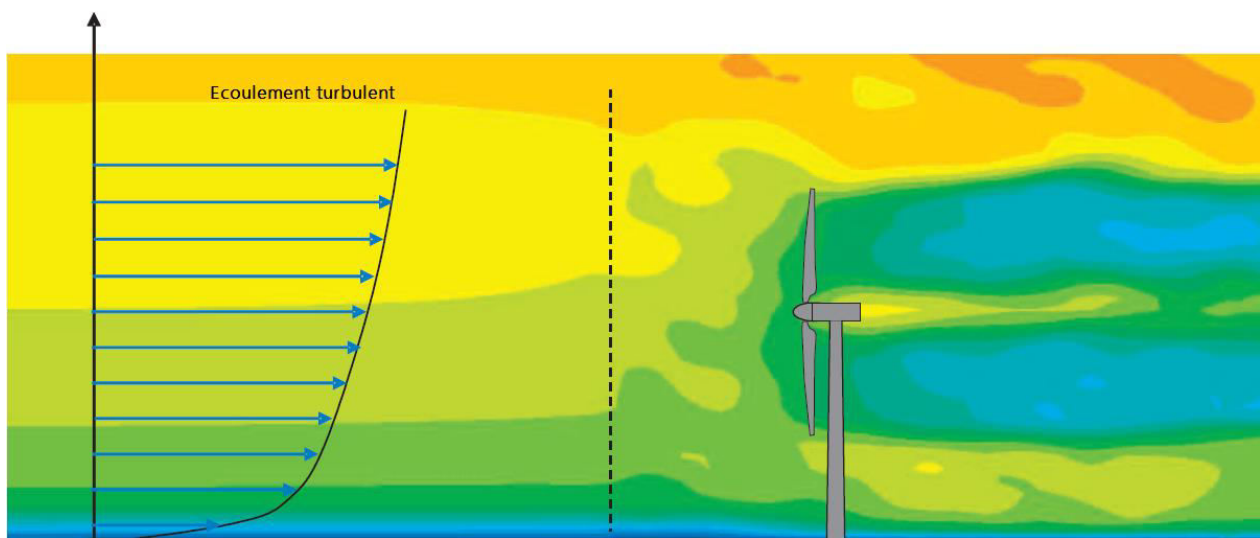


Figure 20 : Les effets de la couche limite terrestre sur l'écoulement autour d'une éolienne, source [6]

▪ **Rafales de vent**

Les rafales de vent peuvent engendrer, sur plus d'une seconde, des pics de vitesse de vent supérieurs à la vitesse du vent moyennée en cours de fonctionnement de l'éolienne. Ces variations soudaines dégradent de manière significative les composants mécaniques et électriques. Les charges mécaniques subissent aussi les effets de ces pics, facteurs d'importants couples dans le rotor de l'éolienne et engendrent des échauffements anormaux, voire de bris dans l'arbre de transmission.

▪ **Fonctionnement en dérapage**

Quand l'éolienne fonctionne dans une position où la direction du vent n'est pas perpendiculaire au plan du rotor, des variations instationnaires importantes des vitesses locales appliquées sur les pales peuvent se produire [24, 25, 26].

En effet, l'éolienne fonctionne souvent en dérapage, le mécanisme de contrôle du positionnement du rotor face au vent ne pouvant assurer une position idéale du rotor à tout moment. Dans le cas d'un fonctionnement de l'éolienne à une vitesse spécifique faible, une grande déviation de l'écoulement axial est susceptible de se produire, amplifiant ainsi ces effets instationnaires, malgré le vrillage des pales.

▪ Effet du mât

Le mât influence indiscutablement sur l'état des charges aérodynamiques au moment du passage des pales dans son sillage [27, 28, 29]. En effet, à chaque passage au voisinage du mât, les pales rencontrent une zone où la vitesse du vent est plus faible. L'écoulement est alors bloqué par la production d'une zone de réduction de la vitesse du vent à l'amont et à l'aval du mât. La chute de vitesse dans cette zone dépend du type de mât (tubulaire en acier, en treillis, mât haubané) et de ses dimensions. Un changement transitoire de l'angle d'incidence de chaque élément de pale se produit à chaque tour de pale, modifiant ainsi les charges appliquées par l'écoulement.

▪ Turbulence

La turbulence atmosphérique est un phénomène majeur et un facteur important. Elle est généralement provoquée par des déplacements d'air de températures inégales [30], dans des régions présentant une surface de terrain très accidentée ou des obstacles.

Les turbulences rendent plus difficile la récupération de l'énergie cinétique et augmentent les charges aérodynamiques appliquées aux composants mécaniques de l'éolienne. Elle existe dans différentes échelles à l'intérieur du champ de vent et est un effet stochastique en 3-D qui est très difficile à mesurer et pratiquement impossible à prédire. La turbulence est généralement modélisée avec des modèles mathématiques simplifiés ou numériquement calculée avec des solveurs volumes finis et des simulations instationnaires (par exemple. simulation des grandes échelles (LES)). En général, on essaye donc d'augmenter la hauteur de la tour afin d'éviter que la turbulence engendrée près du sol influence sur la surface balayée par le rotor [31].

▪ L'induction instationnaire du sillage

La variation temporelle des conditions aérodynamiques (vitesse, incidence, circulation) au rotor produit un effet sur la force et les positions des tourbillons émis dans le sillage à l'aval de l'éolienne. Ce processus d'évolution a un effet héréditaire dans le temps car il continue à se reproduire dans le développement du sillage.

L'asymétrie des efforts de ces sources instationnaires se traduit par la présence de couples parasites. Ces couples augmentent les vibrations engendrées par le couple axial instationnaire sur l'ensemble rotor-ligne d'arbre, dangereuses pour la tenue mécanique des pales du rotor, elles-mêmes soumises alors à une fatigue sous contraintes cycliques. Ces facteurs (couples parasites, vibrations et contraintes cycliques) sont en partie transmis par voie solide à l'ensemble du système (ligne d'arbre, génératrice), et au-delà, à la structure elle-même, au travers des paliers, de la butée et du berceau de la génératrice. Ce phénomène, à transmission purement solide, est directement relié à la fluctuation de charges aérodynamiques, ou portance instationnaire, de chacune des sections de pales [31].

Les Pales d'éoliennes sont quelques-unes des plus grandes structures aérodynamiques actuellement construites. Ils tournent à travers des champs du vent très instables, sont construites à partir de matériaux composites élastiques et sont montés sur des tours en béton. L'éolienne est la somme des composants élastiques qui sont couplées ensemble et sont soumis à des charges aérodynamiques très variables. Grâce au fort couplage aérodynamique instationnaire avec la réponse structurelle élastique des composants individuels, la complexité du système augmente considérablement [32].

Chapitre 2

Méthodes de modélisation aérodynamique d'une éolienne

La taille des éoliennes commerciales a augmenté de façon spectaculaire au cours des 25 dernières années, passant d'environ d'une puissance nominale de 50 kW et un diamètre de rotor de 10 à 17 m jusqu'à une machine de 5-6MW avec un diamètre de rotor plus de 120 m [33] (Figure 21).

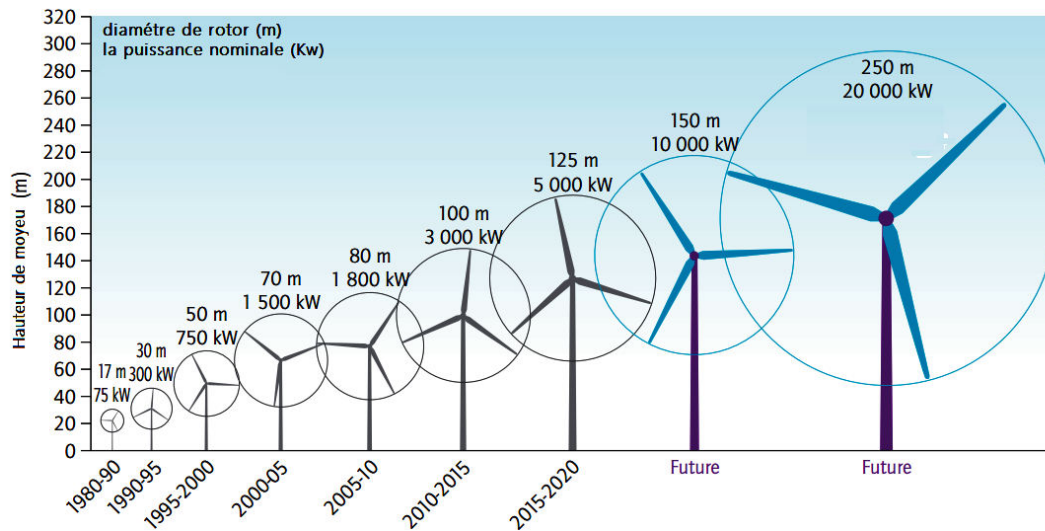


Figure 21 : La croissance de la taille des éoliennes depuis 1980 et perspectives, source [34]

Ce développement a forcé le changement et l'amélioration des outils de conception, des simples calculs en supposant un vent constant à un logiciel de simulation dynamique des charges aérodynamiques instationnaire, une modélisation de la réponse aéroélastique à la construction de l'éolienne entière (y compris la tour, le multiplicateur de vitesse, la génératrice et le système de contrôle) [35].

Habituellement, les modèles d'écoulement autour du rotor éolien, supposent un fluide parfait et incompressible [36]. Parmi les méthodes les plus utilisées, on distingue (Les modèles suivants seront examinés) :

- Théorie de l'élément de pale-quantité de mouvement
- Théorie de Froude-Rankine (disque actif)
- Méthode de la ligne active
- Méthode tourbillonnaires
- Méthode basées sur la résolution des équations de Navier-Stokes (CFD)

2.1 Définitions de base

▪ La vitesse spécifique (paramètre de rapidité)

C'est un paramètre très important pour la conception de l'éolienne. Il exprime le rapport entre la vitesse au bout de la pale (l'extrémité) et la vitesse du vent,

$$\lambda = \frac{\Omega R}{U_0} \quad (2.1)$$

Où Ω est la vitesse angulaire, R le rayon de la pale et U_0 la vitesse du vent. La vitesse spécifique indique l'état de fonctionnement d'une éolienne et elle affecte un certain nombre de paramètres de l'écoulement qui seront discutés plus tard. Les valeurs typiques pour les éoliennes modernes sont $6 \div 8$.

▪ La solidité

La solidité de l'éolienne est définie comme étant le rapport entre la surface de la pale à la surface du disque :

$$\sigma = \frac{\text{Surface totale de la pale}}{\text{Surface du disque}} \quad (2.2)$$

Et de même la solidité locale de l'éolienne est définie, tout en se référant à un certain rayon r , de la manière suivante :

$$\sigma = \frac{Bc(r)}{2\pi r} \quad (2.3)$$

Où B est le nombre de pales et c la longueur de la corde de la section locale de la pale en (m).

▪ Le coefficient de puissance

L'énergie cinétique d'une masse m de l'air se déplaçant à une vitesse U peut être exprimée comme suit :

$$E = \frac{1}{2} mU^2 \quad (2.4)$$

Et pour l'unité de masse par :

$$e = \frac{1}{2} U^2 \quad (2.5)$$

Pour une section transversale A , par laquelle l'air passe à la vitesse U , le volume V circulant à travers cette section pendant une unité de temps, est un débit volumique Q exprimé par :

$$Q = UA \quad (2.6)$$

Et le débit massique de la masse volumique ρ de l'air est :

$$\dot{m} = \rho Q = \rho UA \quad (2.7)$$

Le produit de l'énergie cinétique de l'air en mouvement avec le débit massique, on extrait la quantité d'énergie qui traverse une section A par seconde. Ceci est physiquement la puissance P :

$$P_0 = \dot{m} e = \frac{1}{2} U^3 A \quad (2.8)$$

Telle est la puissance disponible dans le vent. Cependant, si nous avons pris toute l'énergie, l'écoulement du vent serait arrêté. Ainsi il devrait y avoir un coefficient de puissance (C_P) qui détermine la partie de l'énergie d'écoulement (vent incident) capté par l'éolienne

$$P = C_P \times P_0 \Rightarrow C_P = \frac{P}{\frac{1}{2} U_\infty^3 A} \quad (2.9)$$

La valeur maximale de C_P est déterminée par :

$$C_{Pmax} = \frac{16}{27} = 0.56 \quad (2.10)$$

Cette valeur est appelée la limite de Betz et montre la limite supérieure théorique de la puissance que l'on peut extraire du vent incident avec une éolienne.

▪ Le coefficient de poussée

De la même manière le coefficient de poussée pourrait être défini pour la force de poussée intégrée agissant sur le rotor T

$$C_T = \frac{T}{\frac{1}{2} U_\infty^2 A} \quad (2.11)$$

▪ Le facteur d'induction

L'écoulement du vent incident est affecté par la pale d'éolienne à mesure qu'elle approche du rotor [37]. La vitesse effective vue par le système de la pale en rotation (blade vortex système) est modifiée comme illustré à la figure 22. Par la décomposition du vecteur de vitesse dans la direction axiale et tangentielle avec le facteur d'induction on va obtenir les relations suivantes :

$$U_a = (1 - a)U_\infty \quad (2.12)$$

$$U_t = (1 + \hat{a})\omega r \quad (2.13)$$

Où U_a et U_t sont les composants axial et tangentielle de vitesse respectivement, a est le facteur d'induction axial et \hat{a} est le facteur d'induction tangentielle.

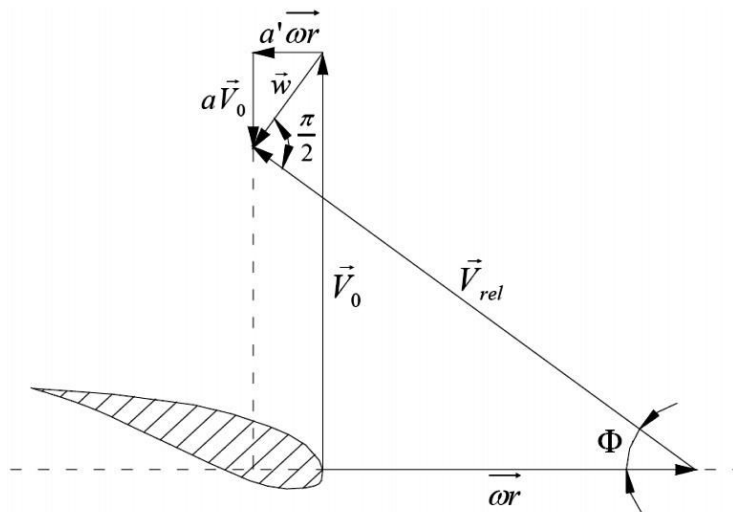


Figure 22 : le facteur d'induction

Les propriétés mentionnées ci-dessus concernent l'ensemble du rotor d'éolienne. D'autre part, il est nécessaire de recourir à certaines caractéristiques des pales que l'on retrouve lorsqu'on prend un élément de pale (figure 23). Il entre dans le calcul aérodynamique 2-D, comme pour une longueur (envergure) infinie d'une aile cylindrique. Car même si la pale réelle d'une éolienne moderne n'est pas infinie et présente un comportement aérodynamique 3-D, la théorie de

l'élément de pale reste d'un intérêt pratique. La méthode BEM est basée sur l'aérodynamique 2-D, Prandtl a montré que les données 2-D locales peuvent être utilisées si l'angle d'attaque est corrigé en conséquence avec les tourbillons de sillage derrière l'aile ou la pale d'éolienne.

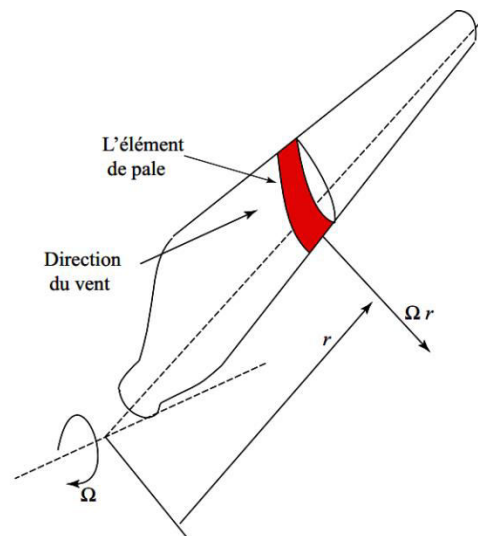


Figure 23 : Efforts subis par un élément de pale d'un rotor éolien soumis à un vent, source [31]

▪ Les coefficients de portance et de trainée

L'estimation du champ de vitesses et des angles d'incidence par rapport aux profils des pales est un élément fondamental de prédiction de la charge dynamique sur le rotor ainsi que de la puissance produite par l'éolienne [38, 39]. En effet, les paramètres régissant les forces aérodynamiques (portance, trainée) sur chaque section transversale de la pale sont : la vitesse relative, l'angle d'incidence, les propriétés physiques du fluide en écoulement et la géométrie de la pale. Comme il a été mentionné avant, la force de portance L est définie comme la force agissant sur l'élément de pale dans une direction perpendiculaire à la direction d'écoulement, et la force de trainée D est la force exercée sur l'élément de pale dans une direction parallèle à la direction d'écoulement. La portance ne sera présente que s'il y a un écoulement circulaire sur le corps. La vitesse au-dessus du corps est augmentée, de sorte que la pression statique est réduite. À l'inverse, au-dessous du corps la vitesse est ralentie, ce qui donne une augmentation de la pression statique. Il y a clairement une force normale vers le haut sur l'aube, une force de portance. Ce phénomène a été décrit par Kutta et Joukowski [40] :

$$L = \rho U_{\infty} \times \Gamma \quad (2.14)$$

Où Γ est la circulation autour de l'aube (élément de pale), défini comme l'intégrale :

$$\Gamma = \int u ds \quad (2.15)$$

Où u est la vitesse tangentielle.

Le coefficient de portance et de trainée pour un élément de pale est :

$$C_l = \frac{L}{0.5 \rho U^2 c R} \quad (2.16)$$

$$C_d = \frac{D}{0.5 \rho U^2 c R} \quad (2.17)$$

L et D sont les forces par unité de longueur, U la vitesse d'écoulement, c et R sont la corde et l'unité de longueur de la pale en (m). Ces coefficients sont en fonction de l'angle d'attaque, du nombre de Reynolds et du nombre de Mach.

3.2 Théorie de l'élément de pale-quantité de mouvement

Les calculs de performance et de la charge aérodynamique des éoliennes sont aujourd'hui régulièrement effectués par la méthode de l'élément de pale-quantité de mouvement (BEM) [41]. La méthode n'est, en effet, pas cher et très rapide et fournit des résultats très satisfaisants [3, 42]. L'hypothèse de base de cette méthode (BEM) est que la vitesse induite dans le plan du rotor est égale à la moitié de la vitesse induite dans le sillage ultime, et que le vent incident peut être analysé en divisant la pale en un certain nombre d'éléments indépendants (figure 24). En outre, les charges de chaque pale sont uniformément réparties (*azimuth-wise*), ce qui signifie que le rotor aurait un nombre infini d'élément. Pour chaque élément de pale, les forces aérodynamiques sont obtenues à l'aide de données expérimentales (à partir des essais mesurés en soufflerie).

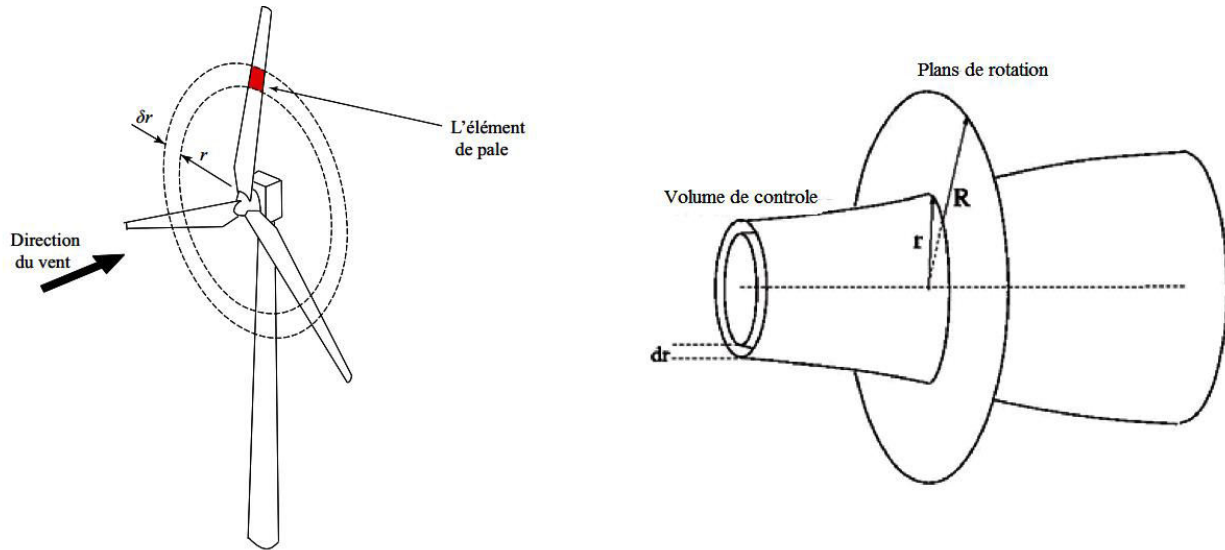


Figure 24 : Volume de contrôle annulaire (BEM) et un élément de pale

La vitesse induite tangentielle est calculée à l'aide du théorème de quantité de mouvement angulaire. On tient ainsi compte du champ de vitesses perturbé par le rotor. Contrairement à la théorie monodimensionnelle de Froude-Rankine, les vitesses induites varient le long de la pale [40, 43, 44]. Par contre, elles sont moyennées dans la direction azimutale. Cette théorie est actuellement améliorée à l'aide de différentes corrections prenant en compte le nombre fini de pales [45]. La prise en compte des effets tridimensionnels nécessite le recours aux polaires 2-D corrigés ou aux polaires des profils tournants. Il existe également des corrections pour le fonctionnement de l'éolienne en dérapage (cas non axisymétriques), aux résultats satisfaisants et à faibles angles de désalignement. Comme il a été mentionné avant, en raison de son calcul rapide et fiable, cette théorie est fréquemment utilisée par les fabricants d'éoliennes pour la conception et les études préliminaires et cela, en vue d'obtenir des résultats initiaux propices à lancer d'autres méthodes plus précises comme la méthode de sillage libre.

La théorie BEM pourrait être une méthode de conception ainsi qu'une méthode de vérification, Lors de l'utilisation comme une méthode de conception, les entrées (inputs) et les sorties (outputs) suivantes sont définies:

- **Les entrées (*Input*)**

Puissance nominale P , coefficient de puissance C_P , la vitesse moyenne du vent V_0 , le nombre de pales B

- **Les sorties (*Output*)**

Diamètre du rotor D , la distribution radiale la corde $c_i(r)$ et le vrillage $\theta_i(r)$

Pour améliorer les résultats, il est nécessaire d'appliquer, au moins, les deux corrections (i) une correction sur « le facteur de pertes au bout de la pale de Prandtl » du fait que le nombre de pale est considéré comme infini dans la méthode de Froude et (ii) « la correction de Glauert » pour les fortes valeurs (supérieure à 0.4) de facteur d'induction axiale (a), où la théorie de Froude n'est plus valide.

Puisque le modèle BEM est simple et très rapide à exécuter sur un ordinateur, il a gagné une énorme popularité et est aujourd'hui le seul code de conception en cours d'utilisation par l'industrie. Cependant, en cas de fonctionnement de l'éolienne en dérapage ou durant les rafales de vent [46, 47], les résultats obtenus à l'aide de cette théorie ne sont pas satisfaisants pour ces écoulements complexes. Des méthodes spécifiques ont donc été développées pour aborder les cas instationnaires et non-symétriques. Ces méthodes prennent en compte l'irrégularité de la vitesse induite dans le plan du rotor et la variation temporelle du vent en amont et présentent la vitesse induite comme une série de polynômes orthogonaux [48, 49].

3.3 Théorie de disque actif

La méthode de disque actif est probablement l'outil d'analyse le plus ancien pour l'évaluation des performances du rotor. Dans ce modèle, le rotor est représenté par un disque perméable qui permet à l'écoulement de passer à travers le rotor [40], en même temps qu'il est soumis à l'influence des forces superficielles. Cette méthode classique est basée sur la conservation de la masse, de la quantité de mouvement et de l'énergie, et suppose un écoulement monodimensionnel et un fluide parfait et incompressible à travers le rotor, telle qu'elle est formulée à l'origine par Rankine et Froude. Dans le cas d'une éolienne, ce disque extrait l'énergie cinétique du vent et provoque un ralentissement de l'air. Selon l'équation de continuité, le tube de courant enveloppant le disque augmentera son diamètre de l'amont à l'aval en traversant le rotor (figure 25).

Afin d'exprimer la puissance du rotor P en fonction du coefficient de vitesse axiale induite, on utilise la théorie de quantité de mouvement et l'équation de Bernoulli. Il est de même possible de démontrer que la puissance maximum extraite par le rotor n'excède pas $16/27$ de la puissance disponible (loi de Betz), pour une vitesse induite égale à un tiers de la vitesse à l'infini amont [50]. Cette méthode ne tenant pas compte de la présence des pales est souvent, simultanément utilisée avec la théorie de l'élément de pale.

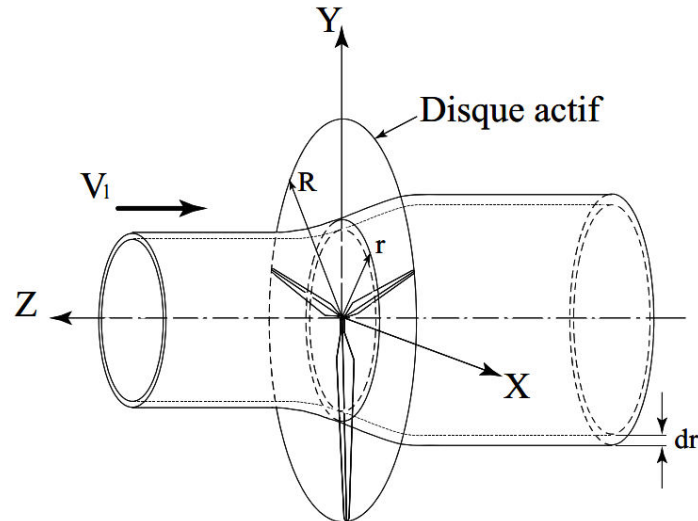


Figure 25 : Remplacement de la surface balayée par les pales du rotor par un disque perméable

Avec cette combinaison (disque actif avec la méthode d'élément de pale), nous nous retrouvons avec la méthode classique BEM. Dans sa forme générale, la méthode de disque actif peut ainsi être combinée avec les équations d'Euler ou Navier-Stokes (NS). Ainsi, comme il est expliqué dans ce qui suit, il n'y a aucune restriction physique qui doit être imposée sur la cinématique de l'écoulement. Dans un modèle de disque actif numérique, les équations de N-S (ou Euler) sont généralement résolus par une précision de second ordre du schéma différences finis / volumes finis, comme dans un calcul habituel de CFD (*Computational Fluid Dynamics*). Cependant, la géométrie des pales et l'écoulement visqueux autour d'elles ne sont pas résolus. Au lieu de cela, la surface balayée par le rotor est remplacé par les forces de surface qui agissent sur l'écoulement incident.

3.4 Méthode de la ligne active

Comme mentionné ci-dessus, La limitation principale de la méthode du disque actif est qu'elle n'est valide que pour les cas des éoliennes axisymétriques, et que cette méthode distribue les forces de façon égale dans la direction azimutale du disque actif et ne représente pas individuellement chaque pale. Ainsi, l'influence des pales est prise comme une quantité intégrée dans la direction azimutale.

Pour surmonter ce problème et prendre en compte la présence des pales, Sørensen et Shen [41], ont introduit la technique de la ligne active, où les forces créées par une pale sont distribuées le long d'une ligne qui représente cette pale (figure 26). Dans le concept de la ligne active, chaque pale est représentée par une ligne discrétisée par n points. Les forces sont distribuées autour de chaque point dans un plan perpendiculaire à la ligne active selon une distribution spécifique. Par exemple, une distribution Gaussienne dans le travail de Mikkelesen [51], ou une distribution uniforme dans le modèle de cylindre actif [52].

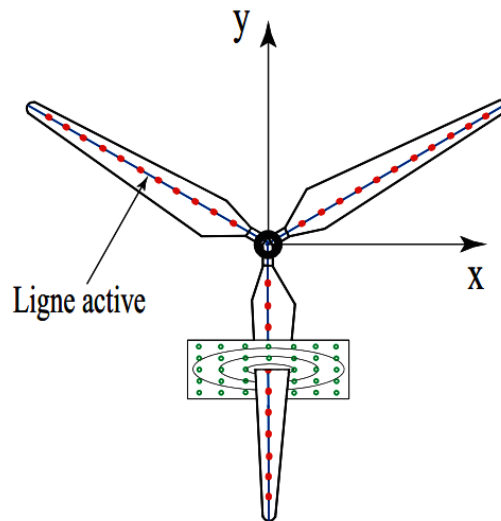


Figure 26 : Concept de la ligne active

3.5 Méthodes tourbillonnaires

Les méthodes tourbillonnaires sont des méthodes potentielles basées sur le remplacement de l'écoulement réel à travers du rotor par un écoulement de fluide parfait à travers d'un système tourbillonnaire équivalent [46]. Ce système comporte des tourbillons attachés aux pales et des nappes de tourbillons libres détachées des pales (figure 27). Les tourbillons attachés qui remplacent les pales sont rotatifs comme ces dernières et exercent des forces équivalentes sur le fluide [31].

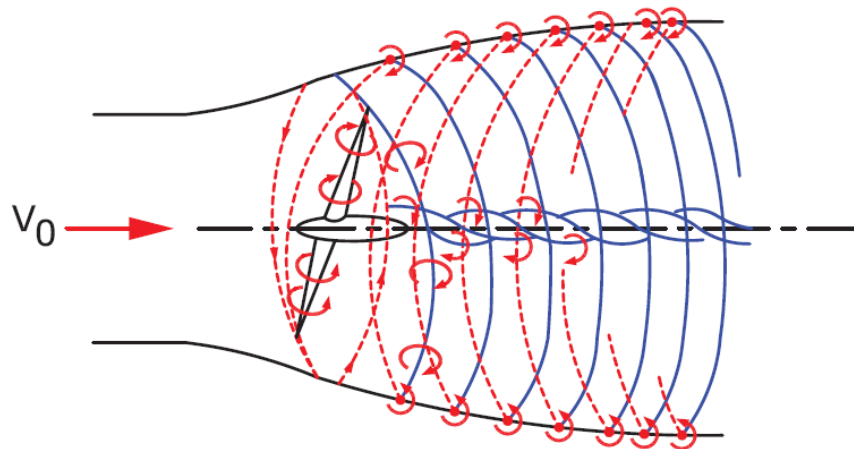


Figure 27 : Sillage tourbillonnaire d'une éolienne composé de tourbillons issus de l'extrémité et du pied de chaque pale

L'apparition de la nappe des tourbillons libres vient du théorème de Helmholtz selon lequel les lignes tourbillonnaires doivent être soit fermées, soit prendre naissance ou disparaître aux frontières du domaine de l'écoulement. Par exemple, lors du remplacement d'une aile par une ligne tourbillonnaire, la ligne tourbillonnaire ne peut pas se terminer aux extrémités de l'aile. Selon le théorème de Helmholtz, deux tourbillons marginaux apparaissent aux extrémités et sont émis pour se connecter entre eux à l'infini [53]. Il est à noter qu'au travers d'une nappe tourbillonnaire libre, il se crée uniquement une discontinuité de la vitesse tangentielle, et non de la pression. Ainsi, les tourbillons libres ne subissent aucune force, et selon le théorème de Kutta-Joukowski, le vecteur de la vitesse et le vecteur du tourbillon libre sont parallèles [31, 54].

Suivant la représentation des pales du rotor, il existe deux groupes de méthodes tourbillonnaires:

▪ **Remplacement de la pale par une ligne portante**

L'avantage de la méthode de la ligne portante repose sur l'utilisation des caractéristiques des profils, donc sur la prise en compte des effets de viscosité et de compressibilité. L'inconvénient réside dans l'écoulement aux extrémités de la pale : il est tridimensionnel et l'application des caractéristiques aérodynamiques de profil ne peut donc pas être justifiée. La méthode de la ligne portante est largement utilisée pour les rotors d'éoliennes et d'hélicoptères où l'allongement de la pale est important [31, 53].

▪ **Remplacement de la pale par une surface portante**

Largement utilisée dans le cas des hélices marines où les effets marginaux sont importants, les profils sont peu chargés et le fluide est incompressible. Chaque pale est remplacée par une surface de discontinuité de pression. Cette distribution de pression varie le long de la corde. La représentation de la pale et des conditions initiales au développement du sillage est ainsi améliorée par rapport aux méthodes de ligne portante.

Connaissant la force et la position des tourbillons, la vitesse induite $\omega(x)$ peut être trouvée en tout point en utilisant la loi de Biot-Savart

$$\omega(x) = -\frac{1}{4\pi} \int \frac{(x-\acute{x}) \times \acute{\omega}}{|x-\acute{x}|^3} dV \quad (2.18)$$

Où ω est la vorticité, x est le point où l'écoulement potentiel est calculé et \acute{x} le point de l'intégration, qui est repris de la région où la vorticité est non nul. Dans les modèles de la ligne portante, la circulation est trouvée à partir des données de profile, tout comme dans la méthode BEM. La vitesse de l'écoulement incident est déterminée comme étant la somme de la vitesse induite, la vitesse de la pale, et la vitesse du vent non perturbé.

En utilisant le théorème de Kutta-Joukowski avec la définition du coefficient de portance, une relation entre la circulation et le coefficient de portance peut être écrite

$$L = \rho U_{rel} \Gamma = \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 c C_l \Rightarrow \Gamma = \frac{1}{2} \rho U_{rel} c C_l \quad (2.19)$$

Suivant la représentation de la forme du sillage tourbillonnaire, il existe deux différentes approches :

- **Méthode de sillage prescrit**

La méthode de sillage prescrit suppose que la forme du sillage est connue [46, 55]. Dans le cas d'une hélice d'avion, les vitesses induites à l'aval du rotor sont habituellement faibles. En conséquence, les nappes tourbillonnaires adoptent une forme hélicoïdale.

Dans le cas des éoliennes, les vitesses induites sont importantes et les nappes tourbillonnaires sont déformées. Dans cette méthode, on suppose que la forme du sillage est connue, soit à partir des essais, soit à partir d'un calcul approché. Les résultats obtenus par ce type de calculs sont bons dans les cas stationnaires ou pour les rotors peu chargés. Néanmoins, dans le cas instationnaire d'une éolienne, quand les vitesses induites sont importantes, la forme des surfaces tourbillonnaires varie au cours du temps et la méthode de sillage prescrit ne peut être appliquée. Dans ce cas, il est préférable d'utiliser le second groupe de méthodes, celles de sillage libre [31].

- **Méthode de sillage libre**

La méthode de sillage libre a initialement été utilisée dans l'analyse des rotors d'hélicoptères [46, 56, 57]. Ces modèles créés pour les hélicoptères ont été adaptés par Gohard [58] pour le calcul des rotors éoliens. Dans cette méthode, les tourbillons libres, sont déplacés comme des lignes matérielles à la vitesse locale du sillage (seconde loi de Helmholtz). Contrairement à la méthode de sillage prescrit, il est procédé à un calcul explicite de la trajectoire des tourbillons marginaux. On suppose par ailleurs que l'écoulement à l'aval de l'éolienne est essentiellement composé de filaments tourbillonnaires issus des extrémités de chaque pale. Ces tourbillons marginaux sont advectés par un champ de vitesses supposé ici potentiel [31].

3.6 Méthodes basées sur la résolution des équations de Navier-Stokes (CFD)

Les premières applications de CFD aux ailes et configurations de rotor ont été étudiés à la fin des années soixante-dix et au début des années quatre-vingt, en utilisant des solveurs de

l'écoulement potentiels. Une évolution vers des solveurs d'Euler instationnaires a été vue à travers les années 80.

Les équations moyennée de Navier-stokes 'RANS' (*Reynolds Average Navier-Stokes*) ont été résolus d'abord pour les calculs de rotor d'hélicoptère, y compris les effets visqueux, à la fin des années quatre-vingt et au début des années quatre-vingt-dix. Mais les premiers calculs complets RANS de l'aérodynamique du rotor ont été rapportés dans la littérature à la fin des années quatre-vingt-dix [42]. La résolution de ces équations (RANS) constituant désormais la méthode de référence dans tous les domaines de la mécanique des fluides [59]. Les avantages de cette méthode sont d'autant plus connus dans les cas d'écoulements très complexes [60, 61]. Dans le cas de l'écoulement autour d'une éolienne, plusieurs travaux confirment la performance de cette méthode. Avec l'augmentation de la puissance des ordinateurs, les techniques de simulation DES (*Detached Eddy Simulation*) et LES (*Large Eddy Simulation*) deviennent de plus en plus importants dans plusieurs domaines de l'ingénierie, ont été dirigés vers la résolution de l'écoulement autour d'éolienne (voir par exemple [62, 63, 64]), même si leurs efforts de calcul élevés demeurent un inconvénient pour une utilisation pratique.

Les résultats obtenus avec cette méthode sont bons pour des vitesses de vent faibles et modérées [45] mais malheureusement moins fiables dans le cas de grandes vitesses, la différence avec les résultats des essais déviant alors non négligeable.

Chapitre 3

CFD et éolienne

3.1 Introduction à la méthode de calcul "CFD"

Ave CFD, nous indiquons la solution numérique des équations différentielles qui gouvernent l'écoulement de fluide, avec l'aide d'ordinateurs. Cette technique présente un large éventail d'applications d'ingénierie et est devenue de plus en plus importante, spécialement dans le domaine de la recherche aérodynamique.

Un certain nombre d'avantages précieux sont réalisés suivant une approche CFD à un problème de dynamique des fluides:

- CFD est plus rapide et certainement moins cher;
- Une réduction considérable de temps et des coûts pour la résolution des problèmes est proposée par rapport aux approches traditionnelles;
- Une bonne évaluation des différentes solutions est disponible dans la phase préliminaire du processus de conception, afin d'adapter les tâches demandées. Ainsi, des essais expérimentaux seraient effectués seulement sur quelques modèles, résultant de l'analyse CFD;
- Une analyse complète est difficile à effectuer pour les grands systèmes ; comme les éoliennes modernes, une étude CFD est un choix favorable dans ce cas;
- Une qualité importante de CFD grâce à des solutions détaillées disponible par les techniques récentes (la technologie d'ordinateur et les super calculateur), même pour les écoulements en fonction du temps (instationnaire) et des systèmes complexes;
- Les modèles numériques des problèmes physiques ont une bonne précision et fiabilité, en raison des améliorations récentes des schémas mathématiques et de modèles de turbulence;
- En raison de ces deux dernières avancées, dans la plupart des cas, la prédiction d'un problème de dynamique des fluides ne nécessite pas une puissante station de calcul et parfois un ordinateur personnel peut être suffisant;

La modélisation numérique d'un problème en mécanique du fluide implique d'abord une compréhension précise des phénomènes physiques. Toutes les caractéristiques pertinentes doivent être indiquées à cette première étape, y compris la géométrie, les matériaux et les conditions aux limites pour être défini de la manière la plus simple sans introduire des erreurs

extrêmes avec l'hypothèse. Néanmoins, un certain nombre de simplifications est toujours acceptée, et est inévitable afin de modéliser correctement un problème de la mécanique du fluide

3.2 La structure de "CFD"

Un aperçu complet des techniques utilisées pour résoudre les problèmes en mécanique des fluides sur les ordinateurs est donnée dans [65, 66, 67]. Dans les codes commerciaux une interface conviviale permet à l'utilisateur la possibilité de créer facilement les différentes options et analyser les résultats. Trois grandes parties sont généralement indiquées dans un code CFD, qui correspondent à trois phases de l'analyse du problème:

- **prétraitement (*Preprocessing*)**

Dans cette phase, le problème physique est mis en œuvre dans le modèle mathématique. Le domaine de calcul est maintenant défini. Ensuite, il est divisé en certain nombre d'éléments qui constituent la grille de maillage. Les propriétés des fluides et les conditions aux limites sont fixées. Puisque la solution CFD d'un problème de mécanique du fluide est donnée localement, la précision globale dépend fortement du nombre total d'éléments de maillage, La règle dit « le plus grand est le nombre d'éléments, la précision de la solution est meilleure », même si l'effort de CPU et la durée totale de la convergence sera plus élevés. Par conséquent, la grille optimale ne doit pas être uniforme, mais plus fine dans la région caractérisée par des changements progressifs d'écoulement. Le succès final d'une simulation CFD dépend fortement du prétraitement et donc une attention particulière pourrait être portée au choix du maillage et des conditions aux limites.

- **Solveur**

Le solveur est L'algorithme de la solution numérique et le cœur d'un code CFD. Tous les principaux solveurs de CFD fonctionnent avec la procédure suivante:

- ✓ Modélisation des inconnues du problème par des fonctions analytiques simples.
- ✓ La discrétisation des équations gouvernant de l'écoulement de fluides.
- ✓ Résoudre le système algébrique des équations.

- **post-traitement (*Post-processing*)**

Selon cette définition, nous incluons l'analyse des résultats de la solution. La sortie du solveur est un ensemble de solutions associées à chaque nœud de la grille. Ces données doivent être collectées, élaborés de la manière la plus appropriée pour l'analyse, afin de produire une

représentation physique de la solution. Certains logiciel CFD (comme Fluent par exemple) contient une section post-traitement. D'autres solveurs ont besoin d'un outil externe pour le traitement des données, qui peut être un logiciel commercial ou un code personnel (in-house code). Quoi qu'il en soit, on pourrait être en mesure d'effectuer les opérations de post-traitement suivantes :

- ✓ La visualisation du Domaine et de la grille,
- ✓ Le traçage de variables de solution (pression, vitesse...)
- ✓ Intégration linéaire, de surface et de volume,
- ✓ contour de variables de solution dans les zones du domaine sélectionné,
- ✓ ligne de courant et animation,
- ✓ opérations algébriques et analytiques.

En général, nous devrions se référer au champ d'écoulement résolu comme cela avait été une situation de test expérimental. Parmi l'ensemble de données fourni, nous pourrions l'utiliser comme des instruments réels, en sélectionnant la position des sondes «virtuels» ou des surfaces de contrôle où notre intérêt se concentre.

3.3 Les équations "RANS"

3.3.1 Équations du mouvement

Les équations de mouvement sont obtenues en appliquant les principes de conservation de la masse et de la quantité de mouvement à un volume de contrôle V à l'intérieur du fluide. On considère l'écoulement comme étant stationnaire et incompressible (vu la présence de faible vitesse dans la couche limite terrestre). Le vecteur de norme unitaire n_i est orienté vers l'extérieur de V et perpendiculaire à la surface A .

L'équation de conservation de la masse aussi appelée équation de continuité stipule que la masse du système est invariable dans le temps. Selon l'hypothèse d'incompressibilité, l'équation de continuité peut être écrite comme suit :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (3.1)$$

Le principe de conservation de la quantité de mouvement (deuxième loi de Newton) dit que la variation de la quantité de mouvement d'un volume de contrôle est égale à la somme des forces qu'il subit.

L'équation de la quantité de mouvement est donc peut être écrits comme suit [68] :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\bar{\tau}) + \rho \vec{g} + \vec{F} \quad (3.2)$$

Ici, $\nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v})$ est le terme convectif, $-\nabla p$ est l'effet de la pression, $\nabla \cdot (\bar{\tau})$ est le terme diffusif, $\rho \vec{g}$ est l'effet de pesanteur et Le terme \vec{F} représente les forces surfaciques (extérieur) exercées sur le corps.

Pour connaître les caractéristiques de l'écoulement dans tout le domaine à chaque instant t , il faudra résoudre le système d'équations précédent. Pour ce faire, on doit connaître le terme \vec{F} en plus des quatre variables indépendantes qui sont les trois composantes de la vitesse ainsi que la pression.

3.3.1 Équation de Navier-Stokes moyennées

Un écoulement turbulent est dit stationnaire si les quantités moyennes sont constantes dans le temps. Ce qui permettra son étude en utilisant la méthode de moyenne temporelle des équations instantanées de Navier-Stokes (RANS). Cette méthode consiste à décomposer chaque valeur instantanée des différentes propriétés de l'écoulement en composante moyenne et une autre composante de fluctuation.

Selon l'hypothèse de Stokes pour les fluides newtoniens, le tenseur des contraintes τ est donné par :

$$\bar{\tau} = \mu \left[(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \vec{v} I \right] \quad (3.3)$$

Les équations ci-dessus sont nommées les équations de Navier-Stokes (N-S). Selon Reynolds, pour chacune des variables instantanées dépendantes dans les équations N-S une moyenne temporelle et une composante fluctuante peuvent être trouvée, par exemple, les composantes i de la vitesse seront :

$$u_i = \bar{u}_i + \tilde{u}_i \quad (3.4)$$

Où \bar{u}_i est la composante moyenne temporelle et \tilde{u}_i celle fluctuant. Le terme de la moyenne temporelle est obtenue en utilisant l'opérateur de la moyenne temporelle de Reynolds, qui appliqué localement au vecteur vitesse:

$$\bar{u}_i = \frac{1}{\Delta t} \int_{t_0}^{t_0 + \Delta t} u_i dt \quad (3.5)$$

Après l'application de l'expression précédente à l'ensemble des variables dans les équations N-S, on obtient les équations incompressibles de NS moyennées:

$$\bar{U}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\nu \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \overline{u_i u_j} \right) \quad (3.6)$$

Cette nouvelle forme des équations de Navier-Stokes fait apparaître un nouveau terme, $-\overline{u_i u_j}$, appelé le tenseur de Reynolds qui évoque le caractère turbulent de l'écoulement. Cependant, ce terme vient introduire six inconnues supplémentaires appelées contraintes de Reynolds, dont trois sont normales et les trois autres agissent en cisaillement. Il s'agit alors de fermer le problème en introduisant des équations supplémentaires qui seront déterminées dans la section suivante.

3.4 Modélisation de la turbulence

De nombreux problèmes de mécanique des fluides sont généralement résolus par des hypothèses simplificatrices telles que "écoulement incompressible, non visqueux, laminaire et écoulement stationnaire". Ces hypothèses sont nécessaires parce que l'écoulement de fluide, comme dans les machines tournantes présente un comportement assez imprévisible qui mène à une solution complète très complexe. Parmi ces caractéristiques complexes, la turbulence est celle qui 'brille' parmi les autres.

Dans cette section, compte tenu de la taille et de la complexité du sujet, seulement une brève introduction sera donnée sur la modélisation de la turbulence pour les éoliennes.

En ce qui concerne l'étude des écoulements visqueux, un régime laminaire existe seulement à faible nombre de Reynolds :

$$Re = \frac{\rho UL}{\mu} \quad (3.7)$$

Où μ est la viscosité dynamique, U est la vitesse d'écoulement libre et L est la longueur de référence qui, dans le cas d'un profil d'aile est la longueur de la corde c . Le nombre de Reynolds représente le rapport de l'inertie sur les forces visqueuses.

L'écoulement turbulent est largement présent dans la nature (la formation de nuages ou de la fumée), Lorsque le régime d'écoulement devient turbulent, l'écoulement du fluide semble désorganisé (instable) et ces particules suivent un chemin sinueux [69]. En effet, lorsque le nombre de Reynolds augmente les forces d'inertie augmentent leur action jusqu'à un point où cette action augmente de manière significative qui provoque la formation de la turbulence dans l'écoulement [70], et les composantes fluctuantes (*time-fluctuating*) de vitesse et de pression apparaissent. Cela étant, même si la trajectoire de la moyenne est bien établie. La vorticité d'un écoulement turbulent est souvent élevé, ce qui signifie également que les phénomènes de diffusion sortent pour toutes les propriétés physiques de l'écoulement, vecteurs (ex. quantité de mouvement) ou scalaires (ex. la température).

Suivant la valeur du nombre de Reynolds suivante :

- $Re > 5 \times 10^5$ le long d'une surface ou $Re > 2 \times 10^4$ le long d'un obstacle pour l'écoulement externe.
- $Re > 23 \times 10^2$ pour l'écoulement interne

l'écoulement adopte des comportements radicalement différents (figure 28)

▪ Naissance de l'instabilité

Tant que $Re < Re_c$, l'écoulement demeure laminaire. Lorsque la valeur critique $Re_{c,1}$ est atteinte, une instabilité naît :

- ✓ Première rupture de la symétrie spatiale
- ✓ écoulement non permanent
- ✓ Maintien d'une régularité géométrique

▪ Apparition de la complexité

Lorsque Re atteint un second seuil critique $Re_{c,2}$, la turbulence naît :

- ✓ Rupture complète de la symétrie spatiale (localement)

- ✓ Naissance d'une grande complexité structurelle (tourbillons)
- ✓ Apparition d'un nouvel ordre global (à grande échelle)

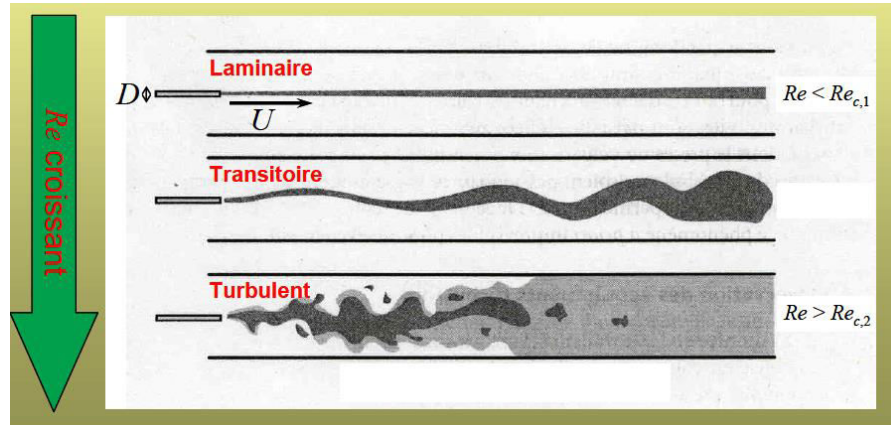


Figure 28 : l'influence de nombre de Reynolds sur le comportement de l'écoulement

3.4.1 Modèles de fermeture

La différence entre les équations de N-S et celles de Reynolds est en fait essentielle, parce que les contraintes $(-\overline{u_i u_j})$ sont des inconnues supplémentaires et que l'on ne dispose à priori que du même nombre d'équations.

Dans un problème laminaire, on a 4 fonctions inconnues U_1, U_2, U_3 et P et quatre équations, l'équation de continuité et les trois équations de N-S. Pour un problème turbulent, on dispose du même nombre d'équations, les équations de Reynolds remplaçant celle de N-S, mais en plus des fonctions inconnues de l'écoulement moyen U_1, U_2, U_3 et P , on a les 6 fonctions inconnues du tenseur de Reynolds $(-\overline{u_i u_j})$ donc dans le cas général, on a 10 fonctions inconnues, mais seulement 4 équations. On dit que le système n'est pas fermé. Pour pouvoir résoudre ce système, il faut trouver des équations supplémentaires en nombre suffisant, c'est le problème principal de la turbulence, problème de la fermeture. Compte tenu de ça, la turbulence est une «cible» majeure de la modélisation numérique et au-dessous voici une liste des méthodes numériques les plus importantes [69]:

▪ **La simulation directe (*Direct Numerical Simulation*, ou DNS)**

Une solution « dure » et marginale. DNS comprend la solution complète des équations de N-S couplées à certaines conditions aux limites initiales. Pratiquement, DNS a la capacité de produire des résultats de haute qualité, mais son applicabilité est limitée par la puissance de calcul nécessaire :

- ✓ Nécessité d'un maillage très raffiné
- ✓ Pas de temps très petit
- ✓ Infaisable pour des valeurs élevées de Re

Compte tenu de l'avancement de l'efficacité du calcul qui a eu lieu au cours des dernières décennies, le DNS est en train de prendre un rôle important dans ce domaine.

▪ **Modèles de turbulence visqueux (*Turbulence-Viscosity models*)**

Avec cette méthode, les équations de N-S sont résolues avec une approche RANS (en moyennant le champ de vitesse). Pour modéliser les tensions de Reynolds qui apparaissent dans les équations, on peut utiliser divers modèles de turbulence, se distinguant par leur niveau de complexité.

Au cours de l'étude, plusieurs modèles de fermeture du premier ordre à deux équations de transport ont été testés. Ces modèles de fermeture sont basés sur l'hypothèse de Boussinesq reliant linéairement le tenseur de Reynolds au champ moyen des vitesses, hypothèse par la suite formulée par Prandtl sous la forme suivante :

$$\overline{u_i u_j} = \nu_t \left(\frac{\partial \overline{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \quad (3.8)$$

Où ν_t représente la viscosité de turbulence.

Les modèles à deux équations reposent sur le transport de l'énergie cinétique de turbulence k et sur le transport de la dissipation de la turbulence ε ou d'une grandeur contenant la dissipation de la turbulence. En ce qui concerne les écoulements pariétaux, il est très important

de modéliser correctement l'atténuation de la turbulence (damping) lorsqu'on s'approche de la paroi solide. Les approches d'amortissement de la turbulence sont basées sur des développements asymptotiques des grandeurs turbulentes dans la région proche de la paroi. Une description détaillée d'un ensemble de modèles dits "à bas Reynolds" est fournie par [71].

Les modèles de fermeture présentés dans cette section sont ceux utilisés dans la présente étude.

A) *Modèle de k - ε*

Ce modèle présente deux équations étant résolus en termes de deux paramètres de turbulences, k et ε . Il est largement utilisé dans les codes commerciaux CFD. Dans ce modèle les équations d'énergie k et de dissipation ε sont les deux équations de la turbulence qui vont aider à fermer notre système.

Pour un volume de contrôle V délimité par une surface A , les équations du modèle k - ε sont :

$$\nu_t = k^{1/2} \quad (3.9)$$

$$L_t = \frac{k^{3/2}}{\varepsilon} \quad (3.10)$$

On obtient l'expression finale de la viscosité turbulente à partir de l'énergie cinétique turbulente k , et de son taux de dissipation ε .

$$\nu_t = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (3.11)$$

Les deux grandeurs dont le calcul est nécessaire pour calculer la viscosité turbulente, à savoir k et ε , sont obtenues à partir des équations de transport suivantes :

a.1) Equation de transport de l'énergie cinétique turbulente k

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\rho k \bar{U}_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - \rho \varepsilon \quad (3.12)$$

✓ $\frac{\partial}{\partial x_i} (\rho k \bar{U}_i)$: terme convectif

✓ $\frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right]$: terme diffusif

- ✓ G_k : taux de production
- ✓ $\rho\varepsilon$: taux de dissipation

a.2) Equation de transport du taux de dissipation de l'énergie cinétique turbulente ε

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\varepsilon\bar{U}_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial\varepsilon}{\partial x_j}\right] + C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}(G_k) - C_{2\varepsilon}\rho\frac{\varepsilon^2}{k} \quad (3.13)$$

Le terme de production G_k est donné par :

$$G_k = -\rho\bar{u}_i\bar{u}_j\frac{\partial\bar{U}_i}{\partial x_i} = \rho\nu_t\left(\frac{\partial\bar{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial\bar{U}_j}{\partial x_i}\right)\frac{\partial\bar{U}_i}{\partial x_j} \quad (3.14)$$

Dans la version standard de ce modèle, les constantes utilisées dans la pratique sont celles proposées par Launder et Spalding en 1974 [72].

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

Les auteurs Crespo et al. (1985) [73] ont proposé une modification du modèle k - ε standard en se basant sur une étude expérimentale d'une couche limite atmosphérique neutre. Ils ont ainsi proposé les constantes suivantes du modèle de turbulence.

$$C_\mu = 0.0333, C_{1\varepsilon} = 1.176, C_{2\varepsilon} = 1.92, \sigma_k = 1.0, \sigma_\varepsilon = 1.3$$

k - ε est Le modèle de turbulence le plus utilisé dans les applications de l'ingénierie. Il permet de prédire de nombreux écoulements avec une précision raisonnable. Aussi, certaines recherches sur le sillage produit par les éoliennes tel que celle effectuée par Crespo et al [73] se basaient sur le modèle de turbulence k - ε .

B) Modèle de k - ω standard

Le modèle de turbulence k - ω est encore un modèle à deux équations. Une équation de transports de l'énergie cinétique turbulente k et la seconde équation est le taux de dissipation spécifique ω . Semblable à k - ε , le modèle k - ω a de nombreuses versions. Un des plus connu est celui le modèle k - ω de Wilcox [74, 75].

Ce modèle a été modifié à plusieurs reprises dans le but d'améliorer la précision et par conséquent, les équations de transport utilisées dans le logiciel *ANSYS FLUENT* pour le modèle de Wilcox sont les suivantes :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k \mu_i) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - Y_k + S_k \quad (3.15)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \omega \mu_i) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + G_\omega - Y_\omega + S_\omega \quad (3.16)$$

Où G_k terme de production d'énergie cinétique turbulente se introduit en raison des gradients de vitesse moyenne et G_ω est le terme de production de ω qui est définis de la même manière que le modèle $k-\varepsilon$. Y_k et Y_ω représentent la dissipation de k et ω en raison de la turbulence, et S_k et S_ω sont les termes sources définies par l'utilisateur.

La viscosité turbulente est définie en utilisant un coefficient d'amortissement α^* :

$$\nu_t = \alpha^* \frac{k}{\omega} \quad (3.17)$$

Le faible nombre de Reynolds est obtenu à partir de ce coefficient α^* qui a amortit la viscosité turbulente. Ce coefficient est donnée par :

$$\alpha^* = \alpha_\infty \left[\frac{\alpha_0^* + (Re_t/R_k)}{1 + (Re_t/R_k)} \right] \quad (3.18)$$

Où $Re_t = \frac{\rho k}{\mu \omega}$, $R_k = 6$, $\alpha_0^* = \beta_i/3$ et $\beta_i = 0.072$

Pour les valeurs élevés de Reynolds de modèle $k-\omega$, $\alpha^* = \alpha_\infty = 1$

Le terme de dissipation Y_k est donnée par :

$$Y_k = \rho \beta^* f_\beta^* k \omega \quad (3.19)$$

Et le terme de dissipation Y_ω est donnée par :

$$Y_\omega = \rho \beta f_\beta \omega^2 \quad (3.20)$$

Le modèle $k-\omega$ a montré une stabilité de calcul supérieure en particulier dans la sous-couche visqueuse près de la paroi. Cependant, Le principal défaut de ce modèle est une très grande sensibilité aux conditions à courant libre (*free stream*). De ce fait, Menter [76] se propose d'utiliser le modèle $k-\varepsilon$ classique qui a prouvé dans de nombreuses études son indépendance à ces conditions (*free stream*) dans les zones extérieures aux couches limites et d'utiliser le modèle $k-\omega$ Wilcox en zone proche de la paroi de manière à bénéficier de sa robustesse.

C) *Modèle de $k-\omega$ SST (Shear Stress Transport)*

Le modèle de $k-\omega$ SST est la seule variante du modèle $k-\omega$ standard disponible dans *Fluent*. Il a été développé par Menter (1994) en utilisant le modèle $k-\omega$ standard et le modèle $k-\varepsilon$ transformé. La principale différence est la façon dont le modèle calcule la viscosité de la turbulence ; La présence d'une couche limite avec gradient de pression adverse, l'hypothèse d'égalité entre la production et la dissipation de l'énergie cinétique turbulente n'est plus valide et cette hypothèse conduit à une surestimation de la viscosité de turbulence de la part des modèles classiques. Menter se propose de remédier à ce problème en introduisant des limiteurs de viscosité de turbulence en présence d'un gradient de pression adverse.

Similaires au modèle $k-\omega$ standard, les équations de transport pour k et ω sont légèrement modifiés et sont donnés par :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k \mu_i) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \tilde{G}_k - Y_k + S_k \quad (3.21)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \omega \mu_i) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + G_\omega - Y_\omega + D_\omega + S_\omega \quad (3.22)$$

Où \tilde{G}_k terme de production d'énergie cinétique turbulente se pose en raison de gradients de vitesse moyenne et G_ω est le terme de production de ω , Y_k et Y_ω représentent la dissipation de k et ω en raison de la turbulence, et S_k et S_ω sont les termes sources définies par l'utilisateur. D_ω est le terme de diffusion transversale va être décrit ci-dessous.

Le terme de production de l'énergie cinétique turbulente, \tilde{G}_k est déterminé de façon légèrement différente:

$$\tilde{G}_k = \min(G_k, 10\rho\beta^*k\omega) \quad (3.23)$$

Où G_k est défini de la même manière que celle décrite dans les précédents modèles.

Le terme de production de ω , G_ω est défini comme suit:

$$G_\omega = \frac{\alpha}{\nu_t} G_k \quad (3.24)$$

En raison de la turbulence les termes de la dissipation de k et ω , Y_k et Y_ω , sont définis d'une manière similaire à celle utilisée dans le modèle standard, et la différence principale est que $f_{\beta^*} f_\beta$ sont considérés comme des constantes égale à 1.

Selon l'hypothèse de Bradshaw sur la couche limite, les tensions de Reynolds sont proportionnelles à k :

$$\overline{u_i u_j} = \rho a_1 k \quad (3.25)$$

Où a_1 est une constante. Par ailleurs, dans les modèles de turbulence du premier ordre, l'hypothèse de Boussinesq nous donne :

$$\overline{u_i u_j} = \nu_t S_{ij} \quad (3.26)$$

Cette hypothèse peut être réécrite comme montré par Menter :

$$\overline{u_i u_j} = \sqrt{\frac{\text{Production}_k}{\text{Dissipation}_k}} a_1 k \quad (3.27)$$

En présence d'un gradient de pression adverse dans une couche limite, la production peut devenir bien supérieure à la dissipation et le tenseur de Reynolds est alors surestimé. Dans ce cas de figure, il conviendrait de redéfinir la viscosité de turbulence telle que :

$$\nu_t = \frac{a_1}{S_{ij}} \quad (3.28)$$

Bien entendu, cette formulation n'est pas désirable pour l'ensemble de l'écoulement modélisé et Menter propose cette expression :

$$\nu_t = \frac{k}{\omega} \times \frac{1}{\max\left[\frac{1}{\alpha^* a_1 \omega}, S\right]} \quad (3.29)$$

Qui garantit la sélection de l'expression appropriée pour la viscosité de turbulence. De manière à limiter les modifications *SST* aux écoulements proches paroi et garantir des résultats corrects sur une zone de mélange, une fonction de mélange F_2 est introduite dans l'expression (3.29) ainsi la viscosité turbulente devient :

$$\nu_t = \frac{k}{\omega} \times \frac{1}{\max\left[\frac{1}{\alpha^*}, \frac{SF_2}{a_1\omega}\right]} \quad (3.30)$$

Où S est la magnitude de la vitesse de déformation et α^* est le coefficient d'amortissement calculé en utilisant l'équation (3.17).

Les fonctions de mélange F_1 et F_2 ont été ajoutés au modèle *SST* comme suivant :

$$\sigma_k = \frac{1}{F_1/\sigma_{k,1} + (1-F_1)/\sigma_{k,2}} \quad (3.31)$$

$$\sigma_\omega = \frac{1}{F_1/\sigma_{\omega,1} + (1-F_1)/\sigma_{\omega,2}} \quad (3.32)$$

Où

$$F_1 = \tanh(\Phi_1^4) F_2 = \tanh(\Phi_2^2)$$

Et le terme de diffusion transversale D_ω est défini comme suit :

$$D_\omega = 2(1 - F_1)\rho\sigma_{\omega,2} \frac{1}{\omega} \times \frac{\partial k}{\partial x_j} \times \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (3.33)$$

Les constantes spécifiques du modèle *k- ω SST* sont définies comme suit :

$$\sigma_{\omega,1} = 2.0, \sigma_{\omega,2} = 1.168, \sigma_{k,1} = 1.176, \sigma_{k,2} = 1.0, a_1 = 0.31$$

De même que les modèles à deux équations de transport décrits précédemment, le modèle à une équation de *Spalart-Allmaras* qui sera décrit à la suite de cette section, repose sur un concept de viscosité de turbulence. Cependant, cette fois ci, seule la viscosité de turbulence est transportée au lieu et place de l'énergie cinétique turbulente et de la dissipation turbulente.

D) Le Modèle de *spalart – allmarass*

Le modèle de *Spalart-Allmaras* [77] est un modèle à une équation de transport pour la viscosité de turbulence. L'équation de transport est établie sous des hypothèses empiriques et des analyses dimensionnelles. Ce modèle ne requiert pas de raffinement supplémentaire du maillage si ce n'est la finesse requise pour capturer un champ de gradient de vitesse avec un modèle algébrique.

L'équation de transport de la variable de travail est donnée par :

$$\frac{\partial \tilde{v}}{\partial t} + \tilde{u}_j \frac{\partial \tilde{v}}{\partial x_j} = P + D_{IFF} + D_{ES} \quad (3.34)$$

Où P , D_{IFF} et D_{ES} sont respectivement les termes de production, de dissipation et de destruction de \tilde{v} exprimés tels que :

$$P = c_{b1} \tilde{S} \tilde{v} \quad (3.35)$$

$$D_{IFF} = \frac{1}{\rho} \left[\frac{\partial}{\partial x_j} \left((\nu + \tilde{v}) \frac{\partial \tilde{v}}{\partial x_j} \right) + c_{b2} \frac{\partial \tilde{v}}{\partial x_j} \times \frac{\partial \tilde{v}}{\partial x_j} \right] \quad (3.36)$$

$$D_{ES} = c_{\omega 1} f_{\omega} \left(\frac{\tilde{v}}{d} \right)^2 \quad (3.37)$$

La viscosité de turbulence est alors définie comme suit :

$$\nu_t = \tilde{v} f_{\nu 1} \quad (4.38)$$

De manière à s'assurer que \tilde{v} égale $\kappa \gamma u_t$ dans la partie logarithmique de la couche limite ainsi que dans la zone tampon et dans la sous couche visqueuse, la fonction d'amortissement $f_{\nu 1}$ est définie telle que :

$$f_{\nu 1} = \frac{\chi^3}{\chi^3 + c_{\nu 1}^3} \quad (3.39)$$

Où

$$\chi^3 = \frac{\tilde{v}}{\nu} \quad (3.40)$$

Par ailleurs, S est modifié en \tilde{S} de manière à garder un comportement correct dans la partie logarithmique de la couche limite ($\tilde{S} = \frac{u_t}{\kappa y}$) :

$$\tilde{S} = \sqrt{2\Omega_{ij}\Omega_{ij}} f_{v3} + \frac{\tilde{v}}{\kappa^2 d^2} f_{v2} \quad (3.41)$$

Avec $\Omega = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} - \frac{\partial \tilde{u}_j}{\partial x_i} \right)$, $f_{v2} = 1 - \frac{\chi^3}{\chi^3 + f_{v1}}$ et $f_{v3} = 1$ Enfin, de façon à obtenir une décroissance du terme de destruction dans la partie extérieure de la couche limite, la fonction f_ω est introduite telle que :

$$f_\omega(g) = g \left(\frac{1 + c_{\omega 1}^6}{g^6 + c_{\omega 3}^6} \right)^{1/6} \quad (3.42)$$

Où g agit comme un limiteur empêchant f_ω de prendre de trop grandes valeurs et s'exprime:

$$g = r + c_{\omega 2} (r^6 - r) \quad (3.43)$$

Avec

$$r = \frac{\tilde{v}}{\tilde{s} \kappa^2 d^2} \quad (3.44)$$

r ainsi que f_ω sont tout deux égaux à 1 dans la partie log de la couche limite et décroissent dans la partie extérieur.

Les constantes du modèle sont : $c_{b1} = 0.3$, $c_{b2} = 0.662$, $\sigma = \frac{2}{3}$, $\kappa = 0.41$, $c_{\omega 1} = \frac{c_{b1}}{\kappa^2} + \frac{1 + c_{b2}}{\sigma}$,

$c_{\omega 2} = 0.3$, $c_{\omega 3} = 2$ et $c_{v1} = 7.1$.

Le modèle de *Spalart-Allmaras* est considéré comme un bon compromis entre les modèles algébriques et les modèles à deux équations tels que ceux présentés plus haut. Ce modèle est devenu très populaire en raison de la qualité raisonnable des résultats qu'il fournit dans un grand nombre d'applications.

Les principaux avantages et inconvénients des modèles de la turbulence utilisée dans cette étude sont résumés dans le tableau 4 ci-dessous :

Tableau 04: Avantages et inconvénients des différents modèles de turbulence

| Modèles | Avantages | inconvénients |
|-------------------------|---|--|
| $k - \varepsilon$ STD | Robuste, économique et relativement précis | Résultats médiocre pour des écoulements complexes. |
| S-A | Economique (1 equation), bon pour l'écoulement moyennement complexe | N'est pas largement testé |
| SST et $k - \omega$ STD | Modèle le plus recommandé pour les problèmes liés aux turbomachines | Nécessité une plus grande résolution du maillage aux frontières (près de la paroi) |

STD: standard

S-A: *Spalart-Allmarass*.

3.5 le solveur *Fluent*

La simulation en Mécanique des Fluides Numérique (CFD), est utilisée pour la modélisation, la visualisation et l'analyse des écoulements fluides et transferts thermiques. Elle permet aux utilisateurs d'optimiser les performances des nouveaux concepts, tout en réduisant le cycle de commercialisation, les risques associés et les coûts.

Depuis plus de 15 ans, *Fluent*, leader mondial en Simulation numérique des écoulements Fluides logiciels et services. S'emploie à offrir la solution de simulation la plus adaptée, que ce soit pour l'ensemble de l'industrie, la recherche ou la formation des ingénieurs de demain. Cette solution passe par des services d'assistance technique, d'études à façon, et par des formations personnalisées.

3.5.1 Approche volumes-finis

Le code commercial *Fluent* résout les équations gouvernante d'écoulement (intégrales) telle que conservation de la masse et de quantité de mouvement, et de l'énergie (le cas échéant) et autres scalaires, tels que la turbulence et les espèces chimiques [78] en appliquant la méthode des volumes finis. Dans le cas du problème d'un écoulement autour d'éolienne, la solution se limite à l'équation de continuité et de quantité de mouvement seulement. La méthode peut être résumée dans les étapes suivantes [66, 67]:

- ✓ Le domaine d'écoulement est discrétisé en un ensemble finis de volumes de contrôle;
- ✓ La solution par intégration des équations gouvernant l'écoulement dans chaque volume; de contrôle afin d'obtenir des équations algébriques dans laquelle les inconnues sont les vitesses, la pression et d'autres quantités scalaires;
- ✓ La solution numérique des équations pour résoudre l'ensemble d champ de solution. Basé sur les spécifications du problème, deux différentes stratégies numériques peuvent être choisies : la première, solveur basé sur la pression (*Pressure-based solver*) et le second un solveur basé sur la densité (*Density-based solver*). Dans notre étude la première solveur est choisi et est destiné à la solution des écoulements incompressibles à faible vitesse tandis que le second est utilisé pour les écoulements à vitesse élevé où l'effet de compressibilité est significatif.

Les principales étapes du solveur basé sur la pression peuvent être définies comme suit :

1. Les vitesses sont déterminées grâce à l'équation de quantité de mouvement.
2. La continuité est satisfaite par la résolution de l'équation de correction de pression qui consiste essentiellement à obtenir un champ de vitesse corrigée par la pression jusqu'à ce que la continuité soit satisfaite, ce qui peut être réalisé par deux algorithmes.
3. La solution est réalisée au moyen d'itérations en fonction de l'algorithme choisi. *Fluent* permet de choisir entre:
 - **Séparé (*Segregated*)**

Les équations sont résolues les unes après les autres. La mémoire requise est relativement faible, mais cela provoque une simulation prenant plus de temps pour conclure.

- **Accouplé (Coupled)**

Il faut 1,5 à 2 fois plus de mémoire que la précédente, et la résolution de l'équation de quantité de mouvement et de continuité basée sur la pression se fait simultanément, tandis que les équations de scalaires restantes sont résolues comme dans l'algorithme séparé.

La figure 29 représente les étapes exprimées ci-dessus.

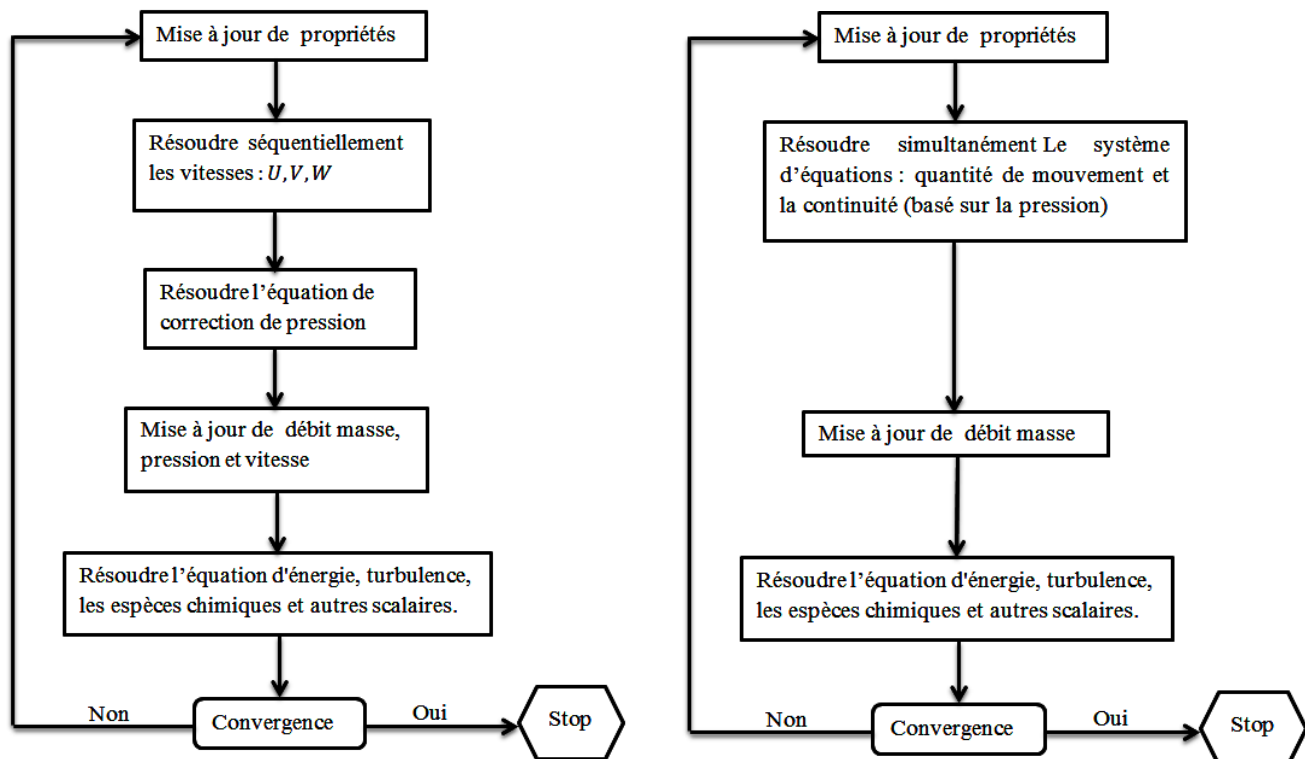


Figure 29 : schéma d'algorithme Séparé (à gauche) et couplé (à droite) de solveur basé sur la pression, source [78]

Chapitre 4

La théorie de la couche limite et contrôle de décollement

La théorie de la couche limite a été pendant plus de cent ans une des réalisations les plus importantes de la mécanique des fluides. Son importance réside dans le fait qu'il offre un haut degré de corrélation entre la théorie et l'expérience, deux branches divergentes de la mécanique des fluides qui servent à contredire ainsi. Le premier évolué à partir des équations du mouvement en supposant un écoulement sans frottement et non visqueux, alors que ce dernier était une science empirique basée sur un grand nombre de données expérimentales. Il était évident dans la plupart des cas que la discordance entre l'hydrodynamique et l'expérience classique était due au fait que la théorie néglige complètement le frottement du fluide. En outre, dans la mesure où l'air et l'eau sont concernées, les deux fluides les plus importants et couramment utilisés, leur viscosité était très petite et en conséquence, les forces dues aux frottements visqueux sont très faibles par rapport aux forces de gravitation et de pression. Il était donc difficile de comprendre que en supprimant les forces de frottement modifierait les comportements du fluide à un tel point.

Prandtl (1904) a présenté d'abord une analyse des écoulements visqueux concernant les cas pratique importants. Son travail a prouvé que l'écoulement autour d'un corps complètement immergé dans un fluide peut être divisé en deux régions, une couche mince dans le voisinage très proche du corps appelé couche limite, dans laquelle les forces de frottement jouent un rôle important, et une région extérieure où les forces de frottement peuvent être négligés et l'écoulement peut être estimés comme un écoulement potentiel. Cette approche du phénomène a permis à Prandtl à interpréter théoriquement les résultats expérimentaux avec des mathématiques simplifiées. Les nombreuses applications de la théorie de la couche limite comprennent le calcul des contraintes de cisaillement et les frottements pariétaux, l'interprétation des phénomènes qui se produisent au niveau du point maximale de portance (C_{lmax}) d'un profil aérodynamique ainsi que les phénomènes liés au décrochage.

L'écoulement sous certaines conditions ambiantes et géométriques peut s'inversée et se détacher au niveau de la surface de la paroi solide. Ce phénomène, connu sous le nom de la séparation de la couche limite, est lié à la création de tourbillons dans le sillage et est relié à une grande augmentation de la traînée en plus de la chute brutale de la portance, au corps profilés, tel qu'un profil aérodynamique. Diverses méthodes de contrôle de la couche limite ont été proposées

pour faire face à ce problème, comme le mouvement de la paroi solide, l'accélération de la couche limite (soufflage, aspiration).

4.1 Structure de la couche limite

Au cours de l'écoulement d'un fluide incompressible et sans frottement, aucune force tangentielle et donc pas de contraintes de cisaillement sont présentes entre deux couches consécutives. La seule interaction entre elle se fait par des forces normales. Cela signifie qu'un fluide parfait ne présente aucune résistance interne à un changement de forme, ce qui conduit à l'incapacité de l'approche de l'écoulement incompressible sans frottement pour tenir compte de la traînée d'un corps. L'absence des forces tangentielles implique que, dans la zone proche de la paroi solide, il existe une différence entre la vitesse tangentielle du fluide et la surface du mur, en d'autres termes, il y a un glissement. Ce glissement n'existe pas dans les écoulements réels, en raison que dans un niveau microscopique les particules fluides adhèrent à la paroi, produisant ainsi des contraintes de cisaillement. La propriété du fluide qui rend compte de ces forces de frottement est la viscosité, elle est fortement dépendante de la température du fluide. D'après la loi de frottement de Newton, elle est le facteur de proportionnalité entre la contrainte de cisaillement entre les couches d'un écoulement uniforme et le gradient de vitesse dans la direction normale aux couches :

$$\tau = \mu \frac{\partial u}{\partial y} \quad (4.1)$$

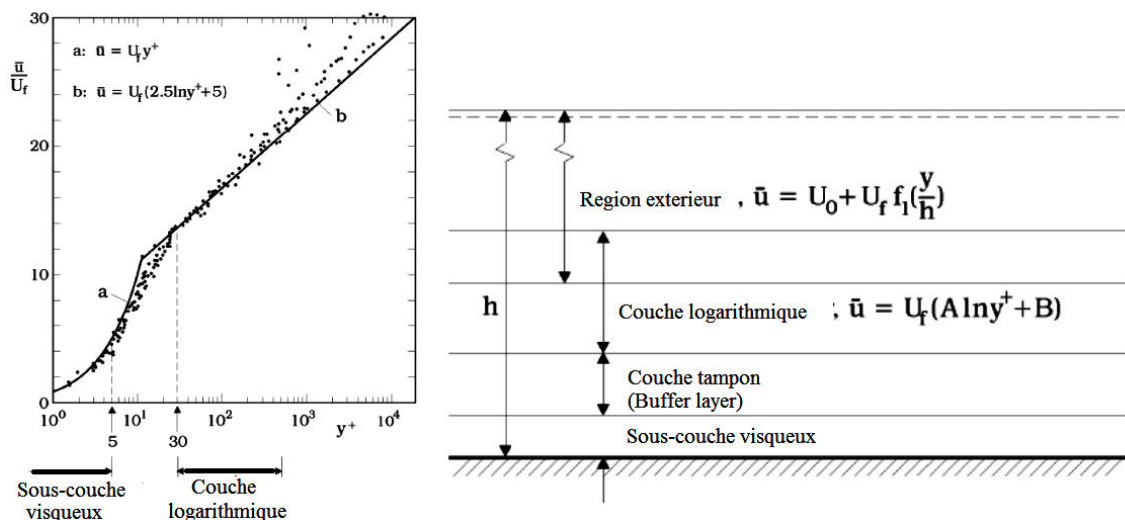
μ est la viscosité dynamique. Lorsque les forces de frottement et d'inertie interagissent c'est important de prendre en compte le rapport de la viscosité et de la densité $\nu = \mu / \rho$ connu comme la viscosité cinématique.

Le profil de vitesse dans la couche limite suit deux comportements indépendants, basés sur deux grandeurs d'échelle distinctes. Usuellement, on distingue deux régions principales, séparées par une zone de raccordement. La région proche de la paroi, appelée région interne, est décrite par l'évolution du frottement pariétal τ_p et on peut considérer que le profil de vitesse $U(y)$ est seulement fonction de cette quantité. Dans cette zone, on définit la loi de paroi $U^+ = f(y^+)$ en utilisant deux variables internes adimensionnées par la vitesse de frottement pariétal u_τ . Cette loi est valable jusqu'à une distance de la paroi où la contrainte visqueuse devient négligeable devant

la contrainte turbulente. Dans la région externe, les ordres de grandeur typiques de la turbulence sont l'épaisseur δ de la couche limite (augmente dans la direction aval de l'écoulement sur la paroi) ainsi que la vitesse de frottement u_τ et on y , définit une loi sensible aux conditions de turbulence extérieure appelée loi de vitesse déficitaire.

4.1.1 Couche limite laminaire et turbulente

La couche limite peut exister sous deux régimes d'écoulement différents, laminaires et turbulents. Dans l'écoulement laminaire, les couches fluides glissent les unes sur les autres sans échange d'énergie et de mass qui se déroule entre les couches voisines. Par conséquent, le cisaillement mis au point produit par le gradient de vitesse est entièrement due à la viscosité. D'autre part dans un écoulement turbulent, les fluctuations de la vitesse axiale, et de la vitesse perpendiculaire à la direction d'écoulement ont lieu entraînant un transfert important de quantité de mouvement entre les couches voisines. Malgré les variations du profil de vitesse avec le temps, il est possible de définir la moyenne temporelle de profil. L'échange de la quantité de mouvement entre les couches adjacentes entraîne des contraintes de cisaillement entre elles, dont l'ampleur, au niveau des régions de la couche limite, loin de la paroi est supérieure à celles développées par suite de la viscosité du fluide. Par conséquent, la forme du profil de vitesse d'une couche limite turbulente (figure 30) est dominée par ces contraintes, appelées tensions de Reynolds.



(a) la distribution de vitesse

(b) les régions d'écoulement dans la couche limite turbulente

Figure 30 : Couche limite turbulente

Les recherches sur la dynamique des structures constituant la couche limite ont évolué conjointement au développement de nouveaux moyens expérimentaux d'investigation et de nouveaux concepts modélisant la phénoménologie de la turbulence. Dans l'optique de contrôler le décollement, il est nécessaire de s'intéresser à la structure de la couche limite en régime laminaire ainsi qu'en régime turbulent. Ainsi, comme il sera vu plus loin, il peut être utile de rendre la couche limite turbulente afin de retarder le décollement car cette dernière est plus résistante au décollement dans l'état turbulent. Nous nous attacherons dans ce qui suit à présenter le phénomène de séparation de couche limite et les stratégies de contrôle de ce dernier.

4.1.2 La séparation de la couche limite

L'effet de la variation de la pression dans la direction de l'écoulement a un grand effet sur le comportement de la couche limite. Une diminution de la pression le long de la surface est ce qu'on appelle un gradient de pression favorable en raison que les forces de pression (dans la direction de l'écoulement) ont tendance à aider l'écoulement pour contrer les effets de cisaillement, entraînant ainsi un écoulement moins retardé à proximité de la paroi et par la suite un profil plus complet. Lorsque la pression augmente le long de la paroi, le gradient de pression est défavorable en raison que les forces de pression augmentent les effets de cisaillement. Par conséquent, le flux décélère encore plus dans la zone de paroi et la couche limite se développe plus rapidement.

Dans le cas d'un écoulement autour d'un profil, les particules sont soumises à un mouvement dû aux forces d'inertie et sont ralenties par les forces de viscosité (frottement pariétal). Le gradient de pression dicté par la zone fluide parfait de l'écoulement peut exercer une action favorable ou défavorable. D'un point de vue énergétique, l'énergie cinétique dans la région de gradient de pression favorable est dissipée par les frottements visqueux internes de la couche limite et il se peut qu'elle devienne insuffisante pour surmonter une trop forte surpression. Le mouvement des particules de proche paroi est alors ralenti, voire éventuellement arrêté. Dans cette zone de fluide mort, les particules ont tendance à se détacher car elles sont aspirées par la dépression située au-dessus de l'extrados et n'ont plus l'énergie cinétique suffisante pour rester au voisinage de la paroi. La couche visqueuse se détache alors de la paroi et la couche limite décolle [79].

L'écoulement au voisinage de la paroi devient alors fortement rotationnel, la composante normale de la vitesse augmente et les approximations de couche limite ne sont plus valides. Il s'ensuit une chute importante des performances aérodynamiques globales, conséquence directe des perturbations locales de l'écoulement autour d'aube. Au point de décollement, la vitesse du fluide est nulle, et au-delà de ce point, les particules se déplacent dans la direction opposée à l'écoulement, phénomène appelé écoulement de retour (figure 31). Cette zone de recirculation au extrados, matérialisée par une inversion du profil de vitesse, est responsable de la perte de performances aérodynamiques. En aval de la région décollée, la couche limite peut recoller à la paroi ou rester décollée et ainsi étendre la zone de décollement sur la totalité de l'extrados.

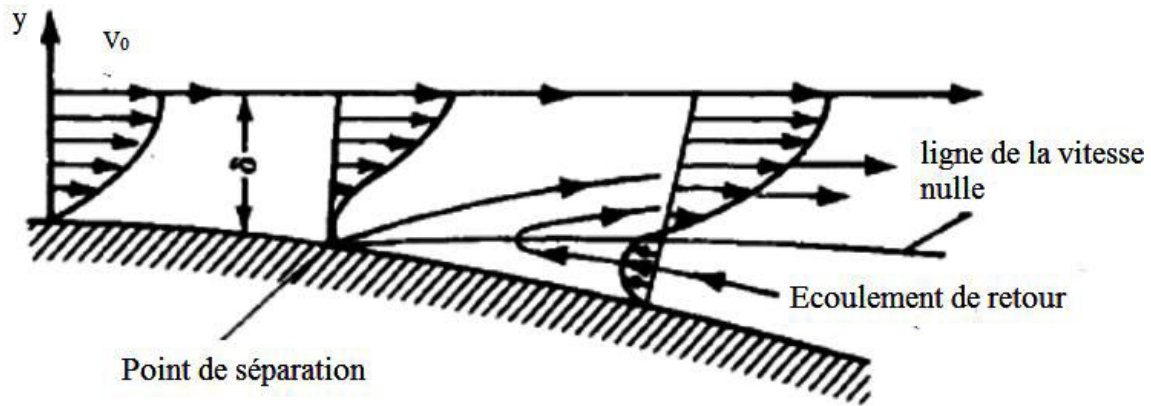


Figure 31 : Décollement de couche limite

En $y = 0$, la condition de compatibilité à la paroi [80] s'écrit :

$$\mu \left[\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right]_{y=0} = \frac{\partial p}{\partial x} \quad (4.2)$$

Ainsi, en fonction du gradient de pression, les points d'inflexion du profil de vitesse se déduisent du signe de $[\partial^2 u / \partial y^2]_{y=0}$ et la courbure des profils de vitesse de la couche limite est donc un moyen de caractériser le décollement.

En fonction du gradient extérieur de pression, la couche limite peut rester décollée et ainsi former une large zone de recirculation s'étendant sur toute la surface du profil. Si l'énergie cinétique est suffisante pour compenser l'action du gradient de pression qui a tendance à aspirer les particules vers le haut, la couche limite peut recoller au profil plus en aval et avant le bord de fuite, ce qui est moins néfaste en terme de performances aérodynamiques.

Les effets du décollement de couche limite, perturbant généralement énormément les performances aérodynamiques, constituent des obstacles à la manœuvrabilité des appareils. Les phénomènes physiques pénalisant pour l'aérodynamique sont les suivants :

- de grandes perturbations dans les distributions de pression
- une augmentation de la traînée de forme
- l'apparition du décrochage et l'augmentation des efforts sur le profil
- une chute notable de la portance
- une augmentation des nuisances sonores dues à la forte vorticité qui règne dans la zone décollée et interagit avec la paroi

La présence de la couche limite provoque des problèmes majeurs dans différents domaines de la mécanique des fluides. Cependant, la plupart des études ont porté sur les effets de la couche limite sur les forces de portance et de traînée, en particulier sur les ailes d'avion, en turbomachine et récemment les pales d'éoliennes. Les méthodes développées pour la gestion de la couche limite, l'augmentation de coefficient de portance et la réduction de coefficient de traînée sont connus comme un contrôle de la séparation de l'écoulement ou de contrôle de la couche limite.

4.2 La physique de contrôle de la séparation de couche limite

La conception des actionneurs dans le domaine du contrôle doit être guidée par les principes physiques du phénomène à contrôler. Ainsi, il est possible de retarder ou d'empêcher le décollement en exploitant diverses propriétés de la couche limite décollée ou sur le point de décoller. Globalement, on distingue trois grands principes d'action sur le décollement, qui sont présentés ci-dessous.

- **Déformation du profil de vitesse**

L'idée est ici de jouer sur le profil de vitesse de couche limite pour agir sur le décollement, et plus précisément sur sa courbure à la paroi. En présence d'un décollement, la pente au niveau de la paroi ($y = 0$), *i.e.* $\left. \frac{\partial u}{\partial y} \right|_{y=0}$ est négative en aval du point de décollement et positive en amont, comme l'illustre la figure 32.

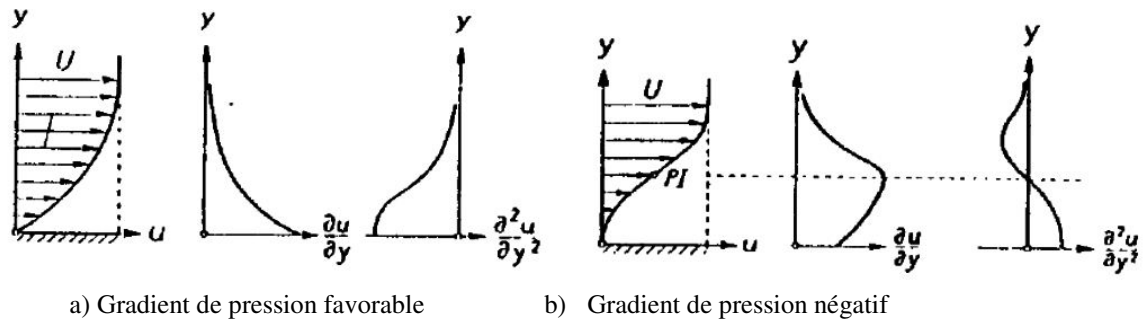


Figure 32 : Profils et gradients de vitesse

Il est donc possible de contrôler le décollement en modifiant la courbure du profil de vitesse à la paroi, c'est-à-dire en imposant un $\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \Big|_{y=0}$ le plus négatif possible. En d'autres termes, le contrôle doit avoir pour effet de rendre le profil de vitesse "le moins déficitaire" possible. Les équations de Navier-Stokes écrites au niveau de la paroi pour un écoulement incompressible et un profil de faible cambrure, projetées sur l'axe longitudinal s'expriment par :

$$\rho v_p \frac{\partial u}{\partial y} \Big|_{y=0} + \frac{\partial p}{\partial x} \Big|_{y=0} - \frac{\partial \mu}{\partial y} \Big|_{y=0} \frac{\partial u}{\partial y} \Big|_{y=0} = \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \Big|_{y=0} \quad (4.3)$$

Compte tenu des termes de gauche de l'équation (4.3), les moyens de contrôle du décollement qui agissent dans le sens $\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \Big|_{y=0} < 0$, sont les suivants :

- ✓ Introduire une vitesse d'aspiration à la paroi : $v_p < 0$
- ✓ Imposé un gradient de pression favorable à la paroi : $\frac{\partial p}{\partial x} \Big|_{y=0} < 0$
- ✓ Introduire un gradient de viscosité en proche paroi : $\frac{\partial \mu}{\partial y} \Big|_{y=0} > 0$

De nombreuses techniques expérimentales jouent sur l'un de ces trois paramètres de contrôle et seront présentées plus loin, quelques exemples sont :

1. Aspiration pariétale (actif) ou paroi poreuse (passif),
2. Modification de forme du profil, par ondulation de la paroi,

3. «Farter» la paroi pour diminuer la viscosité de la paroi. . .

▪ **Énergiser la couche limite**

L'idée de base est ici l'injection de quantité de mouvement dans la sous-couche visqueuse de la couche limite, afin d'apporter de l'énergie dans la région du fluide mort en très proche paroi. Ceci peut se faire de deux manières :

- ✓ en transférant de la quantité de mouvement de la zone loin de la paroi, riche en quantité de mouvement, vers la très proche paroi où le fluide est fortement ralenti,
- ✓ en aspirant simplement la cause du décollement : le fluide mort de proche paroi.

Les méthodes de contrôle passives basées sur ce principe sont des éléments solides montés sur la paroi, afin de rediriger le fluide vers la région désirée, mais elles ont souvent l'inconvénient d'être intrusives et d'introduire une traînée parasite. Les méthodes actives, beaucoup plus répandues, sont des techniques plus évoluées d'aspiration et de soufflage, de génération de tourbillons ou des méthodes utilisant des excitations acoustiques.

▪ **Rendre la couche limite plus résistante au décollement**

Les couches limites laminaires peuvent supporter seulement les très faibles gradients de pression indésirables avant la séparation de l'écoulement se produit. Selon [81], pour une décélération du fluide incompressible ambiant supérieure à $U_0 \sim x^{-0.09}$ la couche limite se sépare de la surface. Pour le cas de la couche limite turbulente cette valeur est beaucoup plus importante et la séparation est retardée jusqu'à $U_0 \sim x^{-0.23}$, ce qui la rend capable de surmonter de plus grands gradients de pression négatifs, en raison de transmission continu de quantité de mouvement vers la zone proche de la paroi. *i.e.* une couche limite turbulente est un excellent transporteur de quantité de mouvement et possède la propriété de mélanger le fluide ralenti près de la paroi au fluide rapide situé dans la région au-dessus. L'énergie cinétique des particules de couche limite est alors suffisante pour supporter le gradient de pression défavorable sans subir de décollement de couche limite. Les actionneurs utilisés sont généralement de type passif et consistent en des éléments solides placés sur le profil afin d'induire des perturbations dans l'écoulement.

4.3 Méthodologies de Contrôle

Le contrôle du décollement de la couche limite autour d'un profil trouve des applications nombreuses et variées dans diverses configurations aérodynamiques. L'aptitude à supprimer ou retarder le phénomène de décollement conduit à améliorer le niveau de portance, réduire le bruit et la traînée générée sur les pales d'éoliennes, ce qui représente des enjeux économiques et technologiques évidents. De nombreuses études ont jusqu'ici été menées sur le plan expérimental et numérique pour tester l'efficacité de différents actionneurs capables de contrôler le décollement et les différents procédés d'action extrêmement diversifiés.

4.3.1 Le contrôle passif

Ce type de contrôle présente l'avantage de ne pas nécessiter d'apport d'énergie extérieure, ce qui est intéressant du point de vue des applications industrielles, bien que ce type d'actionneurs soit généralement intrusif et perturbe l'écoulement. L'idée est donc dans ce cas, moins la perturbation mais la manipulation de l'écoulement à des fins de contrôle. Le paragraphe suivant présente une revue des différents types d'actionneurs passifs de contrôle du décollement.

- **Générateurs de tourbillons passifs (*vortex-generators*)**

Développés d'abord par Taylor en 1947 [82] et par Bruynes en 1951 [83] pour *United Aircraft Corporation*. Leur forme la plus simple consistera en des plaques minces verticales montées perpendiculairement à la surface de l'aile/rotor à un petit angle par rapport à l'angle d'incidence (figure 33) [84]. Ces actionneurs permettent de contrôler le décollement en favorisant les interactions entre les grosses structures pour augmenter le taux de mélange et ainsi favoriser le transfert d'énergie entre les zones riches en énergie cinétique et la zone de fluide mort en très proche paroi. Les éléments peuvent prendre par exemple la forme de prismes ou de plusieurs profils d'aile de petites dimensions dont les paramètres de forme sont fonctions de l'épaisseur de la couche limite et de leur distance (la distance entre les éléments). Ces paramètres, critiques pour la génération des tourbillons, sont généralement déterminés par une étude paramétrique empirique. Ce type de générateurs a été testé avec succès dans de nombreuses études expérimentales et numérique ; Il a été d'abord essayé sur les éoliennes 2.5MW Mod-2 par Boeing en 1982 [32].

▪ Les fontes et le profil multi-éléments

L'ail fendu a été initialement introduit par Handley Page [85] en Grande-Bretagne et en Allemagne Lachmann [17], mais la première étude détaillée a été réalisée par Weick [86]. Dans leur étude, ils ont examiné diverses combinaisons d'emplacements de fente (figure 34) visant à identifier les configurations optimales. Mdouki et Gahmous [87] ont étudié l'effet de la position, l'épaisseur et la pente de la fente sur une cascade d'un compresseur fortement chargé. Leurs résultats montrent, sur la base d'une analyse 2-D, une réduction maximale de 28% du taux de perte et une augmentation de 5° à l'angle de déviation de l'écoulement.

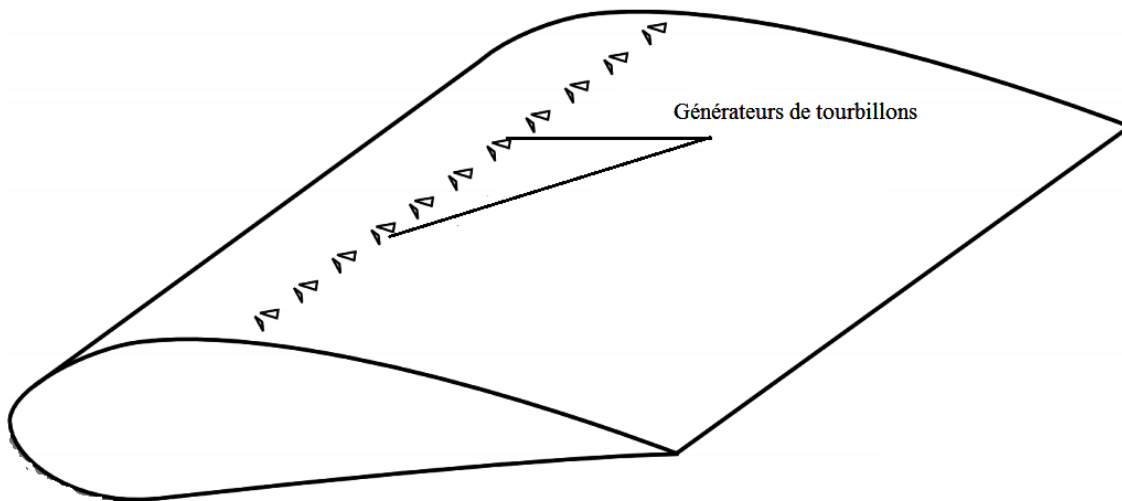


Figure 33 : Configuration de générateur de tourbillon, source [2]

L'application de profil multi-éléments (figure 34) à un UH-60A a été explorée par Lim [88]. La configuration de base de profils SC1095 et SC 1094 R8 ont été modifiés basé sur des calculs CFD d'une aile fendue A3c. Cette étude montre que l'utilisation de fentes augmente la poussée maximale de l'hélicoptère UH-60A jusqu'à 25%, mais une augmentation de traînée significative a été observée à des faibles angles d'attaque. Narsipur et al. [89] ont utilisé la simulation numérique CFD à deux dimensions pour étudier un système aérodynamique multi-éléments de pale d'éolienne avec un élément principal et de deux volets par divers déflexions.

Leurs résultats montrent que les changements de la déviation (déflexion) peuvent augmenter l'efficacité aérodynamique de système. Cependant, il n'y a pas d'emplacement fixe des volets qui est optimale pour tous les régimes de fonctionnement de la pale d'éolienne. Ragheb et Selig [90] ont constaté qu'une configuration multi-élément utilisé au pied (racine) de la pale d'éolienne améliore les caractéristiques aérodynamiques et la performance globale de l'éolienne. Basé sur une approche d'optimisation à deux dimensions CFD, Gaunaa et al [91] ont quantifié les effets de l'utilisation des ailerons (*slat*) sur la partie intérieure d'une pale d'éolienne moderne multi-MW [92] pour augmenter la production d'énergie (figure 35). Les résultats indiquent que les ailerons peuvent être utilisés pour améliorer la performance aérodynamique de la partie intérieure de rotors et les effets bénéfiques de l'utilisation des ailerons peuvent être plus grands si les ailerons et la pale sont conçus simultanément. Les fentes d'injection circulaires ont été explorées par Cosoiu et al [93]; le but de leur étude est d'optimiser la forme du boîtier pour une petite éolienne; les résultats ont montré que l'air injecté à travers les fentes assure le contrôle de séparation de la couche limite et conduit à une légère augmentation du débit volumétrique.

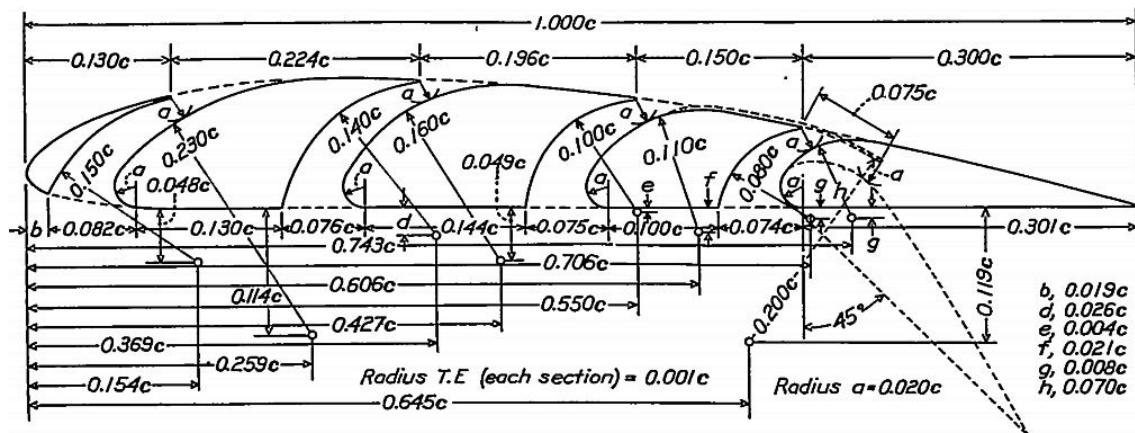


Figure 35 : Différentes combinaisons de fente étudiée par Weick et Shortal, source [86]

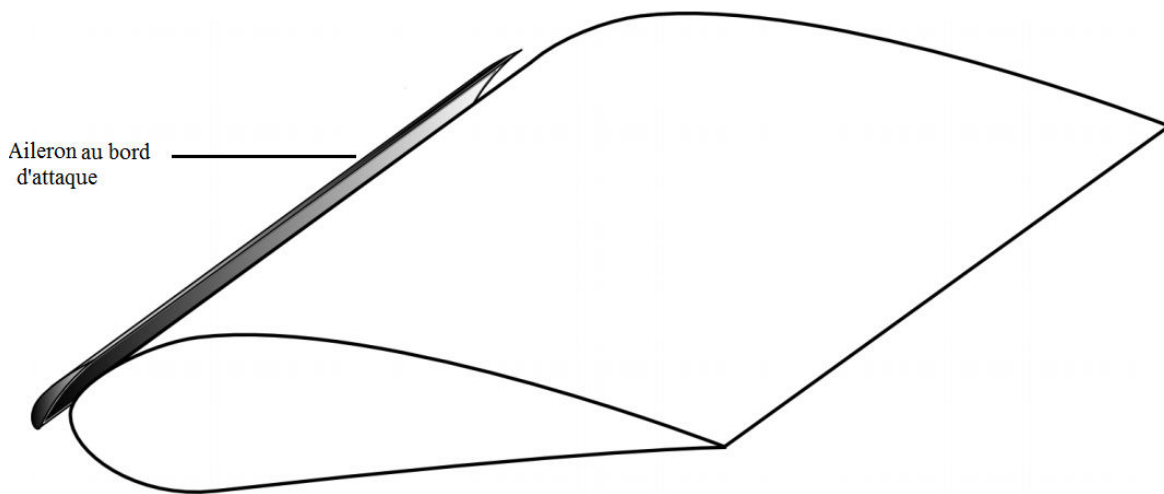


Figure 35 : Aileron de bord d'attaque, source [2]

- **Protubérances de bord d'attaque (*leading edge protuberances*)**

Le concept de Protubérances de bord d'attaque (figure 36) comme un moyen de contrôle de décollement est un concept qui existe dans la nature depuis des milliers d'années [94] et depuis le début des années 80, il est largement étudié comme un moyen de contrôle de décollement pour les avions, hélicoptères et éoliennes. L'une des premières applications de ce concept a été décrite par Boeing [95] en 1981 et inclut l'utilisation des Protubérances de bord d'attaque conique au niveau de surfaces de stabilisateur afin d'augmenter son efficacité à des angles d'attaque élevés. Le même effet a également été atteint par les multiples protubérances de bord d'attaque décrites par Thompson [96] en 1982, principalement destinées à des applications des ailes. Une autre approche similaire a été proposée en 1993 par la NASA [97], mais dans ce cas, l'effet a été la re-laminarisation (*re-laminarization*) de la couche limite par l'intermédiaire des protubérances. L'un des derniers efforts dans ce domaine est représenté par Geissler [98] en 2006, où des sphères de petite taille fixées sur le bord d'attaque d'une aile retardent considérablement le décrochage de couche limite.

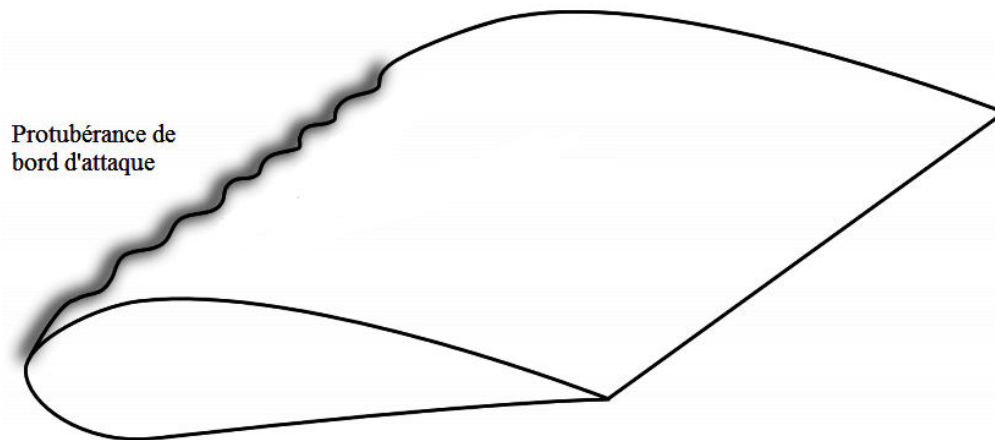


Figure 36 : Protubérances de bord d'attaque, source [2]

En plus des Protubérances de bord d'attaque, et afin de déformer le profil de vitesse à la paroi, des études expérimentales ont été menées en utilisant une paroi poreuse laissant s'écouler le fluide ralenti de proche paroi dans une cavité interne au profil. Ce contrôle, de type aspiration passive ou transpiration, testé par Bauer et Hernandez [99] en écoulement subsonique et supersonique, affiche des résultats intéressants en termes de diminution de la traînée et de retardement du décollement. Par ailleurs, de nombreuses recherches sont menées sur l'utilisation d'un revêtement déformable à la paroi pour contrôler l'écoulement de proche paroi. Ainsi, des études théoriques de stabilité linéaire décrivent l'influence des mouvements de la paroi sur les ondes de Tollmien-Schlichting [100,101]. Ces études ont été comparées avec succès aux données expérimentales obtenues par l'équipe de Babenko [102]. Cette idée de paroi compliant, inspirée des propriétés mécaniques de la peau des dauphins, exploite le couplage fluide-structure entre la paroi ondulante et les ondes d'instabilités du fluide offrant ainsi des possibilités de manipulation d'instabilités et de structures cohérentes pariétales.

Parmi toutes les protubérances de bord d'attaque proposées, la conception de protubérances basées sur les propriétés mécaniques de la peau des dauphins semble être la solution aérodynamique qui prévaut dans ce domaine. Miklosovic et al [103] ont effectué des

essais en soufflerie sur des modèles de flippers 3-D (avec et sans tubercules), ils ont noté que la séparation de couche limite est retardé, une augmentation de la portance et une diminution de traînée à des angles d'attaque élevé pour le flipper avec les tubercules. L'augmentation de l'angle de décrochage au cours des expériences mentionnées ci-dessus était de l'ordre de 40%, tandis que l'augmentation de la portance maximale était de 6%, d'autre part la traînée a augmenté pour des angles d'attaque (AoA) limitée et a diminué de nouveau à AoA élevé. D'autres résultats de recherche ont été fournis par Levshin et al [104], ils ont étudié l'effet de l'amplitude et la longueur d'onde d'une aile 2-D (profil NACA 63₄-021) avec un bord d'attaque sinusoïdale. Les résultats ont montré que l'augmentation d'amplitude des protubérances a réduit la valeur de portance maximale de l'aile, tout en créant une région de décrochage et post-décrochage. L'effet de la longueur d'onde n'est pas si critique et la diminution de la longueur d'onde favorise la plupart du temps un décrochage lisse. Le modèle aérodynamique créé par Nierop et al [105] prouve généralement les résultats expérimentaux précédents et fournit une méthode d'analyse qui aide à expliquer l'effet, mais aussi de concevoir des applications avec des aubes équipé avec des protubérances de bord d'attaque.

4.3.2 Le contrôle actif

Le contrôle actif se caractérise par l'injection dans le système d'une quantité d'énergie externe à l'écoulement, devant idéalement être la plus faible possible pour obtenir un bon rendement entre l'énergie fournie et le gain énergétique résultant. Actuellement, ces techniques remportent le plus de succès au vu du nombre considérable des recherches dans ce domaine. Un panorama des différentes techniques de contrôle actif est présenté ci-dessous.

A) Contrôle de décollement par aspiration et soufflage

Parmi les méthodes actives, l'aspiration de la couche limite a été initialement étudiée par Prandtl [106]. De nombreux chercheurs depuis lors, ont étudié la méthode d'aspiration de couche limite ainsi que la méthode de soufflage (figure 37). L'idée d'injecter/aspirer un courant d'air à grande vitesse pour faire varier les caractéristiques d'écoulement des aubes et des ailes est bien établie depuis les 20 s et 30 s. De nombreux concepts ont été proposés au cours des 80 dernières années et beaucoup d'entre eux ont été largement étudiées [107, 108]. Mais il demeure pourtant difficile de dégager des lois de contrôle généralisables car les coefficients de soufflage ou

d'aspiration sont souvent définis différemment selon les études et les techniques de contrôle efficaces sont souvent fortement liées à la configuration qui les concerne. Le rôle principal de ces techniques sont d'améliorer les performances aérodynamique et d'augmenté la force de portance.

a) Aspiration de la couche limite (*boundary layer suction*)

Le principe d'aspiration de couche limite a été introduit en 1904 par L. Prandtl [106] en tant que moyen pour empêcher la séparation de l'écoulement à la surface d'un cylindre. Depuis lors, de nombreux chercheurs ont travaillé intensivement sur le développement de ce concept pour plusieurs applications (aérospatiale). L'objectif principal de la recherche dans ce domaine a été le développement d'ailes avec le concept d'aspiration de couche limite qui permettraient de réduire considérablement les force de traînée avec des avantages significatifs de la consommation de carburant dans le cas des applications aéronautiques. NACA et de nombreux autres instituts de recherche dans le monde entier ont commencé une recherche systématique dans ce domaine (figure 38) depuis le début des années 30 et ont continué jusqu'au milieu des années 90 [109].

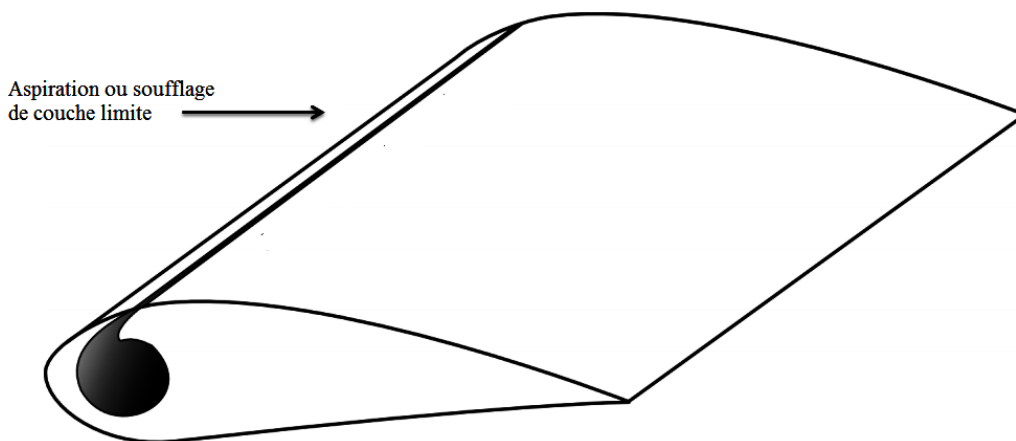


Figure 37 : fente d'aspiration/soufflage au bord d'attaque, source [2]

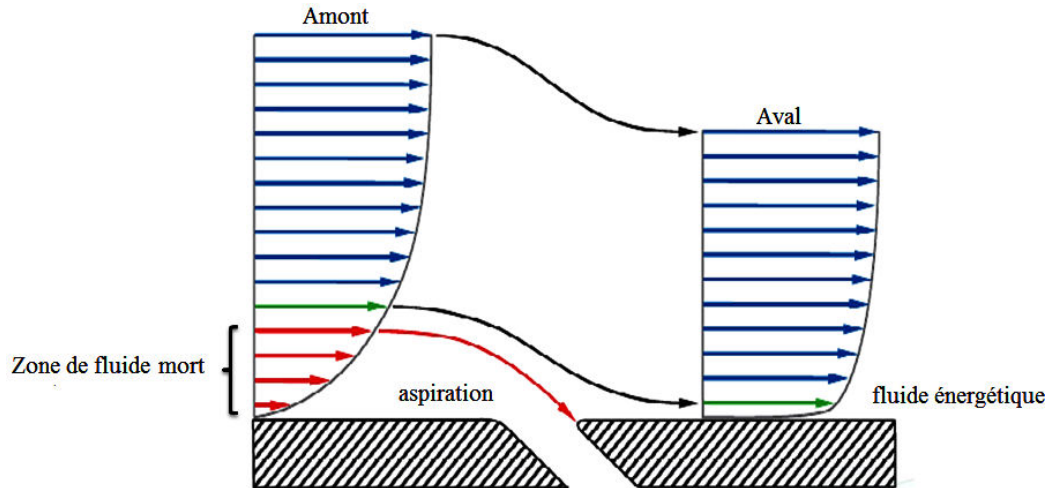


Figure 38 : Le principe aérodynamique de base de contrôle d'écoulement par aspiration. Les couches de fluide «épuisée» sont retirées à travers la fente et ont été remplacé par les couches de fluide énergétique loin de la paroi permettant ainsi la formation d'une nouvelle couche limite en aval de la fente plus résistante au décollement.

La couche limite perd de l'énergie cinétique due à des phénomènes de frottement visqueux sur la paroi (*skin-friction*). Dans cette zone de fluide mort « épuisé », les particules ont tendance à se décoller car elles sont aspirées par la dépression située au-dessus de l'extrados et n'ont plus l'énergie cinétique suffisante pour rester au voisinage de la paroi. En introduisant une ou plusieurs fentes sur la surface de la paroi solide et appliquer une aspiration, il est possible d'enlever la couche de fluide à faible énergie et la remplacer par une couche de fluide énergétique « fraîche » de l'écoulement libre [80, 107, 110]. Énergiser la couche limite permet de retarder ou d'éliminer complètement la séparation et la formation d'une région laminaire étendue de la couche limite. Cela conduit à réduire la traînée et augmenter la plage de fonctionnement de l'angle d'attaque efficace. Le contrôle de décollement par aspiration permet également un bon fonctionnement des aubes avec bord de fuite épaisse ou très incurvée puisque la circulation peut être réglée par le système d'aspiration de couche limite. De cette façon les aubes avec des sections transversales elliptiques ou même circulaires peuvent générer de très haute portance [17].

La mise en œuvre d'un contrôle de décollement de type aspiration sur les pales d'éoliennes pourrait conduire à une réduction de traînée significative en combinaison avec une meilleure performance de la partie intérieure des pales qui fonctionne à des angles d'attaque élevé.

b) Soufflage de la couche limite (*boundary layer blowing*)

Malgré la complexité et le coût élevé de cette solution de contrôle de décollement, un certain nombre d'avions dans le passé ont été équipés de ce système afin de retarder le décrochage et réduire leur vitesse et la longueur de roulement nécessaire d'atterrissage. La version navale de McDonnell Douglas F-4 "Phantom" et le Blackburn Buccaneer sont deux exemples représentatifs [111].

Dans les techniques de contrôle par soufflage où l'injection de fluide se fait parallèlement à la paroi (figure 39), l'effet est d'énergiser la couche limite par ajout de quantité de mouvement. Cette technique nécessite souvent des vitesses de soufflage très importantes et, des soufflages normaux à la paroi ou faisant un angle aigu avec la paroi, sont plus souvent utilisés. L'injection d'une masse d'air à grande vitesse tangente à la surface de la paroi de la pale inverse la décélération de frottement de la couche limite et retarde la séparation de la couche limite [17, 80, 111]

L'efficacité des ailes peut être grandement améliorée en utilisant le contrôle de type soufflage. En outre, si l'intensité du jet soufflé est assez élevée, l'augmentation de la force de portance est atteinte. Dans les cas extrêmes, même la portance prédite par la théorie peut être dépassé en raison de l'initiation de "super circulation" [80]. Cependant, La méthode de soufflage de couche limite nécessite de grandes quantités d'air et de l'énergie, ce qui réduit le rendement global de ce concept.

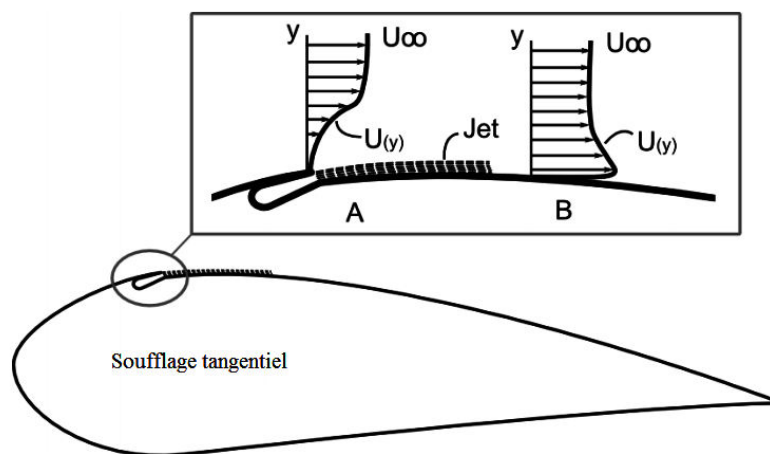


Figure 39 : Distribution de la vitesse dans la couche limite en amont (A) et en aval (B) de la fente de soufflage tangentiel, source [80]

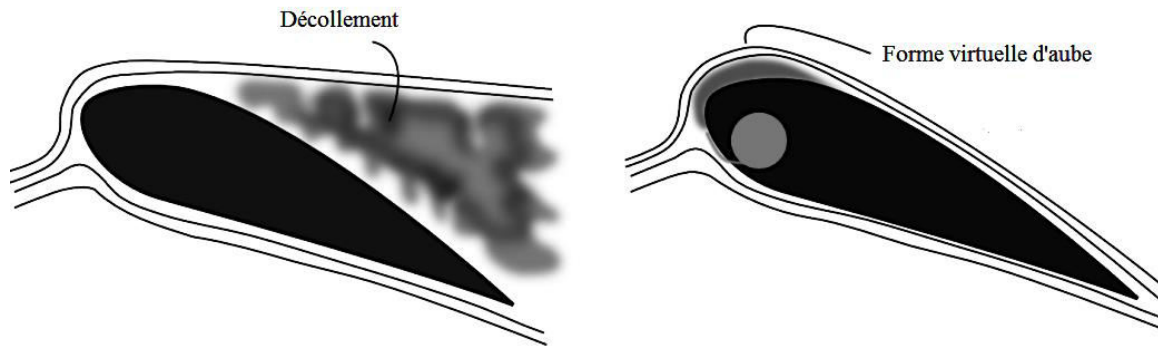


Figure 40 : comparaison schématique de profil aérodynamique classique (à gauche) et du concept de contrôle contre-courant (à droite), source [112]

Un concept plus récent et prometteur de contrôle de type soufflage est l'injection de fluide à contre-courant (figure 40) qui est en mesure d'exercer un haut contrôle à l'écoulement global en utilisant des modifications avec faible énergie dans les régions d'écoulement critiques. Dans ce cas ; la fente de soufflage d'air est située sur l'intrados à proximité du point de stagnation au bord d'attaque où l'air soufflé est dirigé tangentiellement à la surface, mais avec une direction vers l'avant. Au cours de l'exploitation d'un tel système de contrôle, deux effets différents sont présents : (i) Un effet "Amélioration de la couche limite" est causée par les niveaux de turbulence accrues et leur tendance à re-homogénéiser les différences énergétiques de la couche limite entre le fluide mort de proche paroi et le fluide énergétique plus loin de la paroi et (ii) l'effet de « forme virtuelle » (*virtual shaping effect*) conduit à épaissir l'aube (aérodynamiquement) à des angles d'attaque élevés. Ces deux effets contribuent à retarder la séparation de l'écoulement [112].

▪ **Jet Synthétique (*Synthetic Jet*)**

Le développement d'actionneur de jet synthétique (figure 41) pour le contrôle de décollement est un développement direct de contrôle du type aspiration et soufflage « traditionnelle ». L'existence de jets synthétiques est principalement due aux inconvénients inhérents des techniques traditionnelles susmentionnées par rapport à la consommation d'énergie et de contrôler de la consommation de fluide et le coût global. La principale caractéristique de jets synthétiques est le fonctionnement intermittent (ou quasi constante) et l'utilisation du fluide

environnant (air) pour la création de l'opération "zéro débit massique net". Divers systèmes de jets synthétiques ont été développés à ce jour et encore plus sont actuellement en cours de développement pour diverses applications allant du refroidissement [113] au contrôle de décollement [108].

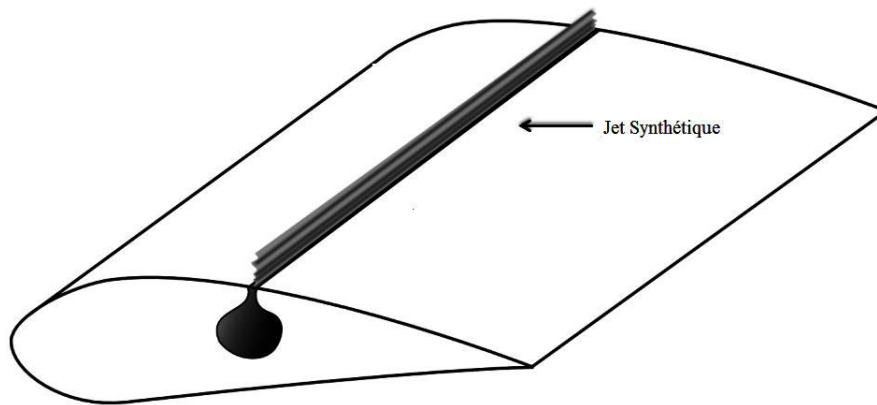


Figure 41 : Vue schématique d'une aile équipée de Jet synthétique, source [2]

La recherche en ce qui concerne la mise en œuvre de jets synthétiques pour les avions commerciaux, les hélicoptères et les éoliennes est active et les résultats sont constamment en cours de publication, cette partie de travail donne un nombre limité de propositions de concepts de jet synthétique et son effets aérodynamiques à l'égard de sa fonctionnalité dans le domaine de contrôle de décollement sur la pale d'éolienne.

L'application de jets synthétique pour les modifications d'écoulement sur les surfaces portantes a été étudiée par de nombreux chercheurs dans le passé [114] et il a été constaté qu'il existe un potentiel important pour l'augmentation de la portance ainsi que le contrôle de décollement via cette méthode. Le principe de fonctionnement des jets synthétiques est l'excitation des instabilités d'écoulement par des fluctuations de faible amplitude [115]. Le placement correct des jets synthétiques peut conduire à une solution de contrôle d'écoulement efficace basé sur la forme aéro-virtuelle de l'aile [116, 117]. De telle façon, les caractéristiques

géométriques de l'aube peut être pratiquement modifiées par le fonctionnement des actionneurs de jets synthétiques, modifiant ainsi les performances aérodynamiques de ce dernier.

Une autre solution actuellement en cours d'investigation est l'utilisation d'actionneurs de jet synthétique au bord de fuite (soufflage tangentiel) comme un moyen de contrôle de la circulation [118], ce qui augmente la portance de l'aube. Un concept plus pertinent est le « *pneumatic Gurney flap* » [119], qui utilise l'air à haute pression créées par des actionneurs de jet synthétique au bord de fuite afin de modifier la condition de Kutta (*Kutta condition*), conduisant à des variations de force de portance. Enfin, les jets synthétiques sont également utilisés comme générateurs de tourbillons pneumatiques (*pneumatic vortex generators*) conduisant à la suppression de décrochage lorsqu'il est activé [120]. Le concept de générateurs de tourbillons pneumatiques est actuellement à l'étude par *General Electric Wind Energy* comme un moyen possible de contrôler l'écoulement sur les pales d'éolienne [121].

▪ **Actionneurs de Plasma (*Plasma Actuators*)**

Un développement récent dans le domaine du contrôle de l'écoulement aérodynamique (figure 42), qui ont d'abord été développé à la fin des années 60 par Velkoff et Ketchman [122]. Au cours des dernières années (milieu des années 90 jusqu'à aujourd'hui) les actionneurs de plasma subissent des recherches et développements considérable, ainsi les premières applications commerciales sont encore à venir dans la réalisation.

Le principe de base d'actionneurs de plasma est la création d'un champ électrique entre deux électrodes par l'application d'une haute tension entre elles. Le champ électrique créé induit un jet de paroi 2-D à proximité de la surface du mur. Ceci est peut-être causé par l'impact des forces des ions de plasma en collision et les particules d'air dans la région de l'actionneur. Le jet de plasma induit ajoute une quantité de mouvement à la couche limite et déclenche des instabilités dans l'écoulement modifiant ainsi les propriétés de la couche limite [108, 123]. Les principaux paramètres qui influent sur le comportement des actionneurs de plasma sont les suivantes:

- ✓ La forme de l'électrode
- ✓ L'écart diélectrique
- ✓ La distance entre les deux électrodes

- ✓ La tension
- ✓ La fréquence (pour les actionneurs à courant alternatif)
- ✓ La forme d'onde (pour les actionneurs à courant alternatif)
- ✓ La nature de la paroi diélectrique
- ✓ La vitesse d'écoulement d'air
- ✓ L'Humidité

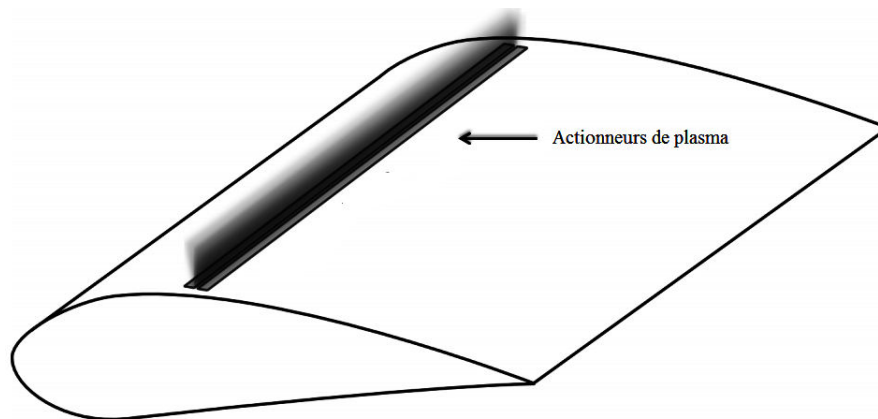


Figure 42 : Vue schématique d'une aile équipée d'actionneurs de plasma, source [2]

Actuellement, il existe plusieurs types d'actionneurs de plasma en cours de développement. Chaque type a ses avantages et ses inconvénients qui sont décrits en détail dans les paragraphes suivants.

Dépendant de leur type et positionnement, les actionneurs de plasma peuvent être utilisés dans divers types de contrôle de décollement. L'utilisation d'actionneurs de plasma dans un mode intermittent permet l'excitation de l'instabilité de Tollmien-Schlichting des écoulements laminaires et de déclencher la transition. D'autres types d'actionneurs, tels que les actionneurs de jet de paroi de plasma sont capables de créer des feuilles (*sheets*) de plasma, verticale ou avec un angle avec la surface de la paroi réalisant ainsi des effets similaires aux générateurs de tourbillons [108, 123]. Les écoulements de cisaillement peuvent également être manipulés par des actionneurs de plasma par l'intermédiaire de déclenchement des instabilités de Kelvin-Helmholz [124].

L'application de ces principes dans le contrôle d'écoulement aérodynamique est actuellement en cours, les résultats obtenus pour les faibles et moyens nombres de Reynolds sont positives, alors que l'efficacité de cette méthode de contrôle est considérablement réduite pour les grands nombre de Reynolds [108]. En ce qui concerne les applications d'éoliennes, les actionneurs de plasma sont en cours de recherches approfondies [125, 126] et leurs applications dans ce domaine semblent être prometteuses. Il y a aussi la possibilité de les utiliser comme un moyen de réduction de traînée et de vorticité dans la zone de pied (racine) de pale. Des expériences menées par Pechlivanoglou et Eisele [125] ont montré que l'existence d'actionneurs de plasma pourrait réduire la traînée due au tourbillon de Karman et en même temps, générer de la portance.

Cette liste est loin d'être exhaustive et plusieurs de ces travaux offrent des résultats excellents et des perspectives très prometteuses.

La présente étude se concentre sur la simulation numérique qui explore d'abord la meilleure configuration de la pale où la fente re-énergise la faible énergie cinétique au niveau de la zone intérieure de la couche limite afin de retarder ou supprimé la séparation de cette dernière. Ce qui améliore les performances aérodynamique de la pale d'éolienne.

Chapitre 5

Validation de calcul CFD-RANS et étude paramétrique de pale
avec fente en deux-dimensions

Pour tous les types de logiciel CFD, les principaux processus de simulation sont les mêmes. La mise en place des équations régissant le phénomène est la condition préalable de la modélisation CFD. L'équation de conservation de la masse, de la quantité de mouvement et celle de conservation de l'énergie sont les trois équations de base. Après cela, les conditions aux limites sont imposées selon les différentes conditions d'écoulement et un maillage est créé. Le but du modèle de maillage est de discrétiser les équations et les conditions aux limites dans une seule grille.

Une cellule est l'élément de base dans la grille structurée et non structurée. Les éléments de base du maillage non structuré en deux dimensions sont les cellules triangulaire et quadrangulaire. Par contre, les cellules rectangulaires sont couramment utilisées dans la grille structurée. Dans la simulation en trois dimensions, des cellules de tétraèdres et pentaèdres sont couramment utilisés pour le maillage non structuré et les cellules hexaédriques sont utilisées pour des maillages structurés. La qualité du maillage est une condition préalable pour l'obtention des solutions physiquement raisonnable.

Aujourd'hui, la modélisation CFD est largement utilisée dans l'analyse de l'éolienne. Dans la modélisation 2-D, elle peut être utilisée pour évaluer la force de portance, la traînée, le moment et pour estimer le point de séparation. La simulation 3-D peut être utilisée pour déterminer les paramètres de conception et d'optimisation de la pale d'éolienne.

5.1 Validation de calcul numérique

5.1.1 Description de la géométrie

La pale NREL S809, illustré sur la figure 43 est un profil épais de 21% recommandé spécialement pour les éoliennes à axe horizontale HAWT. Un modèle de 600 mm de corde de profil S809 a été testé dans la soufflerie 1.8 m × 1.25 m à *Delft University of Technology*. Les données de ces expériences sont rapportées par Somers [127]. L'analyse des données de l'essai et le calcul associé mettent en évidence deux principaux éléments qui affectent la performance de l'aube: La transition laminaire-turbulent et la modélisation de la turbulence [129, 129].

Un autre essai a été réalisé à *Ohio State University* sur le profil S809 dans une soufflerie 1 m × 1,4 m [130], pour des différents nombres de Reynolds et différentes configurations (écoulement instationnaire, surface lisse/rugueuse), afin d'étudier l'influence de ces facteurs.

5.1.2 Domaine de calcul et grille de maillage

Dans la phase prétraitement (*preprocessing*), le mailleur *GAMBIT* a été utilisé pour générer la géométrie ainsi que le maillage, la géométrie de la configuration bidimensionnelle est illustrée dans la figure 44. Comme l'écoulement autour des pales d'éolienne est du type externe, les frontières du champ de calcul sont repoussées théoriquement à l'infini. Par conséquent les

limites du domaine de calcul sont éloignées pratiquement du profil avec la distance $20c$ en amont et $40c$ en aval.

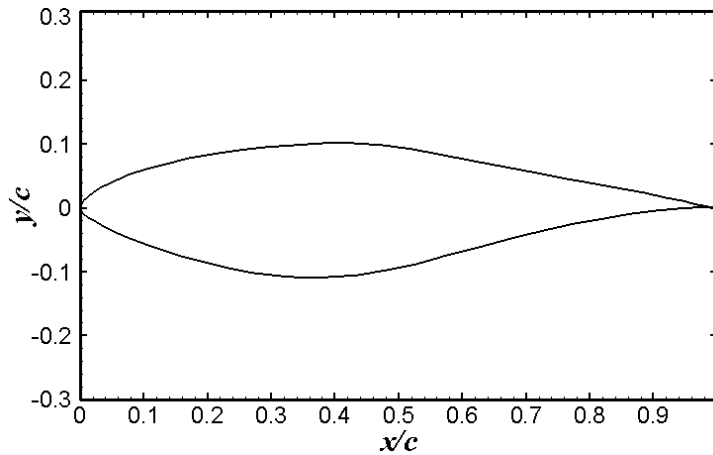


Figure 43 : Profil S809

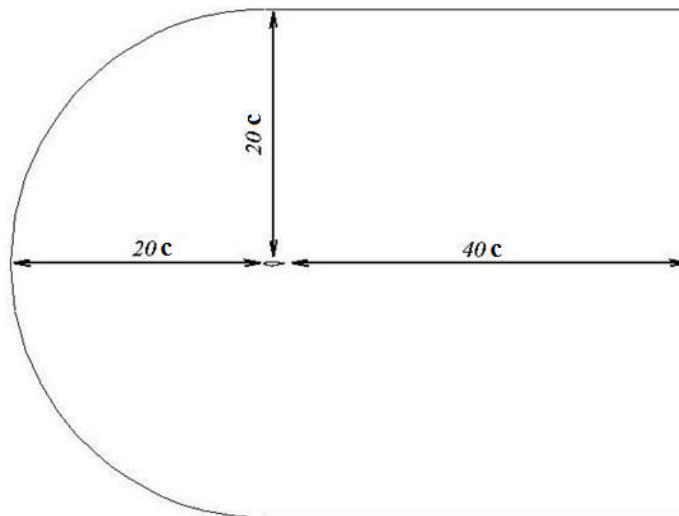


Figure 44 : Domaine de calcul

Comme montré sur la figure 45 le maillage utilisé est du type C avec 300 cellules le long du profil et 90 cellules distribuées sur les lignes normales à la surface de la pale. Dans la direction d'écoulement, le sillage est défini par 100 cellules. Un grand nombre des nœuds sont à proximité de la surface de profil pour capturer avec précision les gradients de vitesse dans la couche limite. Les modèles des fonctions (lois) à la paroi (*wall functions models*) ont besoin d'ajuster la hauteur des cellules voisines à la surface de profil (tableau 5), une valeur de

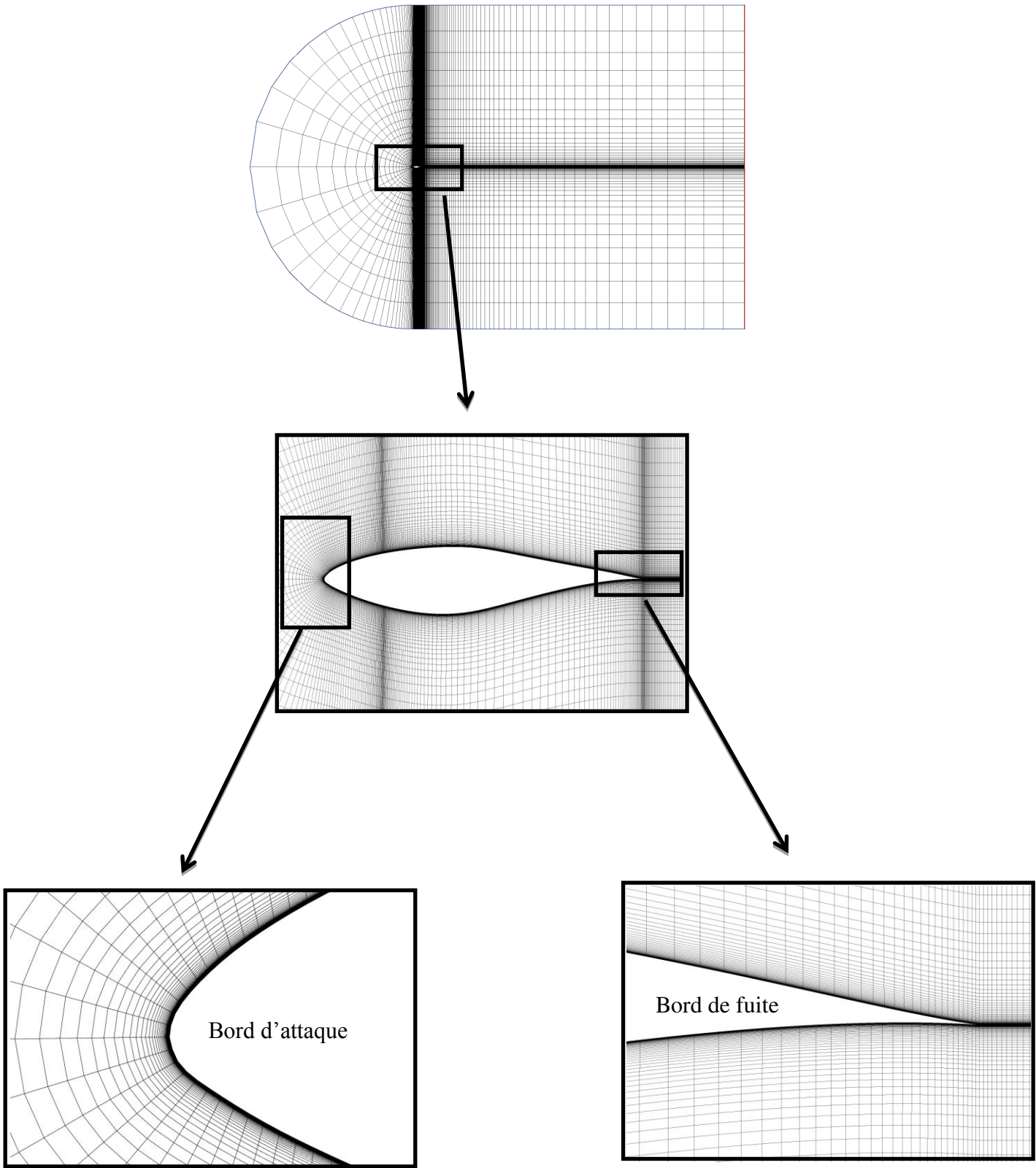


Figure 45 : Détails de Maillage structuré de type C

1×10^{-3} m est utilisé pour le modèle $k-\varepsilon$ avec une fonction à la paroi standard (*Standard wallfunction*) pour satisfaire $y^+ \geq 30$ et 1×10^{-5} pour les modèles de turbulence *Spalart-allmaras*, $k-\omega$ et $k-\omega SST$ pour satisfaire $y^+ \approx 1$, où y^+ est une distance adimensionnelle caractéristique calculé à partir de la paroi (figure 46). Le maillage structuré (les cellules rectangulaires) monobloc est le seul type de maillage utilisé loin et près de la paroi. Seulement le raffinement au voisinage de la surface de la pale est utilisé pour détecter les gradients importants dans la région de couche limite. Dans les frontières de champ éloigné, la résolution du maillage devient progressivement plus grosse (moins fine) comme les gradients d'écoulement se rapprochent de zéro.

Tableau 05: Approches de modélisation de paroi et les caractéristiques de la couche limite

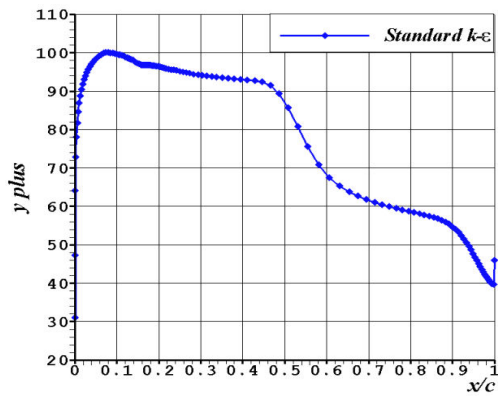
| Approche de modélisation | y^+ | Δy [m] | facteur de croissance | lignes | profondeur[m] |
|-------------------------------|------------------------|----------------|-----------------------|--------|---------------|
| Fonction à la paroi renforcée | $y^+ \approx 1$ | 0.00001 | 1.1 | 20 | 0.00057 |
| Fonction à la paroi standard | $30 \leq y^+ \leq 300$ | 0.001 | 1.1 | 10 | 0.01593 |

y^+ distance adimensionnelle caractéristique calculé à partir de la paroi, Δy hauteur de la première cellule voisine à la paroi.

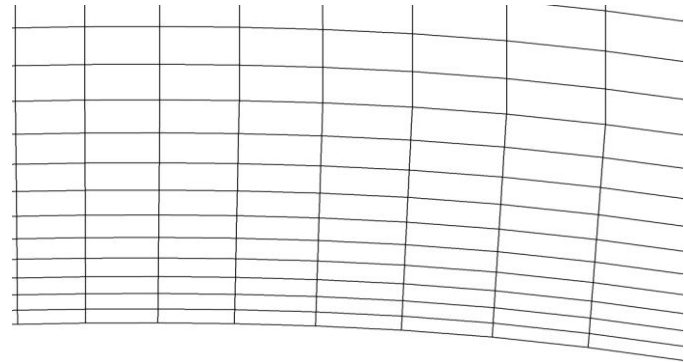
Selon les conditions d'écoulement et le domaine de calcul étudié, les conditions aux limites ont été imposées comme suit :

À l'entrée, la vitesse est supposé uniforme avec *velocity-inlet* comme condition au limite. Ici, Les conditions de turbulence doivent être définies avec une valeur fixe de l'intensité de la turbulence et le rapport de viscosité. La condition au limite *pressure-outlet* a été appliqué à la sortie avec une valeur égale à "zéro" de sorte que la pression serait égale aux conditions de fonctionnement atmosphérique. L'aube (ou la pale) est traitée comme une paroi solide et la condition de non-glissement et d'imperméabilité a été imposée.

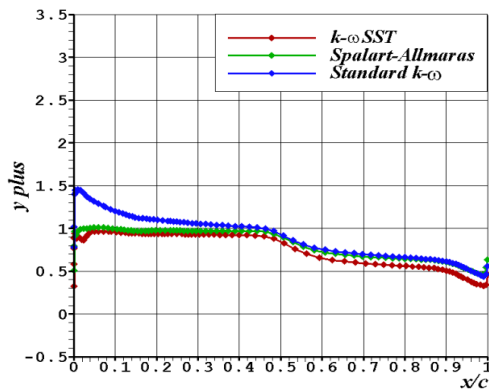
Pour réduire le temps de calcul l'algorithme accouplé (*coupled algorithm*) qui résout simultanément l'équation de quantité de mouvement et de continuité basé sur la pression a été utilisé. Les méthodes de discrétisation premier et second-ordre en amont ont été utilisées pour les équations gouvernantes. Tout d'abord, les équations sont discrétisées par l'utilisation de la méthode premier-ordre en amont, ensuite la méthode seconde ordre en amont a été utilisée pour les équations discrètes. Pour chaque essai, La solution est terminée quand (i) le critère de convergence pour toute les variables dépendantes est satisfait (habituellement 10^{-5}) (ii) les valeurs de coefficients de portance et de trainée sur la surface de la pale sont stabilisé. Le point clé ici est que la solution obtenue par la méthode premier-ordre en amont a été utilisée comme une solution initiale pour la méthode second-ordre en amont. Tous les calculs ont été effectués dans un processeur *Intel Core i7-2670QM* avec *16GB* Ram.



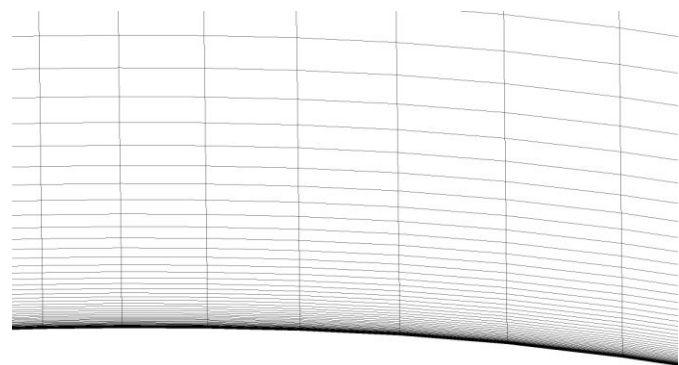
(a) y^+ (standard $k-\epsilon$), $Re=1 \times 10^6$



(b) Standard Wall Function ($\Delta y = 1 \times 10^{-3}$ m)



(c) y^+ (Spalart-Allmaras, $k-\omega$ and $k-\omega$ SST), $Re=1 \times 10^6$



(d) Enhanced Wall Function ($\Delta y = 1 \times 10^{-5}$ m)

Figure 46 : Approches de modélisation de paroi

5.1.3 Etude de l'indépendance de la solution du maillage

La taille de la grille a été sélectionnée après une analyse de l'indépendance de maillage. Ayant fixé les dimensions du domaine, l'étude de l'indépendance du maillage a été réalisée pour sept grilles non uniformes avec le nombre de Reynolds $Re = 1 \times 10^6$ et l'angle d'attaque $AoA = 16^\circ$ (le choix de l'angle d'attaque était aléatoire). Le tableau 6 montre l'effet de la taille de la grille sur les coefficients de portance et de traînée. Pour le modèle $k-\varepsilon$ l'affinement de la grille de G1 à G4 montre un changement inférieur à 3,3% et 0,7% des valeurs C_l et C_d , respectivement. Pour le modèle *Spalart-Allmaras*, le changement a été inférieur à 17% et 3,3% des valeurs C_l et C_d , respectivement. Pour le modèle $k-\omega$ standard, le changement a été inférieur à 9,1% et 5,1% des valeurs C_l et C_d , respectivement. Pour le modèle de $k-\omega$ SST on observe qu'il y a eu un changement considérable de 53,2% de la valeur de C_l et 9,6% de C_d . En augmentant encore le nombre des cellules, les résultats de la simulation de la grille G7 sont pratiquement similaires avec G6 et G5. Cela indique que nous avons atteint avec G5 une solution qui ne changera pas avec l'augmentation de la taille de la grille de maillage. Pour réduire le temps d'exécution de la simulation, nous utilisons la grille G5 pour les calculs suivants (60×10^3 cellules).

Tableau 06 : Etude de l'indépendance solution-maillage pour les différents modèles de turbulence ($Re = 1 \times 10^6$, $AoA=16^\circ$)

| Grille | La taille de grille ($A \times N$) | No. de cellules | $k-\varepsilon$ | | <i>S-A</i> | | $k-\omega$ | | $k-\omega$ SST | |
|--------|---|--------------------|-----------------|-------|------------|-------|------------|-------|----------------|-------|
| | | | C_l | C_d | C_l | C_d | C_l | C_d | C_l | C_d |
| G1 | (190x120) | 22800 | 1.008 | 0.150 | 1.030 | 0.128 | 1.035 | 0.198 | 0.633 | 0.169 |
| G2 | (230x140) | 32200 | 1.016 | 0.151 | 1.322 | 0.107 | 1.077 | 0.233 | 1.065 | 0.088 |
| G3 | (265x160) | 44000 | 0.986 | 0.155 | 1.204 | 0.095 | 1.122 | 0.243 | 1.158 | 0.076 |
| G4 | (330x160) | 52000 | 0.975 | 0.157 | 1.200 | 0.095 | 1.126 | 0.249 | 1.165 | 0.073 |
| G5 | (340x180) | 60000 | 0.960 | 0.159 | 1.212 | 0.095 | 1.150 | 0.250 | 1.166 | 0.073 |
| G6 | (390x180) | 70200 | 0.960 | 0.159 | 1.214 | 0.095 | 1.150 | 0.250 | 1.167 | 0.070 |
| G7 | (450x200) | 90000 | 0.960 | 0.159 | 1.211 | 0.095 | 1.150 | 0.250 | 1.165 | 0.073 |

* A est le nombre des cellules suivant la direction axiale, N le nombre des cellules suivant la direction normal, *S-A* : *Spalart-Allmaras*.

Des calculs en 2-D sont d'abord effectués sur le profil S809 pour valider les résultats numérique et définir le modèle de turbulence le plus approprié. En effet, étant donné que cette étude se concentre sur le contrôle de l'écoulement, de grandes surfaces de séparation sont prévus, de sorte que le modèle de turbulence aura probablement avoir une influence significative sur la résolution numérique. Les modèles de turbulence algébriques ne sont pas retenus, car ils reproduisent mal le comportement des écoulements séparés. Dans cette section, quatre modèles ont été comparés, *Spalart-Allmaras*, $k-\varepsilon$ standard, $k-\omega$ et $k-\omega$ SST.

5.1.4 Validation des résultats

La validation de fiabilité de la simulation est d'une importance capitale dans les études numérique. Comme il existe des données expérimentales par Somers [127], une comparaison a été faite entre la solution numérique et ces données expérimentales pour déterminer le modèle de fermeture capable de prévoir les zones de séparation sur l'extrados de la pale à utilisées et la configuration globale du calcul. Le nombre de Reynolds choisi pour cette étude est $Re = 1 \times 10^6$ (équation 3.7) et la vitesse de l'écoulement résultant est de $24,34 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$.

Les calculs sont effectués pour deux angles d'attaque AoA, à savoir $14,24^\circ$ et $20,15^\circ$ et le coefficient de pression C_p choisi comme le paramètre de performance aérodynamique du profil pour valider les résultats numériques, est définis comme suit :

$$C_p = \frac{(P - P_\infty)}{1/2 \rho V_\infty^2} \quad (5.1)$$

Où p est la pression statique locale sur l'extrados; p_∞ est la pression statique et $(1/2 \rho V_\infty^2)$ est la pression dynamique d'écoulement libre.

Les figures 47.a et b montrent des comparaisons entre la distribution de pression calculée et expérimentale sur la surface de l'aube pour des angles d'attaque AoA = $14,24^\circ$ et $20,15^\circ$, respectivement. Les comparaisons de C_p pour $14,24^\circ$ montrent raisonnablement une bonne concordance sur la surface de l'aube entière pour tous les modèles de turbulence. Cependant, pour le même angle d'attaque, les données expérimentales montrent que la séparation se produit à environ 40% de la corde sur le côté d'aspiration (la séparation est considérée lorsque le coefficient de pression aplatit), alors que les calculs prédisent la séparation un peu plus tard. Pour l'angle d'attaque AoA = $20,15^\circ$, une séparation précoce est identifiée dans les données expérimentales, où le coefficient de pression s'aplatit (le flux est séparé sur la majeure partie du côté d'aspiration). Cependant, la distribution de la pression calculée convient bien avec les résultats expérimentaux, à l'exception d'un petit écart sur les premiers 20% de la corde pour les modèles $k-\omega$ SST, Spalart-Allmaras et $k-\varepsilon$ standard. Cet écart est dû à la difficulté connus des modèles de turbulence RANS de résoudre les écoulements séparés.

Selon les figures 48.a-b et 49, on observe que le point de séparation de la couche limite pour la même valeur de l'angle d'attaque et du nombre de Reynolds est différent. À AoA= $14,24^\circ$, le point de séparation pour le modèle $k-\varepsilon$ standard est à 66% de la corde, pour le modèle $k-\omega$ standard, Spalart-Allmaras et $k-\omega$ SST le point de séparation est à 64%, 58% et 52% respectivement. Ce qui confirme et explique le désaccorde avec les données expérimentales (figure 47.a) à 30-50% de la corde pour tous les modèles de turbulence. À AoA= $20,15^\circ$, les calculs prédisent la séparation à environ 15% de la corde pour les modèles $k-\omega$ SST, alors que pour Spalart-Allmaras, $k-\omega$ standar, et $k-\varepsilon$ standard la séparation se produit un peu plus tard, 30%, 34% et 38% respectivement.

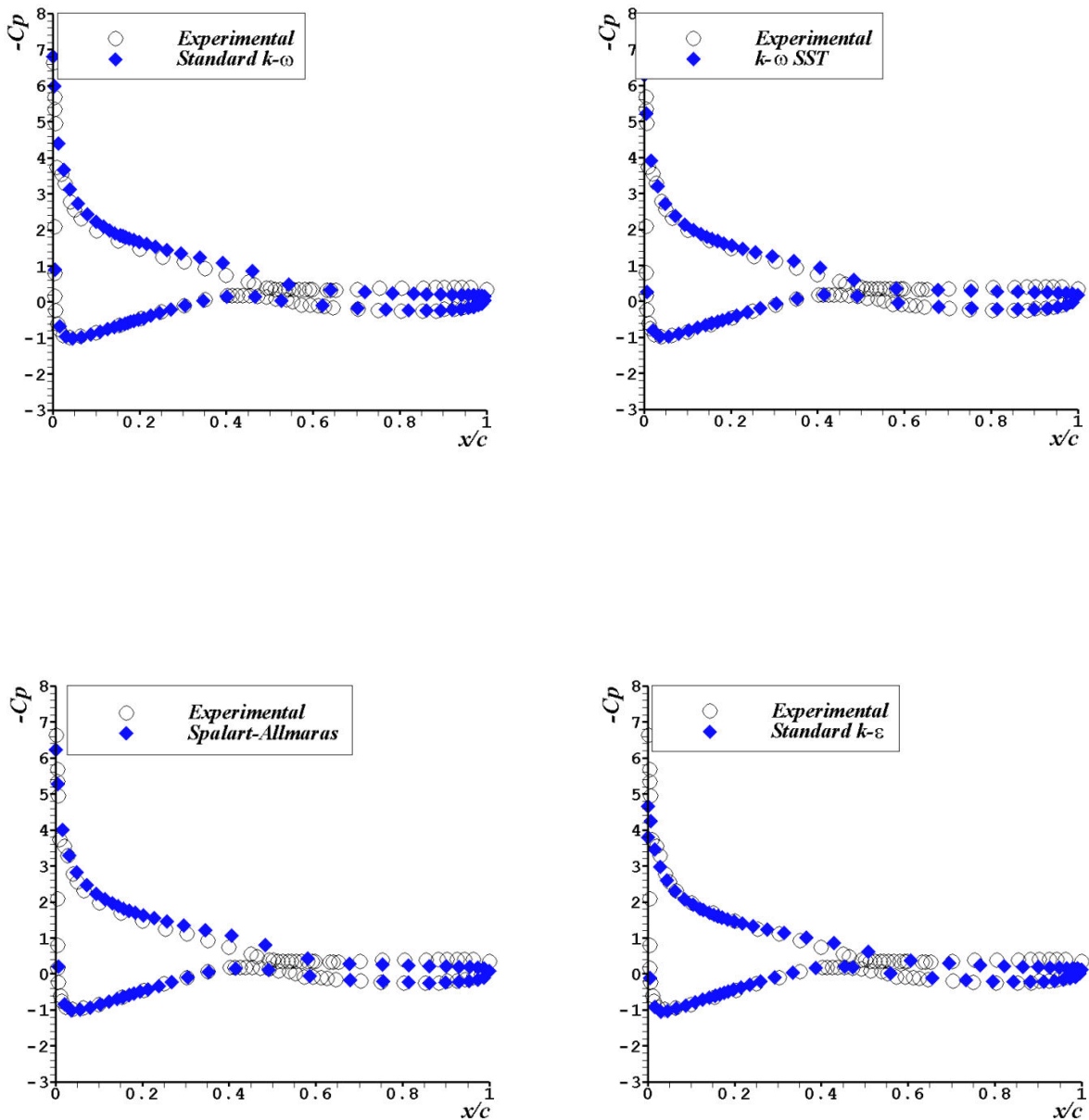


Figure 47.a : Comparaison de la distribution de coefficient de pression calculé et expérimental [127] :

$Re=1 \times 10^6, AoA=14.24^\circ$

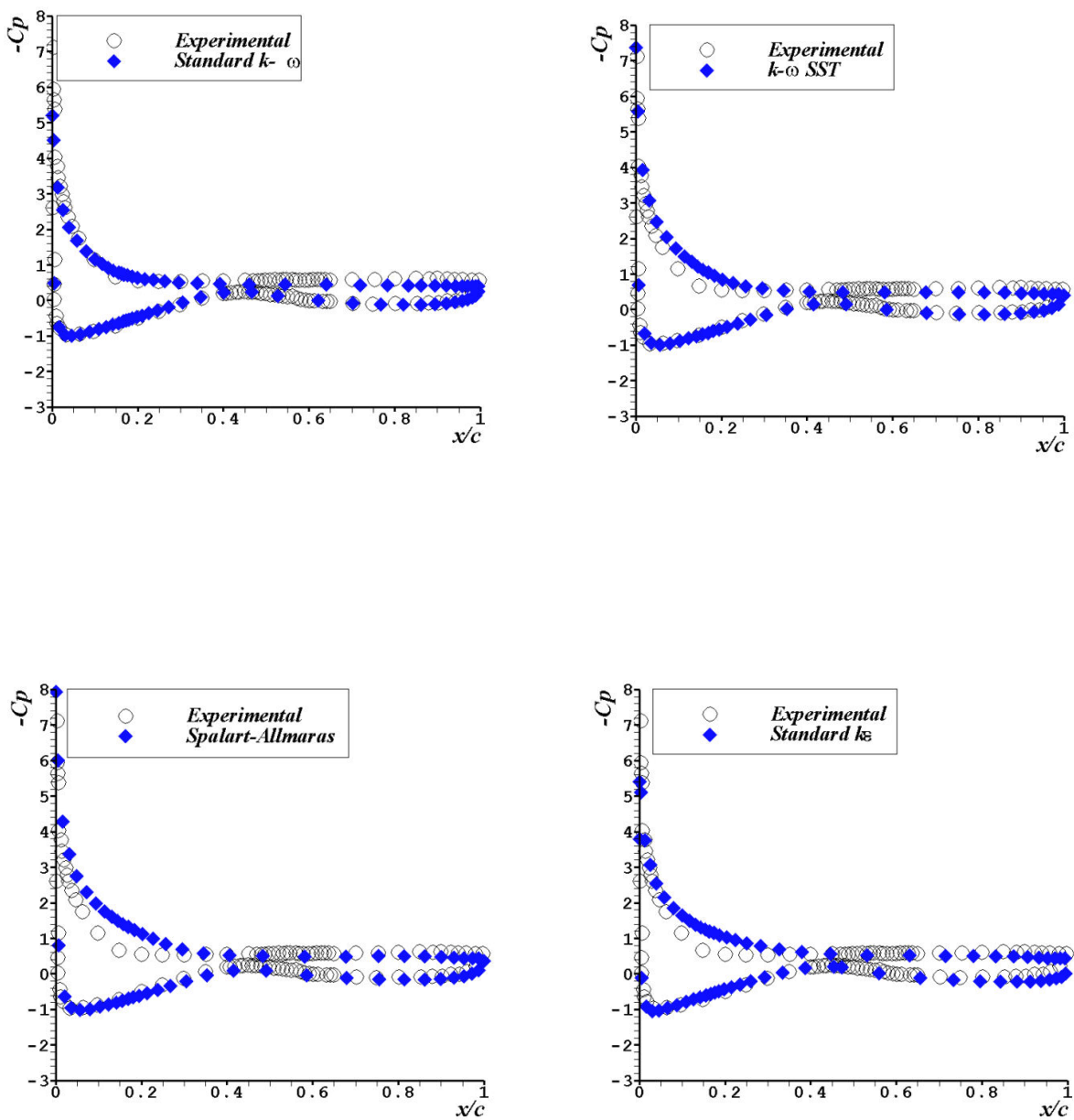


Figure 47.b : Comparaison de la distribution de coefficient de pression calculé et expérimental [127] :

$Re=1 \times 10^6$, $AoA=20.15^\circ$

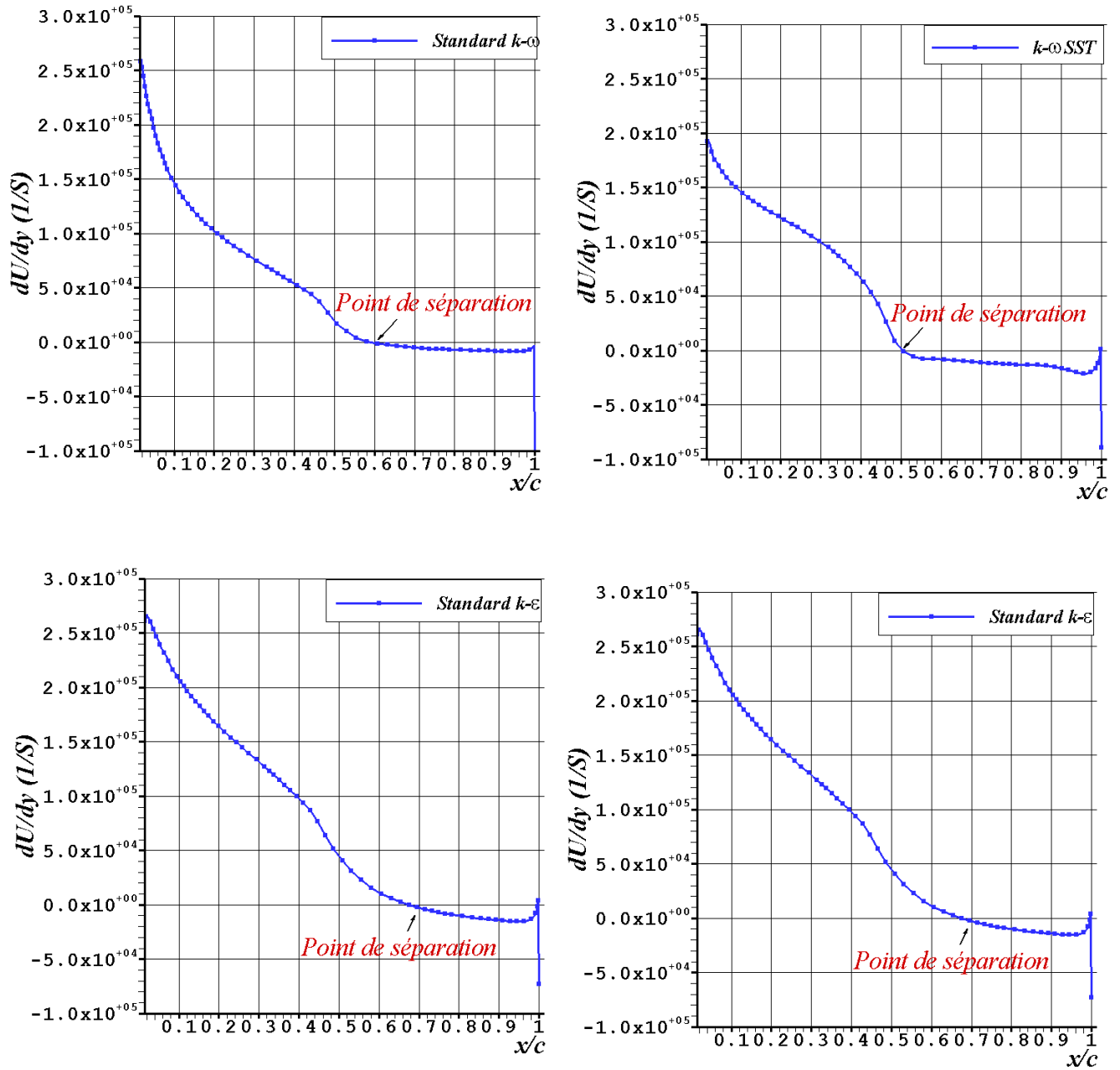


Figure 48.a : la distribution de la vitesse axiale suivant la direction verticale y en fonction de la corde relative : $Re=1 \times 10^6$, $AoA=14.24^\circ$

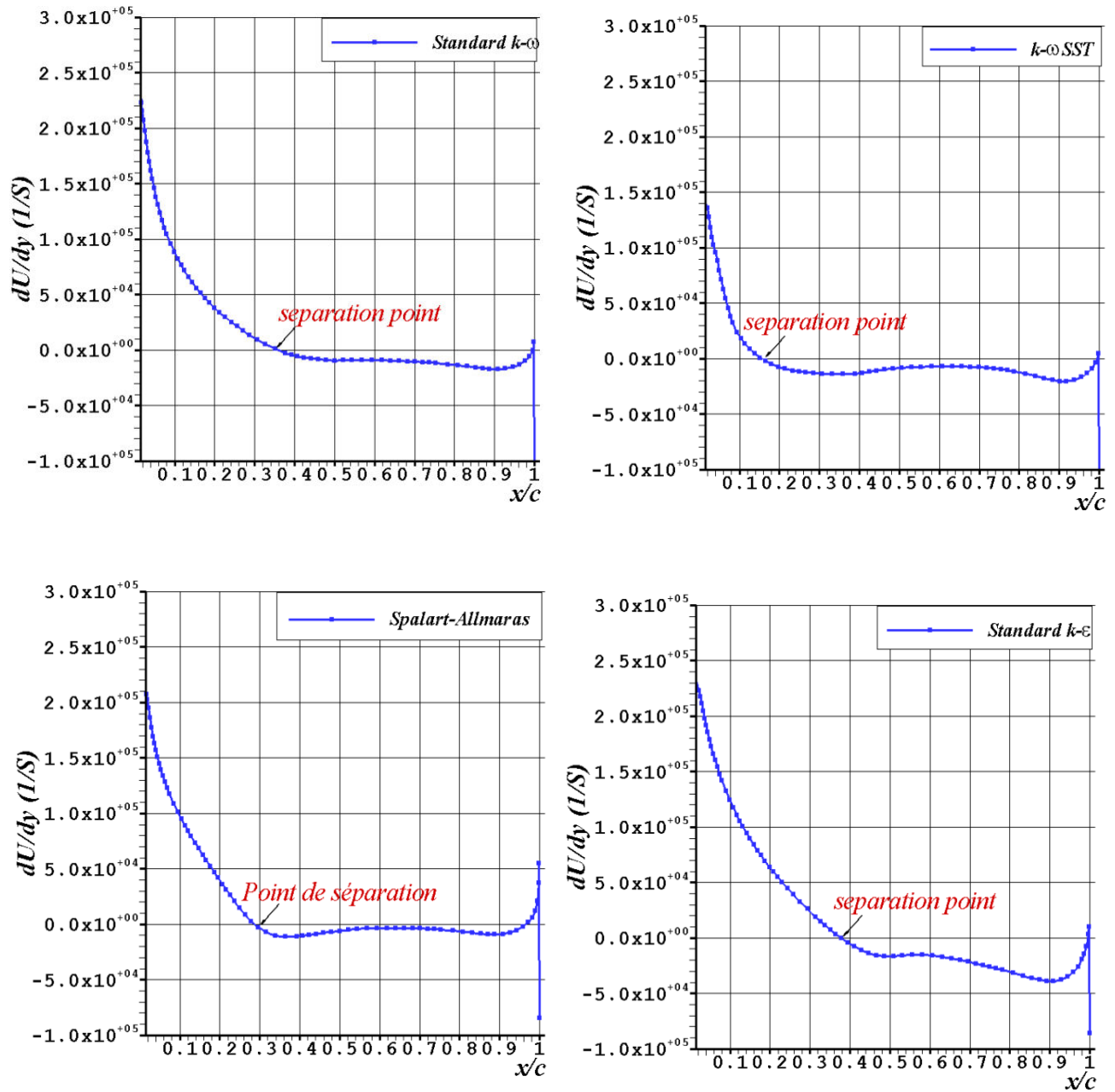


Figure 48.b : la distribution de la vitesse axiale suivant la direction verticale y en fonction de la corde relative : $Re=1 \times 10^6$, $AoA=20.15^\circ$

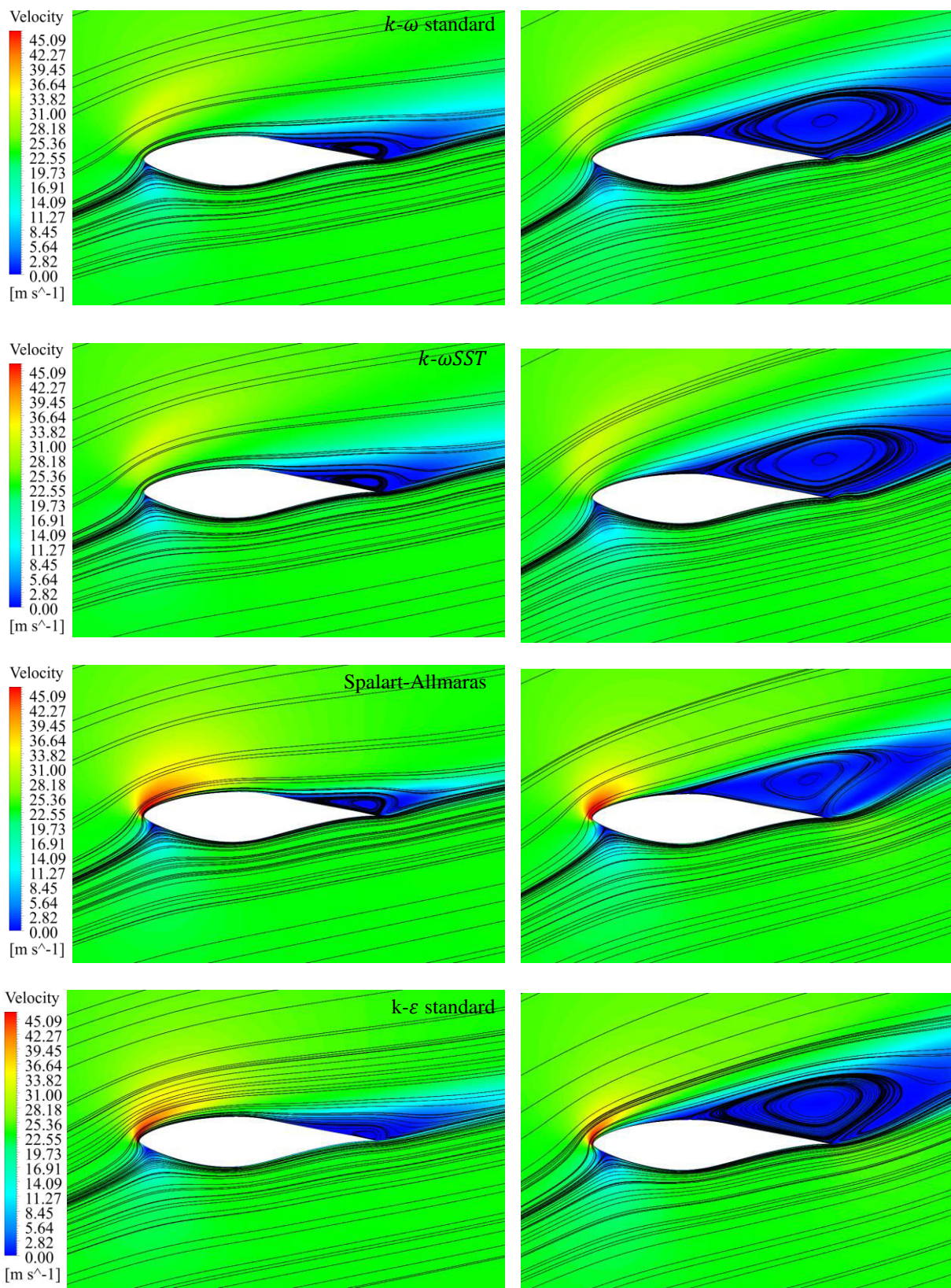


Figure 49 : Ligne de courant coloré avec la vitesse axiale AoA= 14.24° (à gauche) et AoA= 20.15° (à droite) : $Re=1 \times 10^6$.

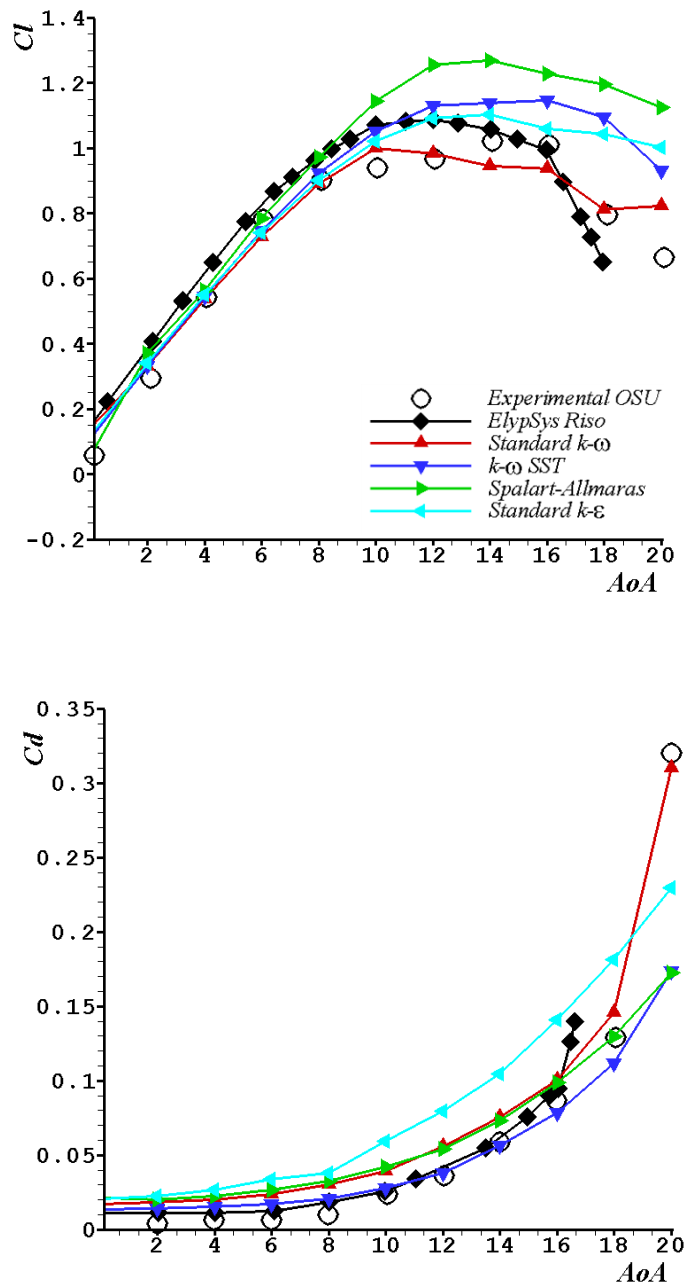


Figure 50 : Comparaison de C_l et C_d calculé avec les données expérimental [130] : $Re=1 \times 10^6$.

La Figure 50 présente des comparaisons entre les résultats obtenus des coefficients aérodynamiques C_l et C_d avec les résultats expérimentaux de *Ohio State University* [130] et les résultats numériques de *ElypSys* [131] pour des angles d'attaque de 0° à 20° . Tout d'abord, on observe que les valeurs du coefficient de portance pour tous les modèles de turbulence sont très proches à celles de l'expérimental pour $AoA < 10$, pour les angles d'attaque $AoA > 10$, on

observe un désaccord avec l'expérience. Les calculs prédisent la séparation entre $AoA=14^\circ$ et 20° , ce qui est loin de l'expérience qui a montré un décrochage près de $AoA=9^\circ$. Néanmoins, les résultats de calcul ont la même tendance avec l'expérience et celle de *ElypSys*. En ce qui concerne le coefficient de traînée, les résultats obtenus ont montré une bonne concordance avec les résultats expérimentaux, en particulier avec le modèle $k-\omega T$. En se basant sur ces résultats précédents on constate que le logiciel CFD a une bonne précision sous les angles d'attaque de 0° à 10° (en terme de coefficient de portance), et la pale peut être simulé dans un large intervalle d'angles d'attaque (0° à 20°), afin d'observer l'angle d'attaque optimal et critique.

L'angle d'attaque critique est défini comme un angle où le profil aérodynamique peut produire de la portance maximale (C_{lmax}), au-dessus de cette valeur critique, une condition de décrochage se produit et l'écoulement devient entièrement séparé. Lorsque l'angle d'attaque augmente encore, la pale d'éolienne va entrer dans un régime totalement bloqué. Comme conséquence le bruit augmentera de manière significative ainsi que les vibrations du rotor. Il est très précieux d'enquêter sur l'angle d'attaque critique, car au-dessus de celle-ci les performances aérodynamiques de la pale diminuent de façon à limiter la puissance de sortie. Habituellement, dans le domaine de l'aérodynamique les ingénieurs tracent la courbe de finesse (L/D) pour déterminer l'angle d'attaque optimum (là où la finesse de la pale a la valeur maximale).

5.2 Etude paramétrique de la pale avec fente

Les éoliennes sont des structures complexes, dynamiquement flexibles qui doivent fonctionner dans des conditions turbulentes et un environnement imprévisible dans lequel l'efficacité de la machine est très dépendante des systèmes de contrôle. Différents problèmes importants peuvent réduire les performances aérodynamiques de la pale, telle que la présence de la couche limite qui provoque des problèmes majeurs. Cependant, la plupart des études ont porté sur les effets de la couche limite sur les forces de portance et de traînée. Les méthodes développées pour la gestion de la couche limite, l'augmentation de coefficient de portance et la réduction de coefficient de traînée ont été extensivement testé. Plusieurs d'entre elle conduise à une considérable amélioration dans les performances aérodynamiques d'éolienne (chapitre 4).

La présente étude se concentre sur la simulation numérique qui explore d'abord la meilleure configuration de la pale avec une fente qui reénergise la faible énergie cinétique au niveau de la zone intérieure de la couche limite afin de retarder ou d'éliminer la séparation de cette dernière (figure 51), ce qui améliore les performances aérodynamique de la pale d'éolienne. Dans les sections suivantes, on examine successivement, l'influence de la position, la largeur et la pente de la fente sur les performances aérodynamiques. Chaque paramètre de contrôle est considéré de façon indépendante et l'efficacité du contrôle de la couche limite est analysée sur la base du coefficient de portance C_l , du coefficient de traînée C_d et de la finesse de la pale (L/D).

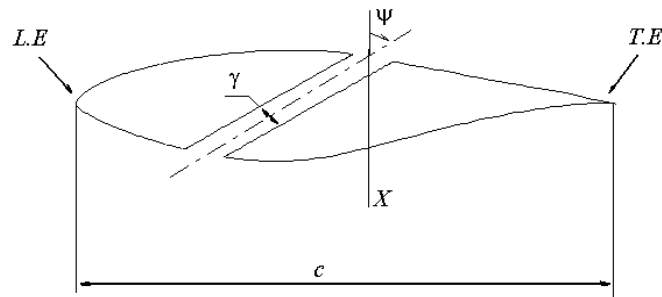


Figure 51: Caractéristiques géométrique de la fente (c : la corde, LE: bord d'attaque, TE: bord de fuite, X: position de la fente, Y: l'épaisseur de la fente, ψ : l'angle entre l'axe de la fente et la corde normal)

Sur la base de la comparaison avec les valeurs expérimentales, les résultats montrent que tous les modèles turbulents choisis ont montré une bonne précision pour la résolution de l'écoulement. Cependant, en raison du grand nombre de configurations à tester (27 configurations et 109 cas de calcul numérique), il était nécessaire de faire un compromis entre la précision et le temps de calcul pour les simulations. Pour cette raison, le modèle de turbulence $k-\varepsilon$ avec fonction standard à la paroi sera choisi, pour toutes les simulations stationnaires CFD comme le meilleur compromis entre la précision et le temps de calcul (faible coût de calcul) [132]. Également d'après notre étude bibliographique, il a été constaté que beaucoup de chercheurs dans ce domaine (le contrôle de l'écoulement) ont adopté cette approche (RANS à deux dimensions en état stationnaire) et en particulier pour l'étude paramétrique des dispositifs de contrôle d'écoulement, on cite M. Ramzi et G. Abderrahmane [87], Shreyas Narsipur et al [89], Gaunaa et al [91], Standish [133] et Buhl et al [134].

Il convient de mentionner que l'analyse de l'indépendance de la solution du maillage a été faite uniquement pour la configuration de base (pale sans fente) en raison de deux facteurs: (i) Le même nombre de cellules a été maintenue pour toutes les configurations avec contrôle, et la modification a été effectuée que sur la surface de la pale (avec fente), et (ii) la plage acceptable pour une solution indépendante du maillage est $\geq 60 \times 10^3$ cellules. Pour la configuration de contrôle on a 800 cellules de plus situés sur la zone de la fente, comme illustré sur la figure 52.

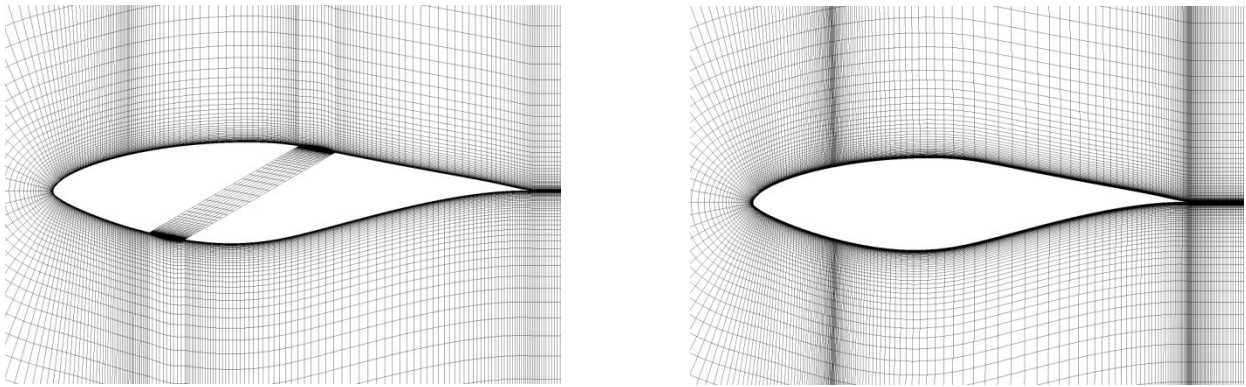


Figure 52 : Maillage structuré de la pale avec fente (à gauche) et la pale de référence (à droite)

5.2.1 L'effet de la position de la fente

Les performances aérodynamiques de la pale avec fente sont affectée par la position de la fente (X). Dans cette section, nous déterminons l'influence de ce paramètre (position de la fente) en fixant la largeur de la fente (Y) à 1,0% de la longueur de la corde et la pente (ψ) à -60° . Ces calculs sont effectués pour la pale à différents angles d'attaque ($AoA = 20^\circ, 19^\circ, 18^\circ, 17^\circ, 16^\circ$ et 15°). L'analyse est effectuée sur dix emplacements: sept emplacements axiaux $X = 20\%, 30\%, 40\%, 50\%, 60\%, 70\%$ et 80% pour tout AoA ; trois autres emplacements $X = 45\%, 55\%$ et 65% juste en amont du point de séparation correspondant à chaque AoA . La figure 53 illustre la comparaison des coefficients de portance et de traînée avec la configuration de base (S809 sans fente) pour différentes positions de la fente.

À $AoA = 15^\circ$, les valeurs de C_l pour $X = 20\%$ à 60% sont inférieure à celle de la configuration de base, similaire pour $X = 65\%$ et significativement plus élevés lorsque $X = 70\%$ et 80% . Pour le même AoA , les valeurs de C_d pour $X = 20\%$ à 40% et 80% sont supérieur à la configuration de base. La plus faible valeur de C_d est observé à $X = 50\%$; lorsque la position de la fente se déplace vers le bord de fuite, C_d augmente et dépasse la configuration de base à $X = 60\%$; lorsque $X = 65\%$ et 70% , presque aucune différence est observée par rapport à la configuration de base.

À $AoA = 16^\circ$ les valeurs de C_l pour $X = 20\%$ à 40% sont inférieure à celle de la configuration de base; pour $X = 55\%$ (point de séparation), on observe une augmentation significative de C_l suivie d'une diminution pour $X = 60\%$ d'une valeur similaire à la configuration de base (identique pour $X = 50\%$). L'augmentation maximale de C_l est observée lorsque $X = 70\%$ et 80% par 2,07 et 3,75%, respectivement. Pour le même AoA la valeur de C_d est supérieure à la valeur de référence pour $X = 20\%$ et 30% ; il diminue de façon significative pour $X = 50\%$ et

55% de 3,45%, tandis que pour toutes les autres positions de la fente les différences sont minimales avec la configuration de base.

À $AoA = 17^\circ$ les valeurs de C_l pour $X = 20\%$ et 30% sont inférieures à celle de la configuration de base; ils sont significativement plus élevés pour $X = 50\%$ (juste en amont de point de séparation), 55%, 70% et 80%; et l'augmentation maximale de C_l est observée lorsque $X = 80\%$ par 3,65%; pour les autres positions de fente, les valeurs sont comparables à celles de la configuration de base. Les valeurs de C_d dépassent celles de la référence pour $X = 20\%$, 30% et 80% , elles sont significativement plus faibles pour $X = 40\%$, 50% (diminution de 4,9%) et 55% par rapport aux autres positions de la fente.

À $AoA = 18^\circ$ une augmentation maximale de C_l est observée lorsque $X = 80\%$ de 3,72%. Une faible valeur de C_d est observée pour $X = 50\%$, et cette montant de la réduction est de 4,8% par rapport à celles de la référence.

À $AoA = 19^\circ$ la valeur la plus élevée de C_l est observée lorsque $X = 40\%$ à 80% . Lorsque $X = 50\%$, on observe une augmentation du coefficient de portance de 4,60%. Pour le même angle d'attaque, une faible valeur de C_d est observée pour $X = 30\%$ à 50% et le taux de réduction est de 6,12% ($X = 45\%$).

À $AoA = 20^\circ$ la valeur la plus élevée de C_l est observée lorsque $X = 40\%$ à 80% . L'augmentation maximale de la portance a été observée à 50% , avec un taux de 5,82%; la valeur la plus faible de C_d est observée pour $X = 30\%$ à 60% . Lorsque $X = 60\%$, C_l est similaire à celle de la configuration de base et, tandis que la tendance est similaire, son déclin est plus important par rapport aux autres valeurs de AoA .

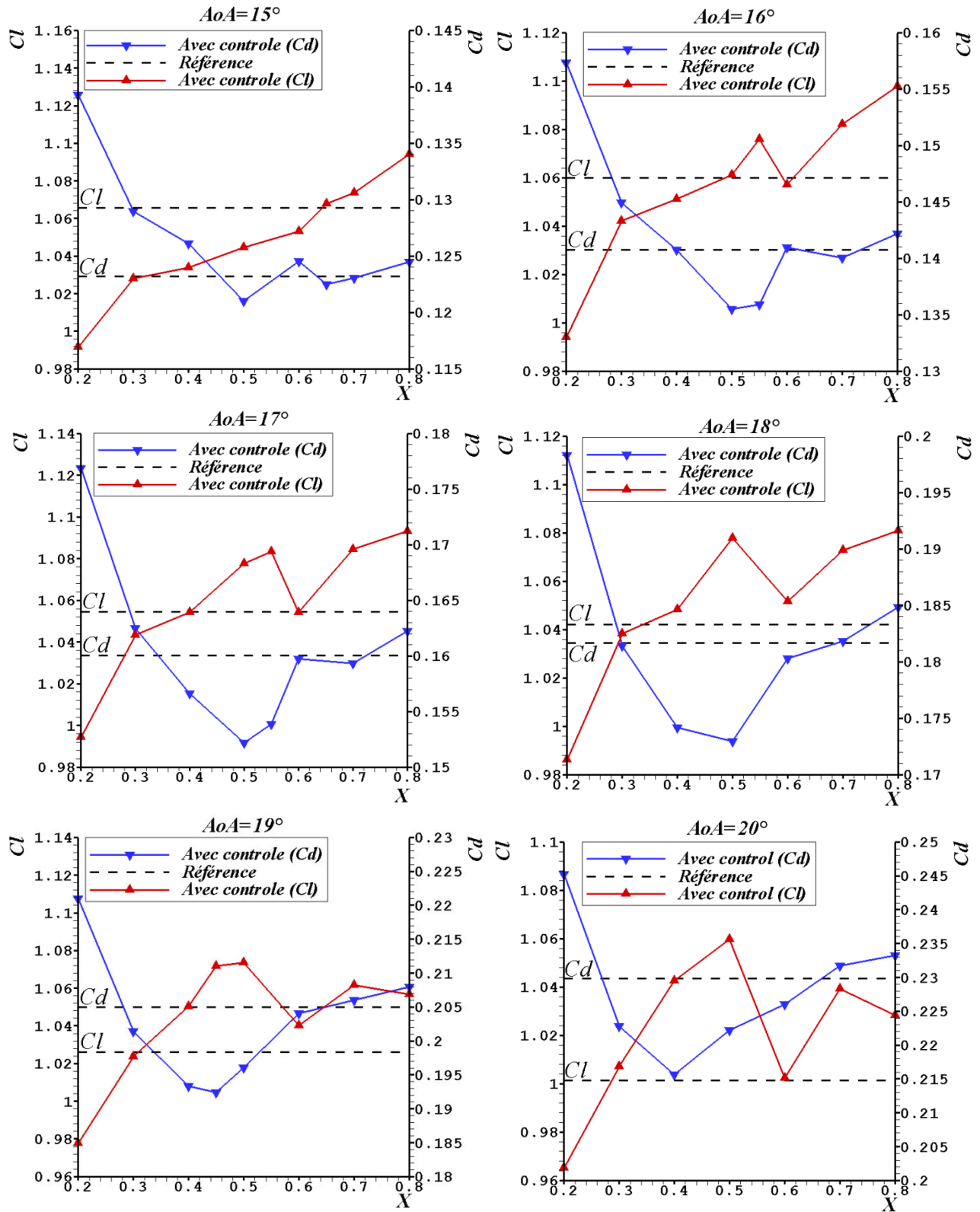


Figure 53 : La variation de C_l et C_d en fonction de la position de la fente, AoA ; $15^\circ, 16^\circ, 17^\circ, 18^\circ, 19^\circ$ et 20° , $Re=1 \times 10^6$.

Les résultats précédents montrent que la présence de la fente ne conduit pas toujours à l'amélioration des performances aérodynamiques qui sont affectées par sa position. Les valeurs les plus élevées de C_l sont observé lorsque $X = 80\%$ et $X = 50\%$ à $AoA = 15^\circ$, 16° , 17° , 18° et $AoA = 19^\circ$, 20° , respectivement. Cependant, cette augmentation de la force de portance est accompagnée d'une forte augmentation de la force de traînée par rapport à la configuration de base.

La position de la fente $X = 20\%$ n'améliore pas les performances aérodynamiques pour tous les angles d'attaque. Egalement pour la position de la fente $X = 30\%$ où on a observé que l'amélioration des performances aérodynamiques était seulement pour $AoA = 18^\circ$, 19° et 20° . Cela est dû à deux facteurs: (i) le fluide passant à travers la fente n'a pas l'énergie cinétique suffisante pour reénergiser la région intérieure de la couche limite et (ii) l'injection de fluide pour reénergiser la couche limite est plus efficace à proximité du point de séparation. Pour illustrer cet effet, le tableau 7 présente les valeurs de vitesse d'écoulement V_f (en raison de la différence de pression statique entre les surfaces supérieure et inférieure de la pale) à la sortie de la fente à $X = 20\%$, 30% , 40% et 50% pour les différents angle d'attaque. Lorsqu'on compare les valeurs de V_f à $X = 20\%$ avec celles à $X = 30\%$, 40% et 50% , on observe que les valeurs de V_f à $X = 20\%$ est plus faible par rapport aux autres positions de la fente. En outre, pour $X = 20\%$, les valeurs des coefficients de portance et de traînée sont médiocre (faible valeur de portance et valeur élevé de trainée) à tous les angles d'attaque (figure 53). À $X = 30\%$ il n'y a pas de différence significative dans V_f par rapport à $X = 40\%$. En fait, les valeurs de V_f à $X = 30\%$ sont supérieur à celles à $X = 40\%$ pour $AoA = 15^\circ$, 16° , 17° et 18° . Par contre les valeurs du coefficient de portance et de traînée à $X = 40\%$ sont améliorées (C_l supérieur et C_d inférieur) par rapport à $X = 30\%$ pour tous les angles d'attaque (figure 53), cela est dû à la distance entre le point de séparation et la position de la fente. La position de la fente à $X = 40\%$ est la plus proche du point de séparation que la position de la fente à $X = 30\%$, pour chaque AoA correspondant.

Tableau 07: la vitesse d'écoulement à la sortis de la fente

| X [%] | V_f [m.s ⁻¹] | | | | | |
|-------|----------------------------|---------|---------|---------|---------|---------|
| | AoA=15° | AoA=16° | AoA=17° | AoA=18° | AoA=19° | AoA=20° |
| 20 | 18.05 | 17.41 | 16.67 | 15.91 | 15.17 | 14.48 |
| 30 | 20.38 | 19.99 | 19.50 | 19.00 | 18.57 | 18.23 |
| 40 | 19.80 | 19.43 | 19.11 | 18.76 | 18.68 | 18.55 |
| 50 | 20.56 | 20.46 | 20.39 | 20.48 | 20.58 | 20.23 |

De ce qui précède, on conclut que l'utilisation des forces de portance et de traînée séparément pour déterminer la meilleure position de la fente ne convient pas que leur variation peut être dans des directions opposées en ce qui concerne les objectifs (augmentation de la portance et diminution de la traînée). La variation de la finesse de la pale (*lift-over-drag ratio*) en

fonction de la position de la fente est plus significative pour l'optimisation. La figure 54 montre la variation de la finesse avec la position de la fente pour différentes valeurs de AoA. Pour un AoA = 16° on observe une augmentation significative de la finesse à $X = 55\%$ jusqu'à 5,13% par rapport à la configuration de base. Cet emplacement est à proximité du point de séparation tel qu'il apparaisse dans la figure 55.a et b, le même comportement se produit pour les autres valeurs de AoA où la valeur optimale de la finesse est toujours observée lorsque la position de la fente est juste en amont de point de séparation. Pour un AoA = 17° et AoA = 18° la valeur optimale de la finesse est pour $X = 50\%$, et l'augmentation est 7,46 et 8,64% respectivement. À AoA = 19° la valeur optimale de la finesse est pour $X = 45\%$ d'un maximum de 11,25 %. À AoA = 20° la valeur optimale de la finesse est pour $X = 40\%$ et cette quantité est de 10,98% par rapport à la configuration de base. Pour un AoA = 15° il n'y a pas d'amélioration par rapport à la configuration de base; au contraire, pour $X = 20\%$, 30%, 40%, 60%, la valeur de la finesse de référence est meilleur que celle de la configuration avec fente. On observe une brusque diminution de la valeur de finesse en aval de la position optimale de la fente pour chaque angle d'attaque (sauf pour AoA = 15°). Cela se produit lorsque la fente se trouve au milieu de la zone de séparation, l'injection du fluide dans cette zone va augmenter les pertes aérodynamiques et élargir la surface de séparation. La figure 56.a-c montre la distribution de vitesse pour les configurations avec fente et celle de base. Ici, la surface de séparation sur la pale sans fente est plus large par rapport à la surface de séparation sur la pale avec la position optimale de la fente. En particulier pour les angles d'attaque (AoA = 16°, 17°, 18°, 19°, 20°), on constate que l'effet de la position de la fente est un paramètre important pour cette méthode de contrôle d'écoulement. Pour les valeurs élevées de AoA, la fente à $X = 60\%$ agrandit la séparation de la couche limite. À AoA = 19° et 20° l'apparition de deux tourbillons est observée sur la surface de la pale. La présence de ces deux tourbillons est responsable de la mauvaise performance aérodynamique et confirme les résultats de la figure 54 (la diminution brusque de la finesse). À AoA = 15°, on ne remarque pas de différence significative entre la configuration de base et celle avec contrôle; Cependant, avec la position de la fente à $X = 65\%$, 70% et 80% une légère amélioration aérodynamique est remarquée.

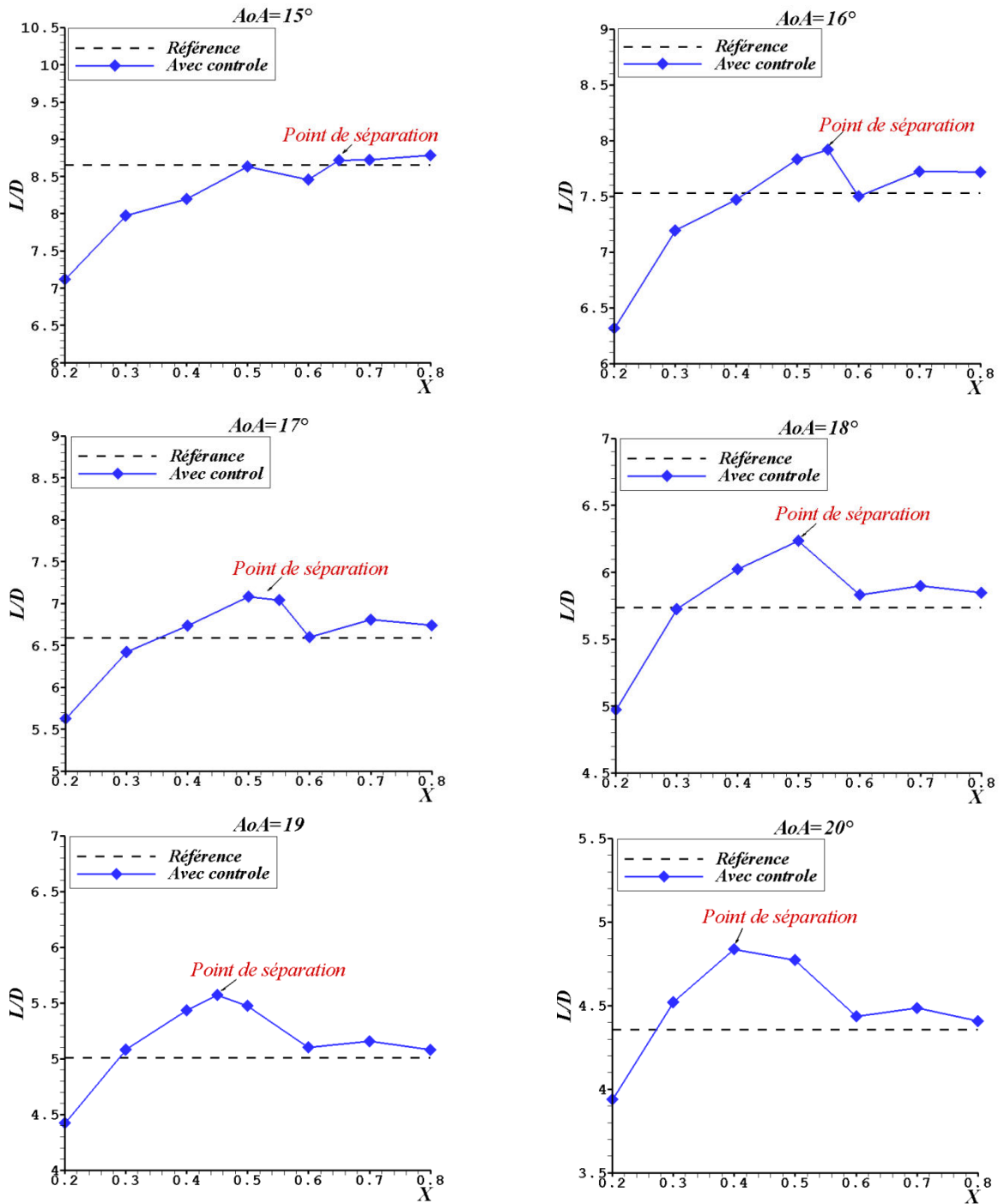


Figure 54 : La variation de la finesse en fonction de la position de fente, AoA ; 15°, 16°, 17°, 18°, 19° et 20°, $Re=1 \times 10^6$.

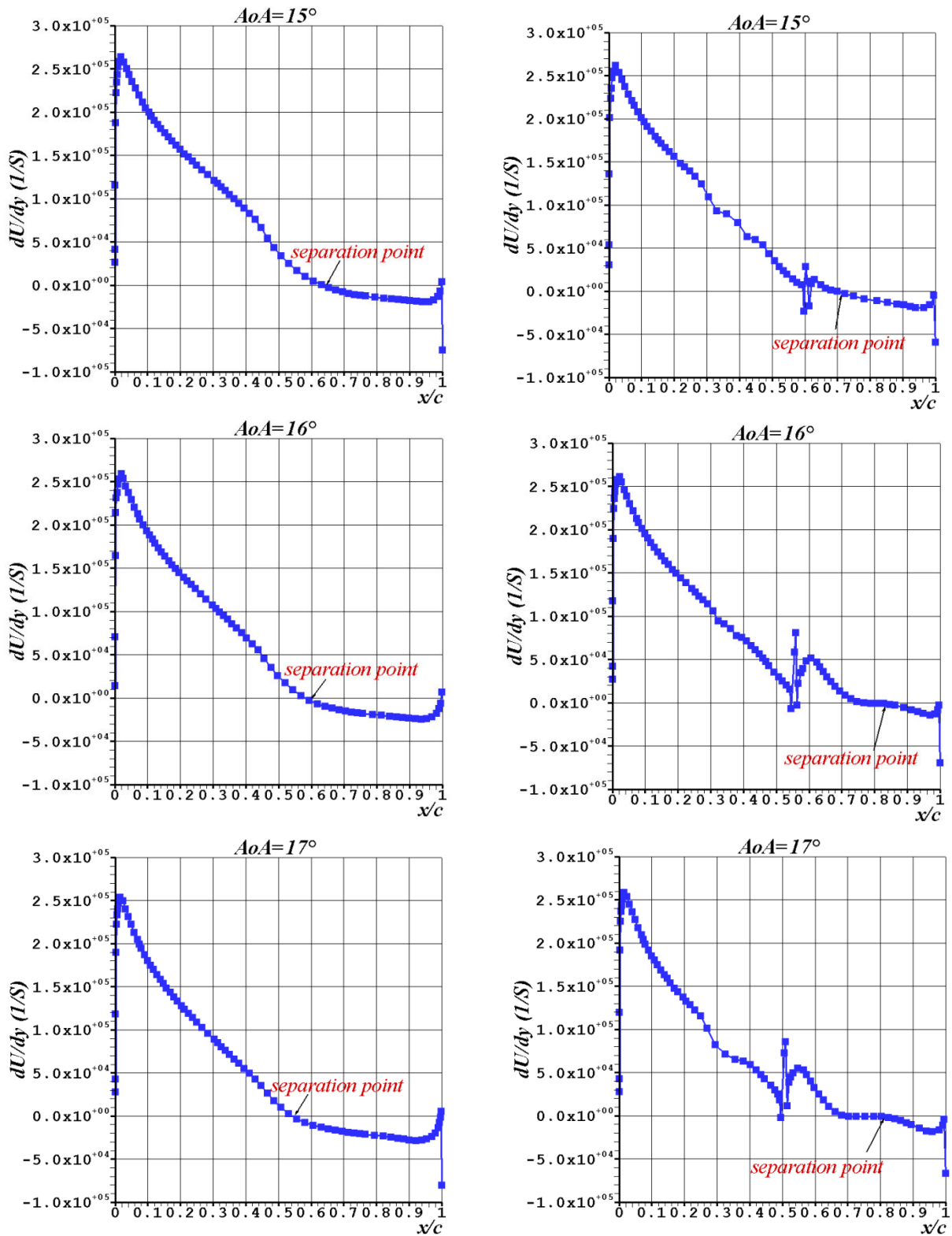


Figure 55.a : La distribution de la vitesse axiale suivant la direction verticale y en fonction de la corde relative: $Re=1 \times 10^6$, $AoA=15^\circ$, 16° et 17° .

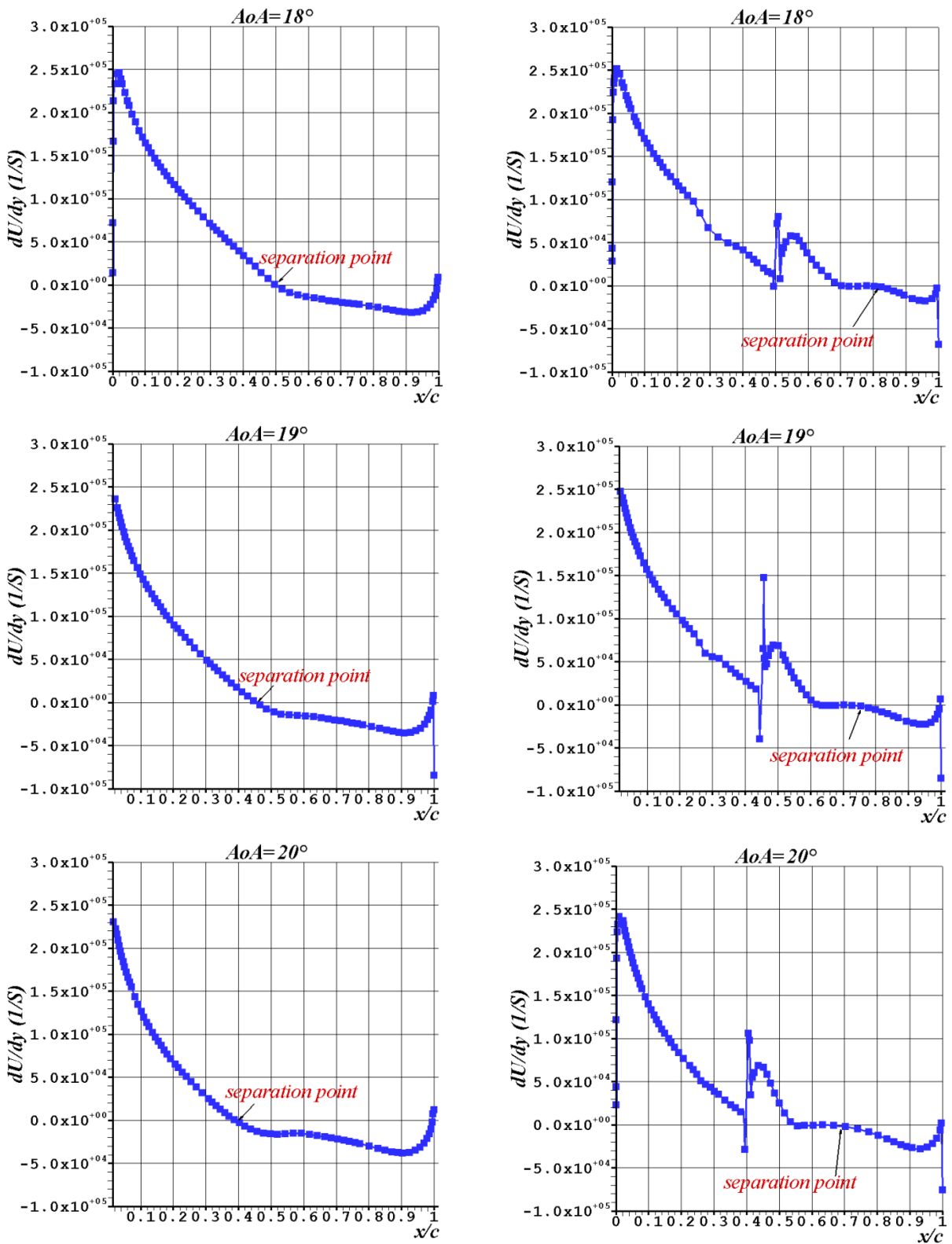


Figure 55.b : La distribution de la vitesse axiale suivant la direction verticale y en fonction de la corde relative: $Re=1 \times 10^6$, $AoA=18^\circ$, 19° et 20° .

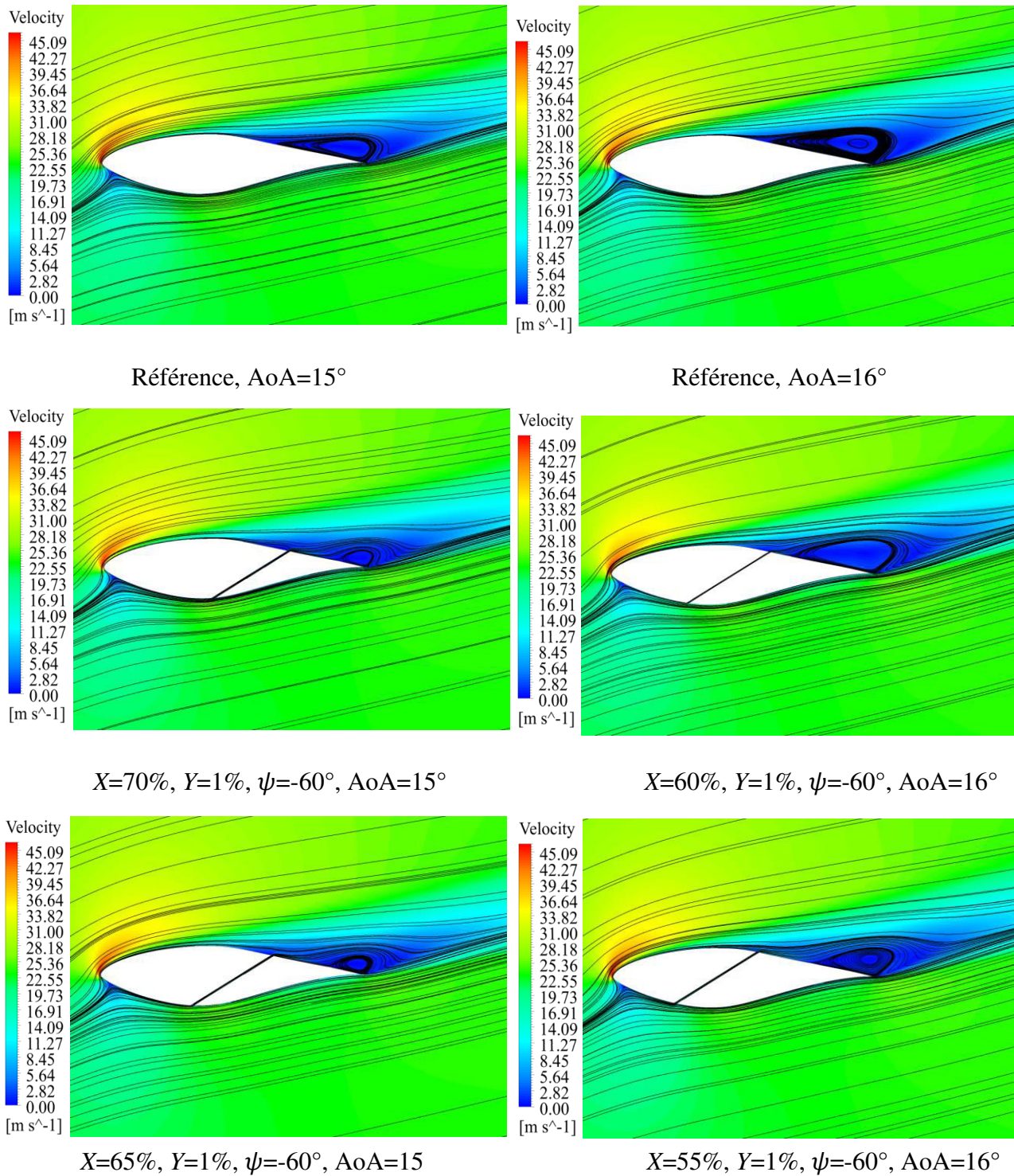


Figure 56.a : Vue comparatif de la distribution de vitesse pour la configuration de base (en haut), la position de la fente optimale (en bas) et une position de fente arbitraire (milieu) pour AoA ; 15 ° et 16°

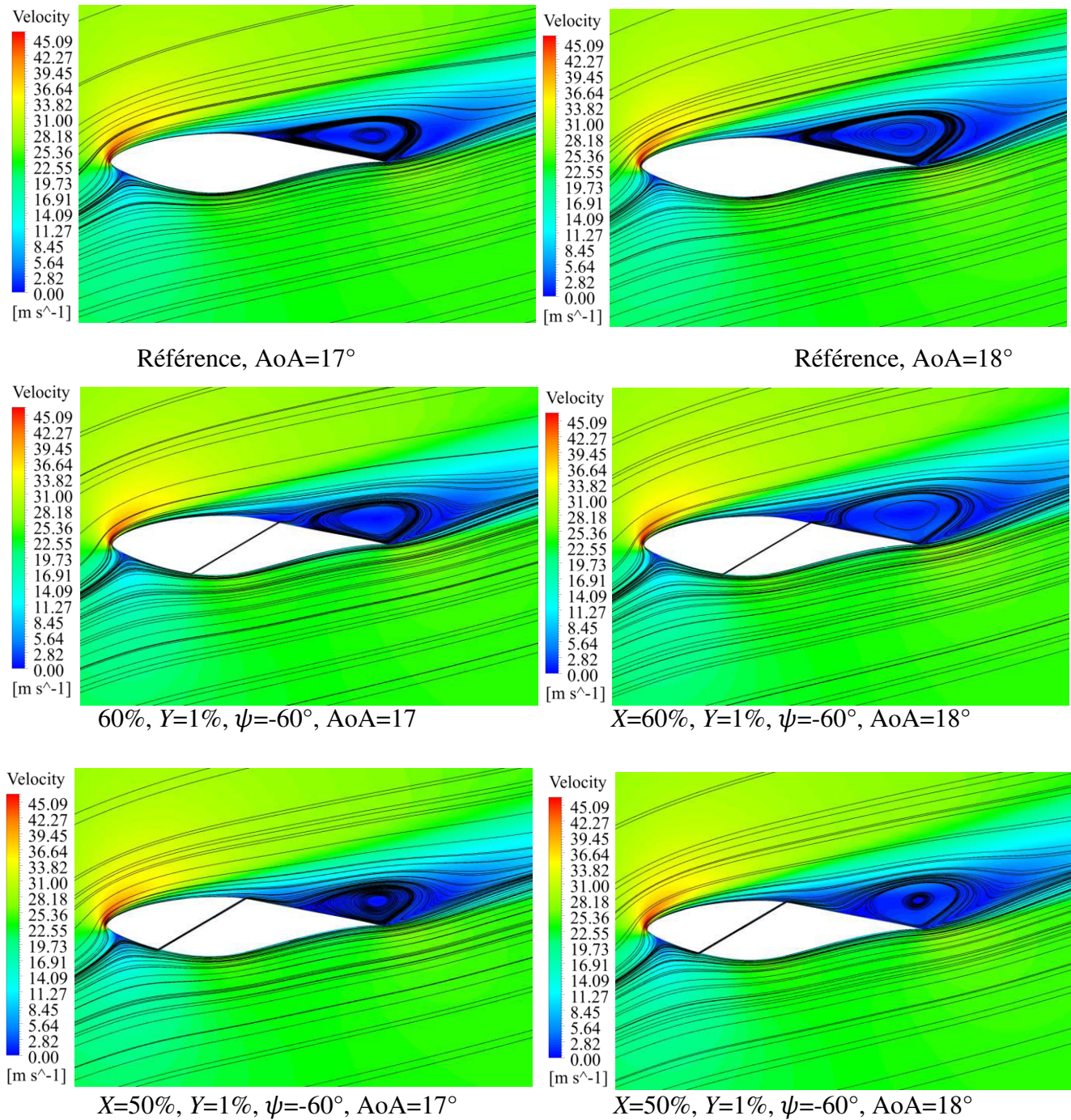


Figure 56.b : Vue comparatif de la distribution de vitesse pour la configuration de base (en haut), la position de la fente optimale (en bas) et une position de fente arbitraire (milieu) pour AoA ; 17 °, et 18°

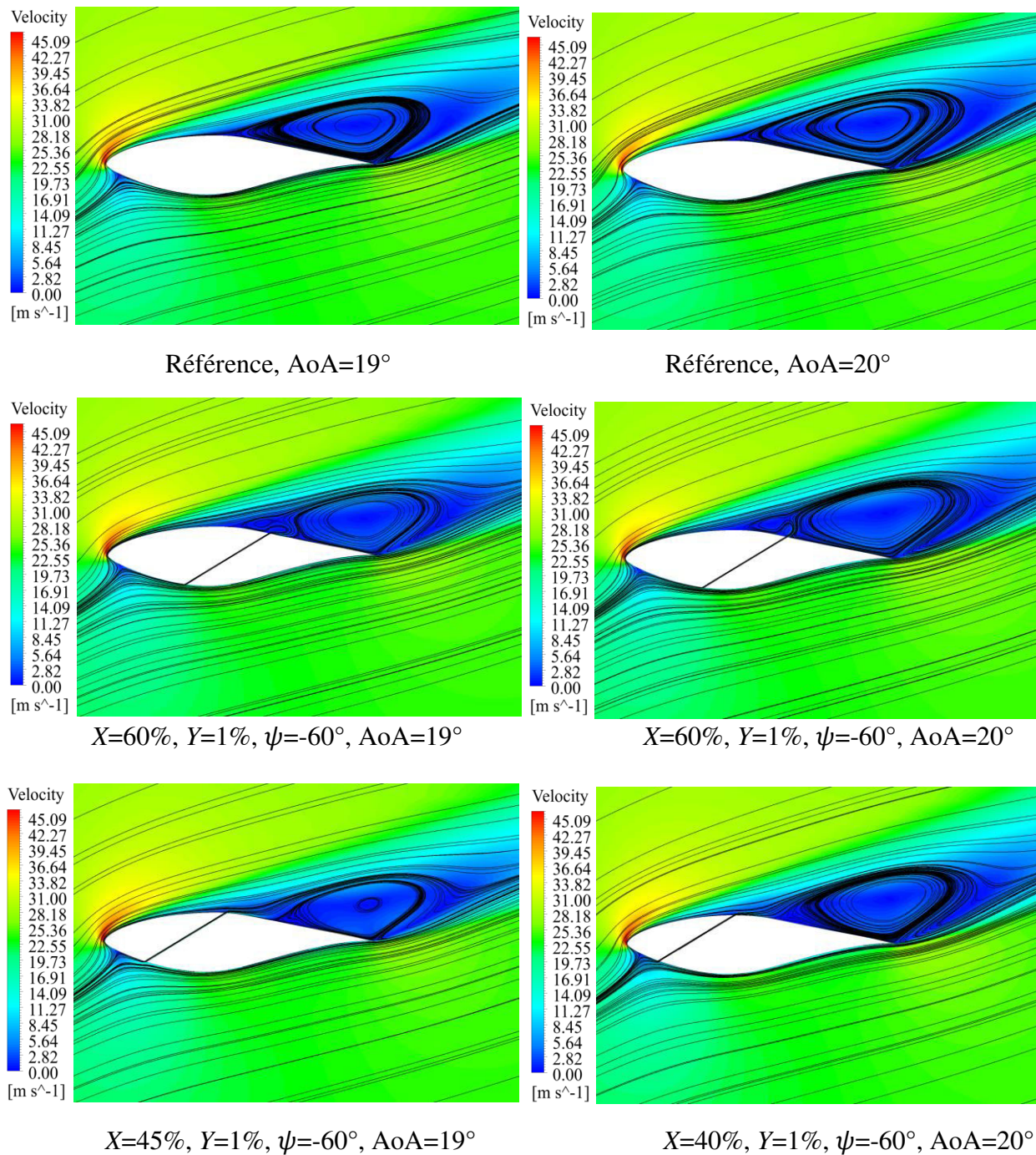


Figure 56.c : Vue comparatif de la distribution de vitesse pour la configuration de base (en haut), la position de la fente optimale (en bas) et une position de fente arbitraire (milieu) pour AoA ; 19 °,

5.2.2 L'effet de la largeur de la fente

L'influence de la largeur de la fente a été étudiée pour la position optimale X à chaque angle d'attaque ($X = 55\%$ à $\text{AoA} = 16^\circ$; $X = 50\%$ à $\text{AoA} = 18^\circ$; $X = 40\%$ à $\text{AoA} = 20^\circ$) et une valeur fixe de la pente ($\psi = -60^\circ$). Les résultats sont présentés sur la figure 57 pour différentes largeurs entre 6 mm et 45 mm, ce qui représente $Y = 1\%$, $2,5\%$, 5% et $7,5\%$ de la longueur de corde, respectivement. L'augmentation maximale de la finesse (valeur maximal de C_l et valeur minimal de C_d) a été observé pour la valeur de la largeur $Y = 2,5\%$, le taux d'augmentation est de $10,13\%$, $20,88\%$ et $25,72\%$ à $\text{AoA} = 16^\circ$, $\text{AoA} = 18^\circ$ et $\text{AoA} = 20^\circ$, respectivement. Pour une largeur $Y = 5\%$ et $Y = 7,5\%$, les performances aérodynamiques (la finesse) diminue pour $\text{AoA}=18^\circ$ et 20° (mais reste supérieur à celle de la configuration de base), contrairement à $\text{AoA}=16^\circ$ ou la valeur de la finesse est inférieur à celle de la référence.

La technique de contrôle appliqué dans cette étude est basée sur la différence de la pression statique entre l'intrados et l'extrados, ce qui conduit à l'écoulement de fluide à travers la fente avec une vitesse proportionnelle à cette différence de pression statique et, à la section de passage au niveau de la fente. On sait que l'augmentation de la vitesse entraîne une augmentation de l'énergie cinétique et son effet sur la séparation de la couche limite est affecté par la géométrie de la fente (figure 58).

L'influence de la géométrie de la fente sur les performances aérodynamique est illustré dans la figure 59 pour trois configurations, $Y_1/Y_2=2$, $Y_1/Y_2=3$, et $Y_1/Y_2=4$ (pour tous les configurations $Y_2=2,5\%$), l'analyse est faite pour la position de la fente optimale $X=50\%$ pour $\text{AoA}=18^\circ$ et la pente $\psi=-60^\circ$.

Tout d'abord, il convient de mentionner qu'aucun optimum n'est observé dans la figure 59. Au fur à mesure que la vitesse du fluide augmente à la sortie de la fente, le coefficient C_l augmente. Cependant, cette augmentation est accompagnée par une forte augmentation de C_d par rapport à la configuration de référence (avec section uniforme $Y_1=2,5\%$ et $Y_2=2,5\%$). De même pour la finesse, chaque augmentation du rapport Y_1/Y_2 améliore la valeur de la finesse par rapport à la configuration de référence. L'augmentation de la finesse pour $Y_1/Y_2= 2$, $Y_1/Y_2= 3$ et $Y_1/Y_2= 4$ est de $6,33\%$, $8,46\%$ et $9,46\%$ respectivement par rapport à la section uniforme $Y= 2,5\%$ ($Y_1/Y_2=1$). Comparé à la configuration de référence, l'augmentation maximale de la finesse pour les sections de fente $Y_1/Y_2= 2$, $Y_1/Y_2= 3$ et $Y_1/Y_2= 4$ est respectivement de $28,54\%$, $31,11\%$ et $32,32\%$. La distribution de vitesse pour différentes configurations représenté sur la figure 60 explique ces résultats. On observe que la séparation est retardée en augmentant la valeur de $Y = 1\%$ à $Y = 2,5\%$, cependant une augmentation de cette valeur agrandir la surface de séparation ($Y =$ de $2,5\%$ à $Y = 7,5\%$). La séparation est complètement éliminé pour $Y_1/Y_2= 4$. Par conséquent, l'augmentation de la vitesse d'écoulement à la sortie de la fente permet d'améliorer l'efficacité du système de contrôle et les performances aérodynamique.

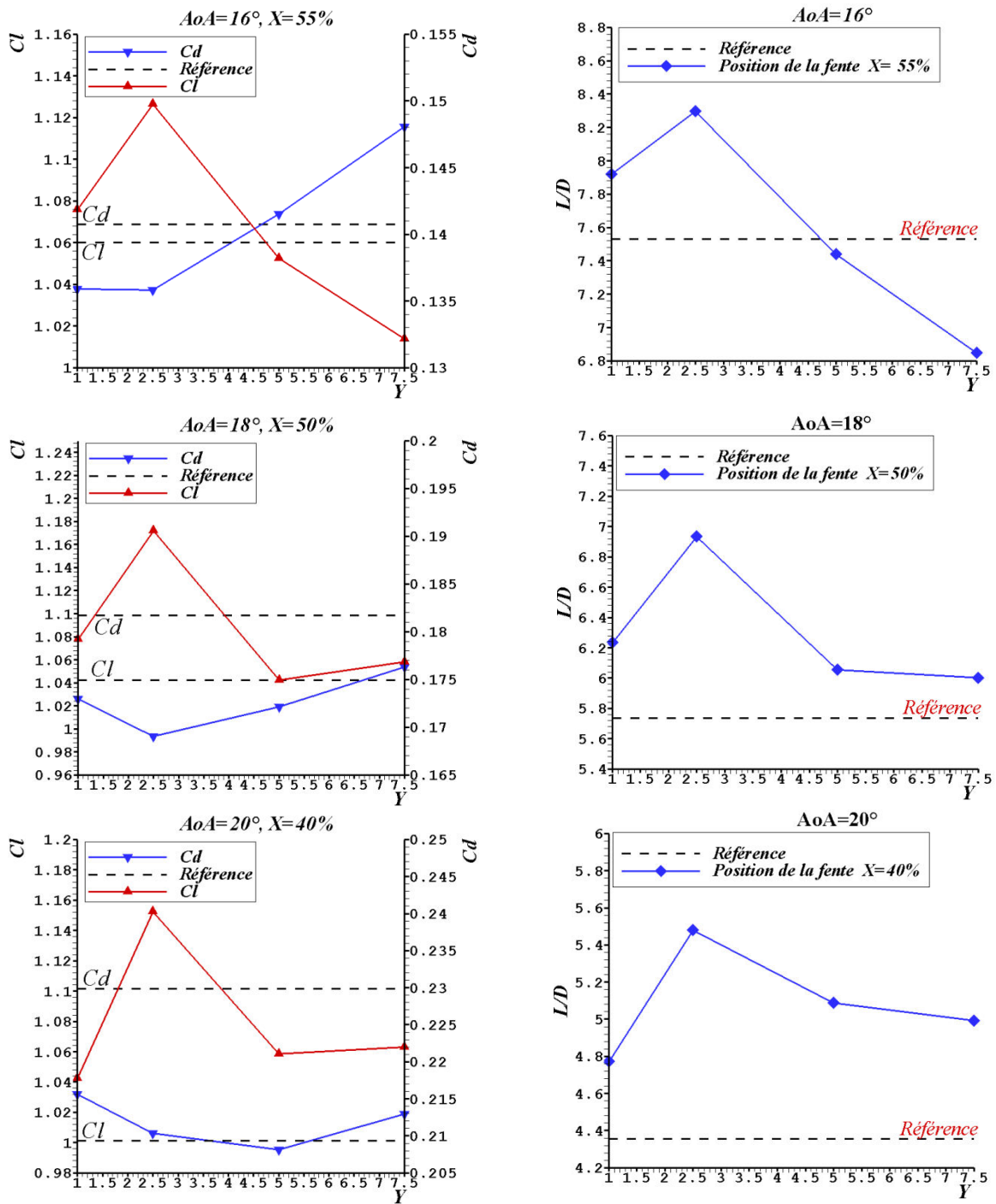


Figure 57 : La variation de C_l et C_d (à gauche) et de la finesse (à droite) en fonction de la largeur de la fente, AoA ; $16^\circ, 18^\circ$ et 20° , $Re=1 \times 10^6$.

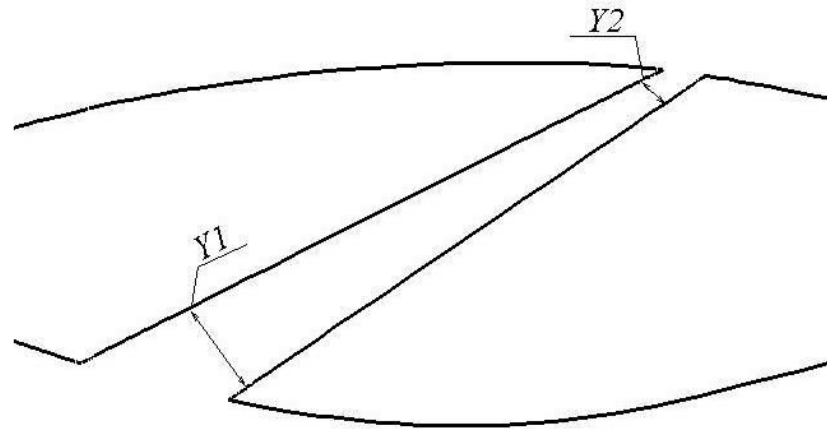


Figure 58 : Les paramètres de la section de la fente

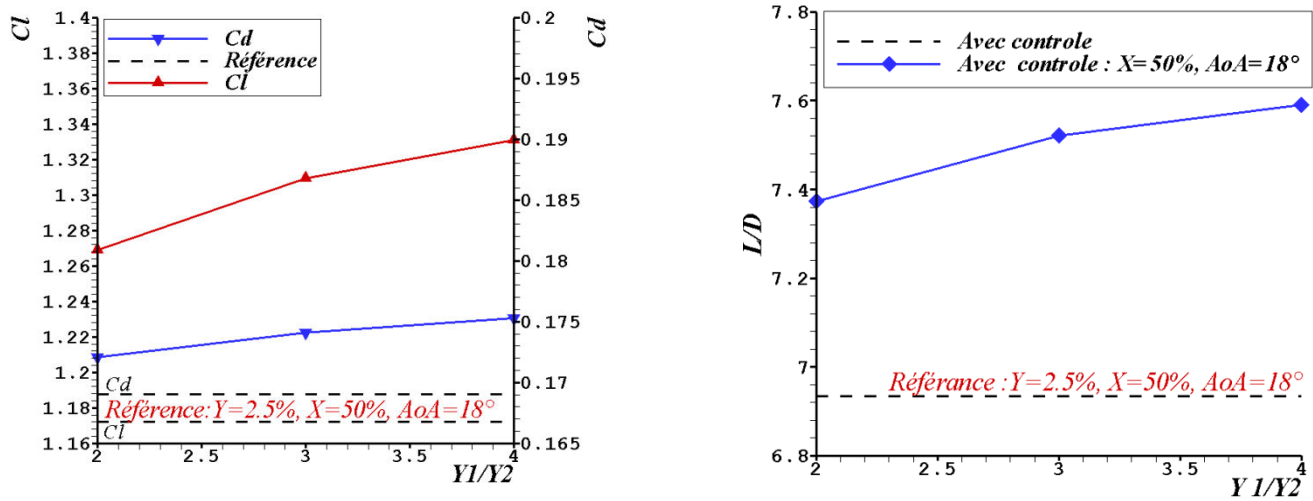


Figure 59 : La variation de C_l , C_d (à gauche) et de la finesse (à droite) en fonction de la forme de la section, $AoA=18^\circ$, $Re=1 \times 10^6$.

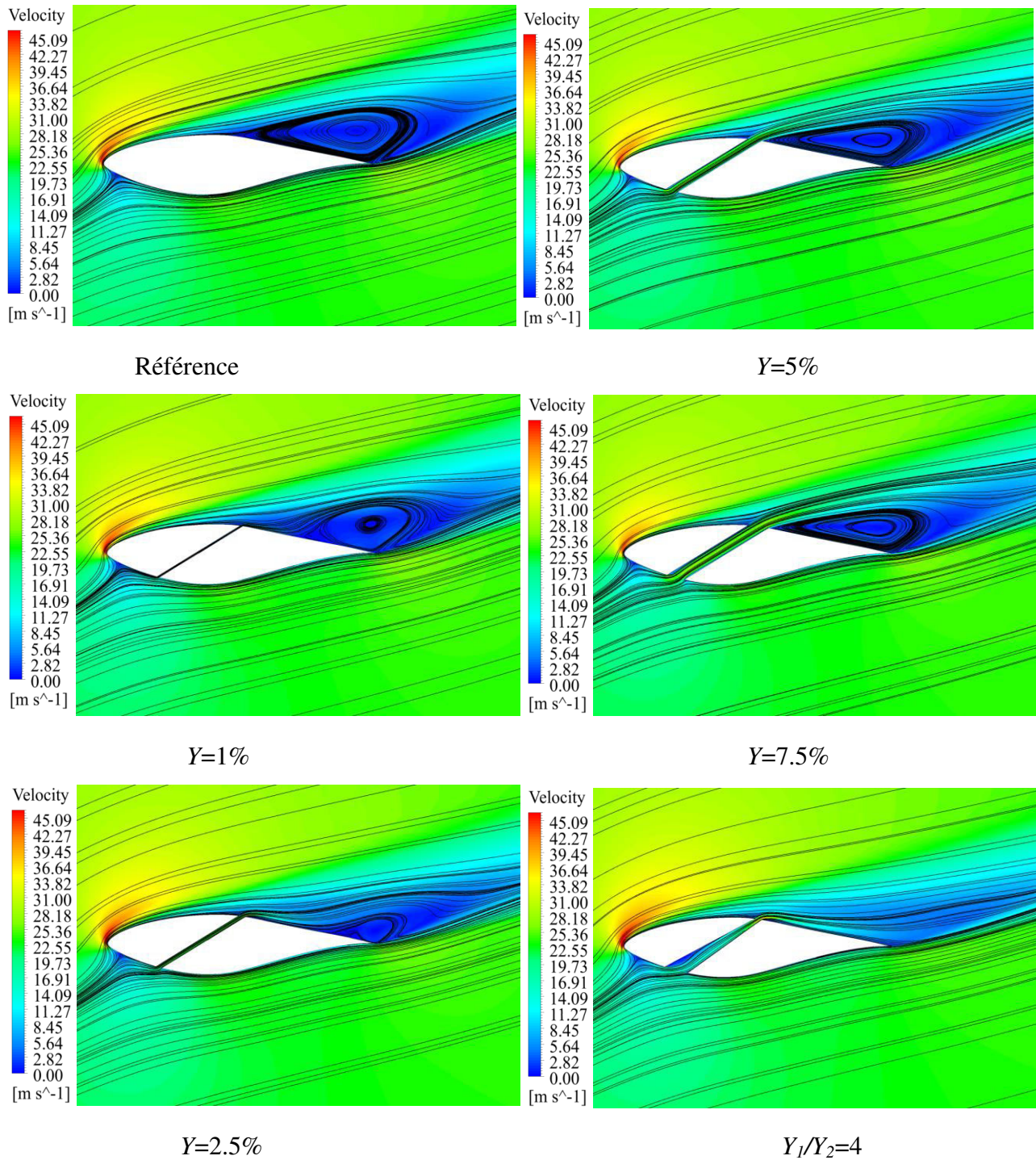


Figure 60 : Vue comparatif de la distribution de vitesse pour la configuration de base et différentes géométrie de la fente, $X=50\%$, $\psi=-60^\circ$, $AoA=18^\circ$.

Il convient de mentionné que l'efficacité du système de contrôle appliqué dans cette étude est affecté principalement par la vitesse de l'écoulement à la sortie de la fente (de l'intrados vers l'extrados) et moins par le débit massique. La fente uniforme $Y = 5\%$ et celle convergente $Y_1/Y_2 = 2$ ($Y_1 = 5\%$, $Y_2 = 2,5\%$) ont le même débit massique de $0,51 \text{ kg.s}^{-1}$ (continuité). Cependant, à un $\text{AoA} = 18^\circ$ et $X = 50\%$ l'augmentation de la valeur de finesse par rapport à la configuration de base est de $5,6\%$ pour la fente uniforme et de $28,54\%$ pour celle de forme convergente.

5.2.3 L'effet de pente de la fente

De la même façon, dans le but de déterminer l'influence de pente de la fente, les paramètres de contrôle optimaux pour une $\text{AoA} = 18^\circ$ sont utilisés, i.e. la position $X = 50\%$ et la largeur $Y = 2,5\%$. Les valeurs suivantes de la pente sont considérés $\psi = 0^\circ, -15^\circ, -30^\circ, -45^\circ, -60^\circ$ et -75° . Les résultats présentés dans la figure 61 indiquent que les meilleurs résultats correspondent à des faible angles $\psi = -60^\circ$ et $\psi = -75^\circ$. En effet, lorsque on fixe la position de la fente à $X = 50\%$ (section de sortie) sur le côté d'aspiration (extrados), et faire varier les différentes positions d'entrée sur le côté de pression (intrados) correspondant aux valeurs de la pente donnée. La différence de pression entre l'entrée et la sortie de la fente augmente lorsque la pente devient moins raide. L'efficacité aérodynamique à $\psi = -60^\circ$ est légèrement meilleur que celle à $\psi = -75^\circ$ et le taux d'augmentation est de $20,88\%$ et $19,02\%$ respectivement par rapport à la configuration de base. Ceci est confirmé par la figure 60, la zone de séparation pour $\psi = -75^\circ$ est un peu plus large que pour $\psi = -60^\circ$.

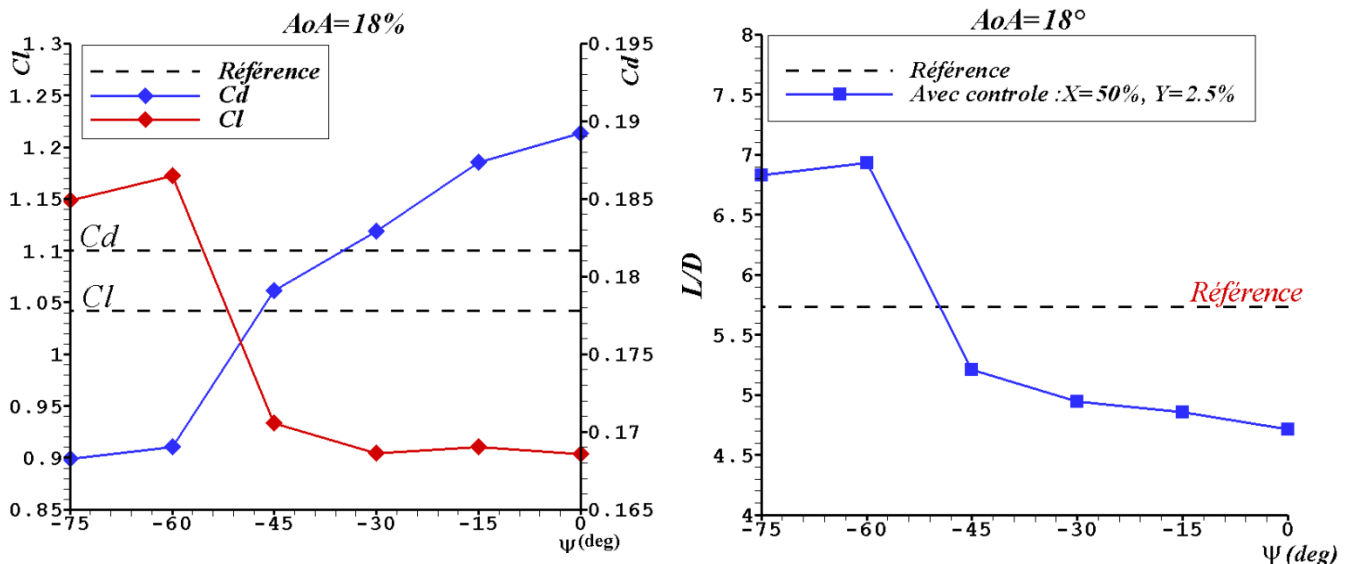


Figure 61 : La variation de C_l , C_d (à gauche) et de la finesse (à droite) en fonction de la pente, $\text{AoA} = 18^\circ$, $Re = 1 \times 10^6$.

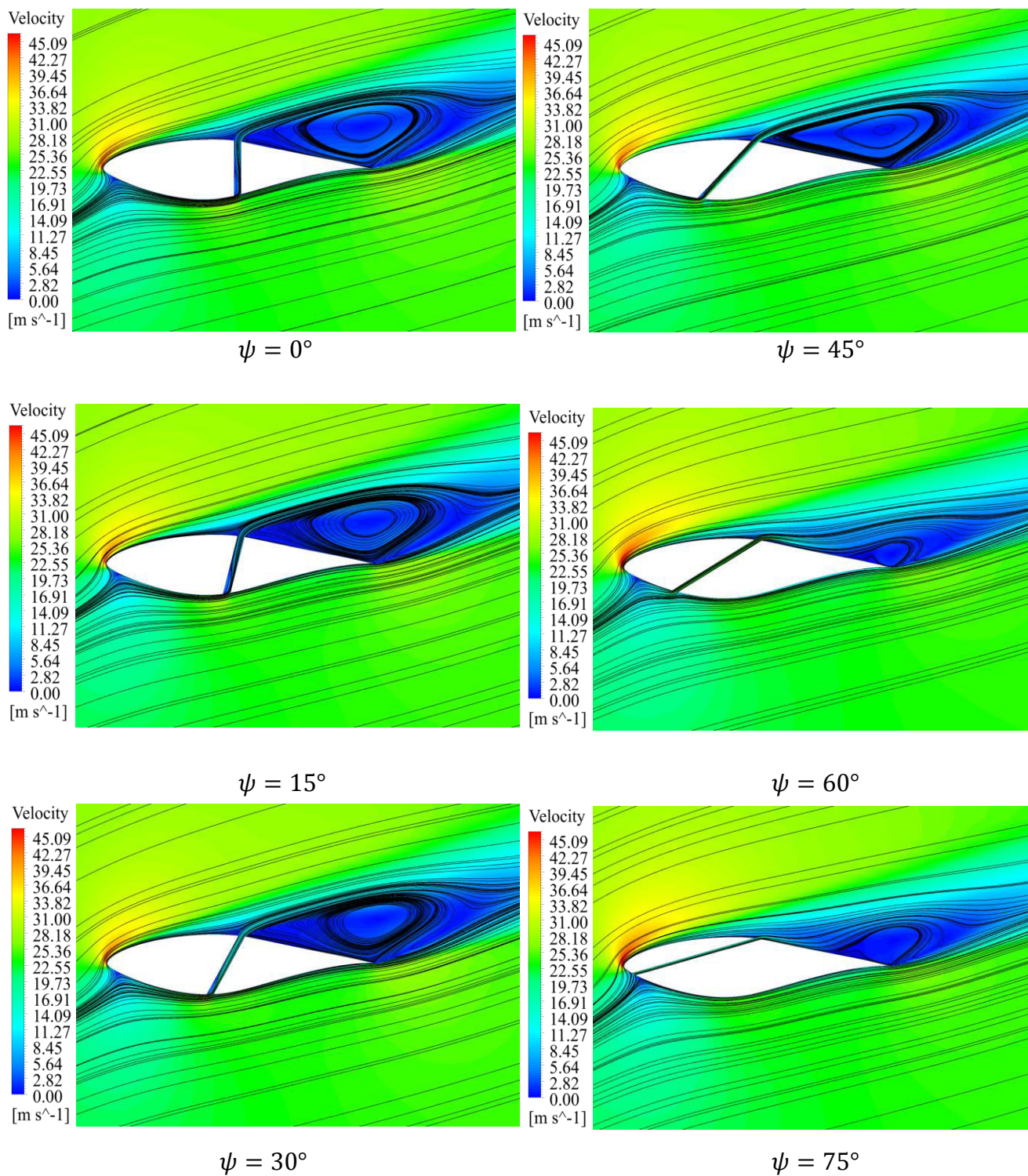


Figure 62 : Vue comparatif de la distribution de vitesse pour différentes angle de la pente, $X=50\%$, $Y=2.5\%$, $AoA=18^\circ$.

On constate que lorsque la pente de la fente devient moins raide cela conduit à accélérer l'écoulement de fluide à travers la fente (la différence de pression statique). D'autre part, l'écoulement devient lisse à l'entrée de la fente ce qui conduit à réduire les frottements avec la paroi, la même chose à la sortie de la fente où l'écoulement devient plus dynamique avec la direction de l'écoulement principale.

5.2.4 L'effet de la fente sur les caractéristiques aérodynamiques à différents angles d'attaque

Dans cette section, les performances aérodynamiques de pale avec fente ont été étudiées sur toute la plage de AoA de 0° à 20° . La figure 63 présente la comparaison des performances entre la configuration de base et celle avec contrôle pour le coefficient de portance C_l , le coefficient de traînée C_d et la finesse de la pale pour les différentes positions de la fente, i.e. $X = 20\%$, 40% , 50% , 60% , 80% , la largeur de la fente $Y = 1\%$ et la pente $\psi = -60^\circ$. Les résultats montrent que la configuration de base surpasse clairement la configuration avec contrôle pour $X=20\%$ pour toute la plage de AoA. Pour $X=40\%$ et $X=50\%$, 60% , la configuration avec fente a une valeur élevée de portance pour les angles d'attaque supérieur à 15° et à 14° successivement. Pour la position $X=80\%$, la configuration avec fente surpasse clairement la configuration de base pour les angles d'attaque modéré et élevé, par contre, on n'observe pas une différence significative de coefficient de traînée entre les deux configurations.

La performance de la pale avec fente est médiocre que pour la configuration de base à faible AoA avec $X = 20\%$, 40% , 50% , 60% . Cela est dû à la traînée globale induite par l'écoulement à travers la fente. Cependant, à des angles d'attaque élevée, la présence de la fente réduit la traînée et augmente la portance, ainsi que l'efficacité globale. La finesse de la pale pour AoA élevé, est significativement améliorée pour tous les positions de la fente ; sauf que pour $X = 20\%$ où l'addition de la fente est pas du tout efficace. Compte tenu du fait que les pales d'éolienne fonctionnent habituellement à des angles d'attaque élevé [14], la fente augmentera potentiellement la performance globale du rotor et le rendement énergétique des éoliennes.

La figure 64 montre la variation de C_l , C_d et la finesse de la pale avec les angles d'attaque de 0° à 20° pour la configuration finale (Figure 65), i.e. la position de la fente $X = 50\%$, la pente $\psi = -60^\circ$, le rapport de section de fente $Y_1/Y_2 = 4$, le rayon de la surface de pression $R_p = 100$ mm, le rayon de bord de fuite de la fente $r_f = 1$ mm et le rayon de Coanda $R_c = 100$ mm. Les résultats montrent que la configuration de contrôle surpasse clairement la configuration de base pour les angles d'attaque modérée et élevée. Ceci est confirmé dans la figure 64, la séparation est complètement supprimé pour AoA = 16° , 18° et 20° . À faible angle d'attaque, la présence de la fente diminue l'efficacité de la pale et n'a aucun effet positif. Ce problème peut être résolu avec un système de contrôle qui permet l'ouverture ou la fermeture de la fente en fonction de la valeur de AoA ou de la vitesse du vent.

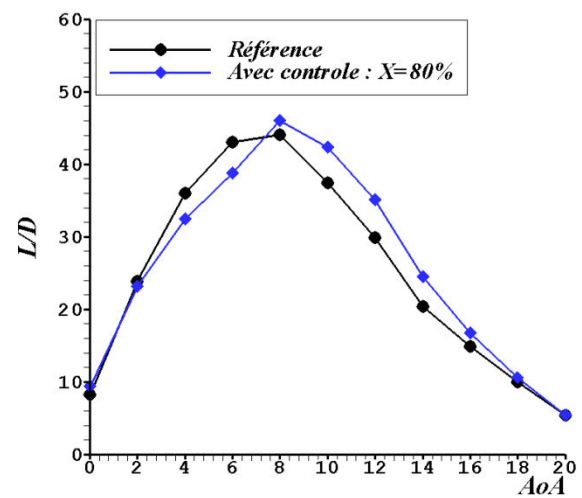
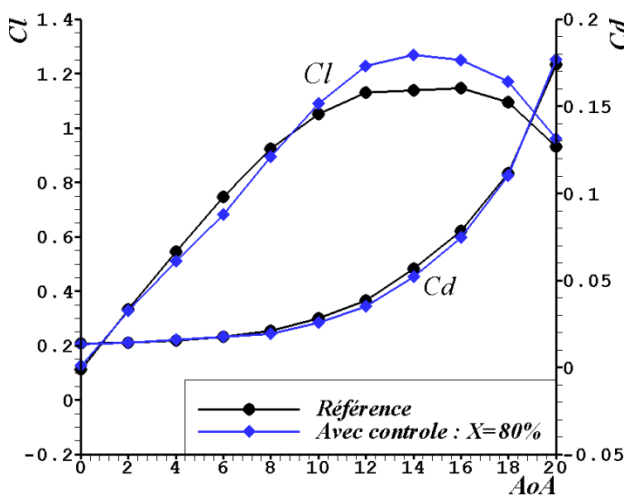
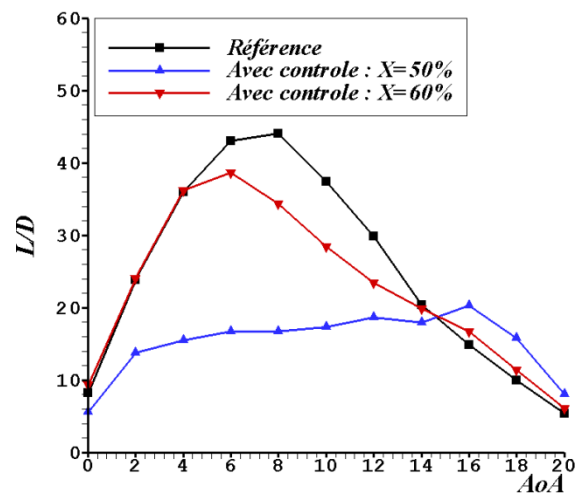
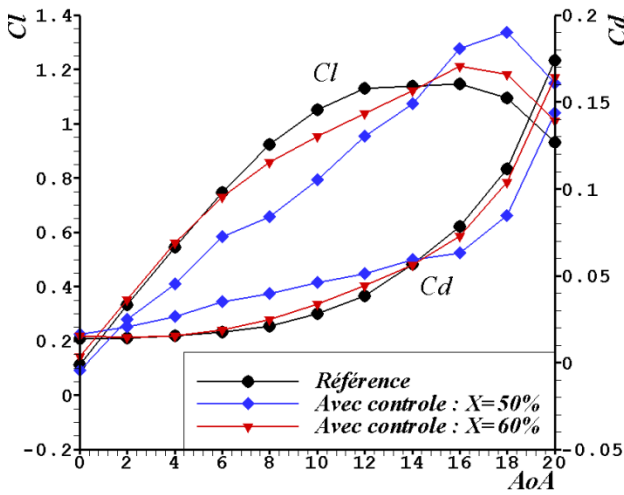
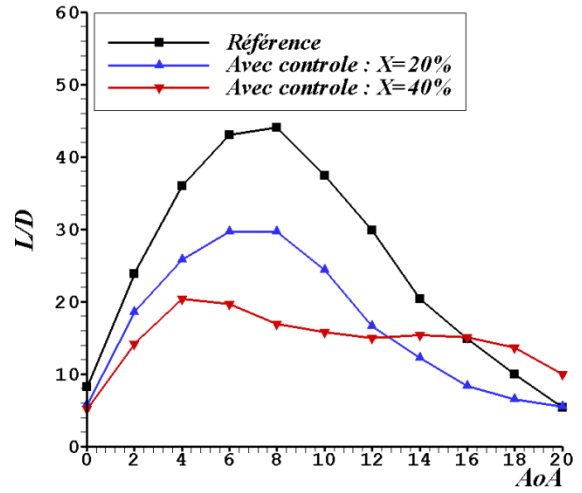
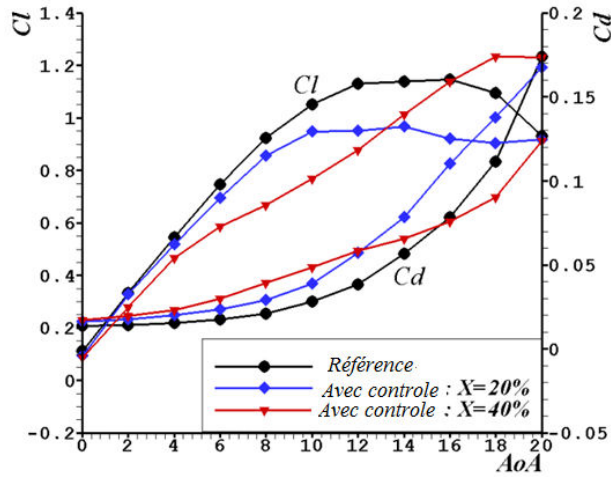


Figure 63 : La Variation de C_l , C_d (à gauche) et de la finesse (à droite) en fonction d'angle d'attaque.

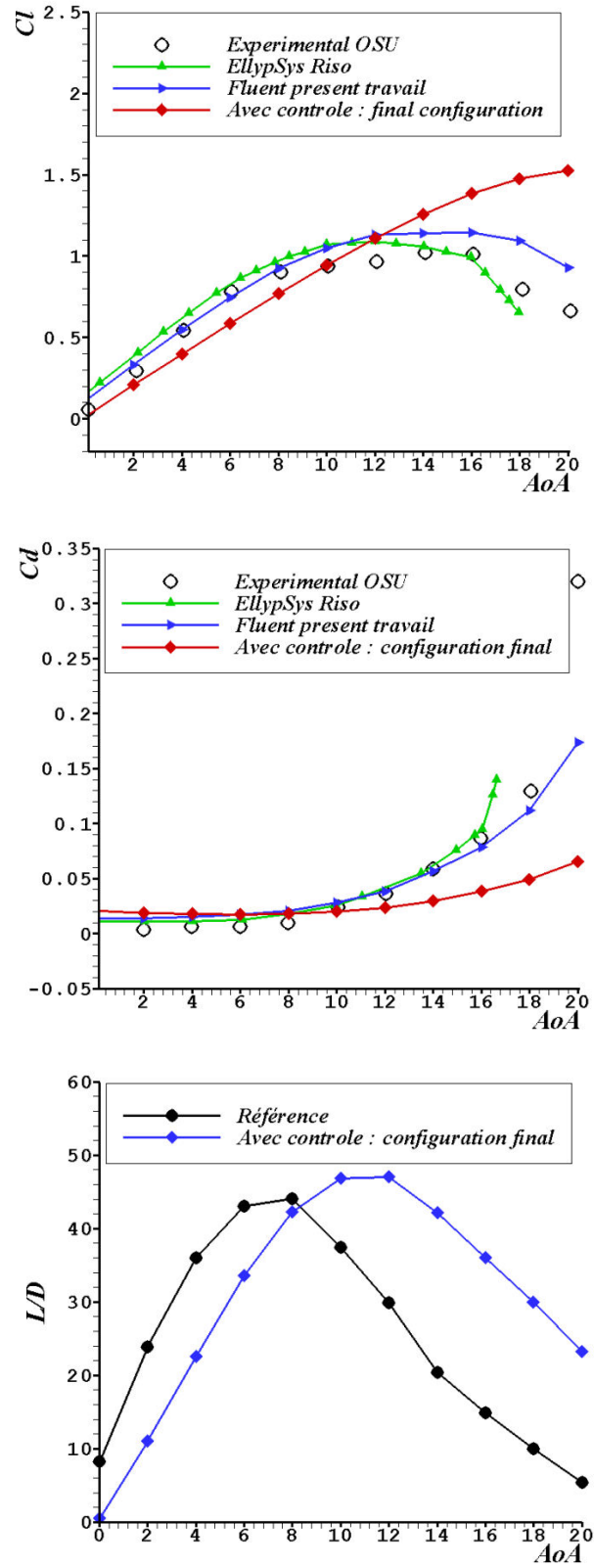


Figure 64 : Comparaison de C_l , C_d et de la finesse de la configuration finale avec les données expérimental [132] : $Re=1 \times 10^6$.

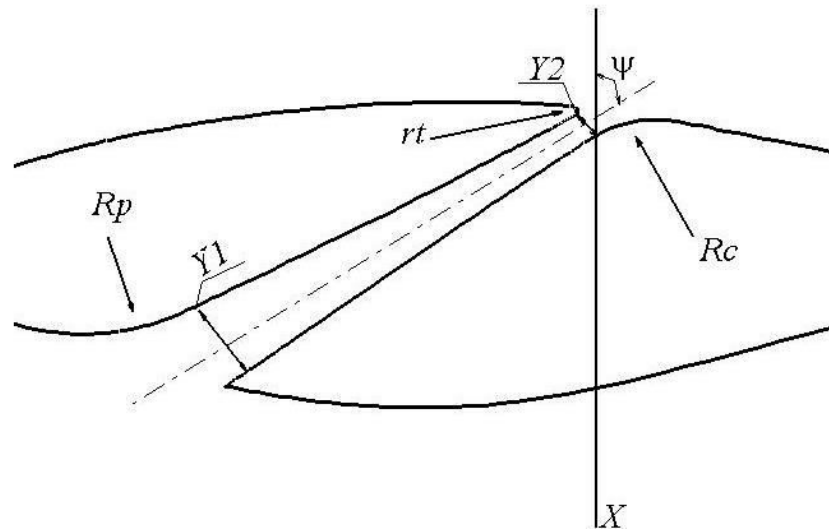


Figure 65: Les caractéristiques géométrique de la configuration finale (X : la position de la fente, Y_1 and Y_2 : la largeur de l'entrée et la sortie de la fente respectivement, ψ : la pente de la fente, R_p : le rayon de la surface de pression, r_t :le rayon de bord de fuite de la fente, R_c : le rayon de Coanda)

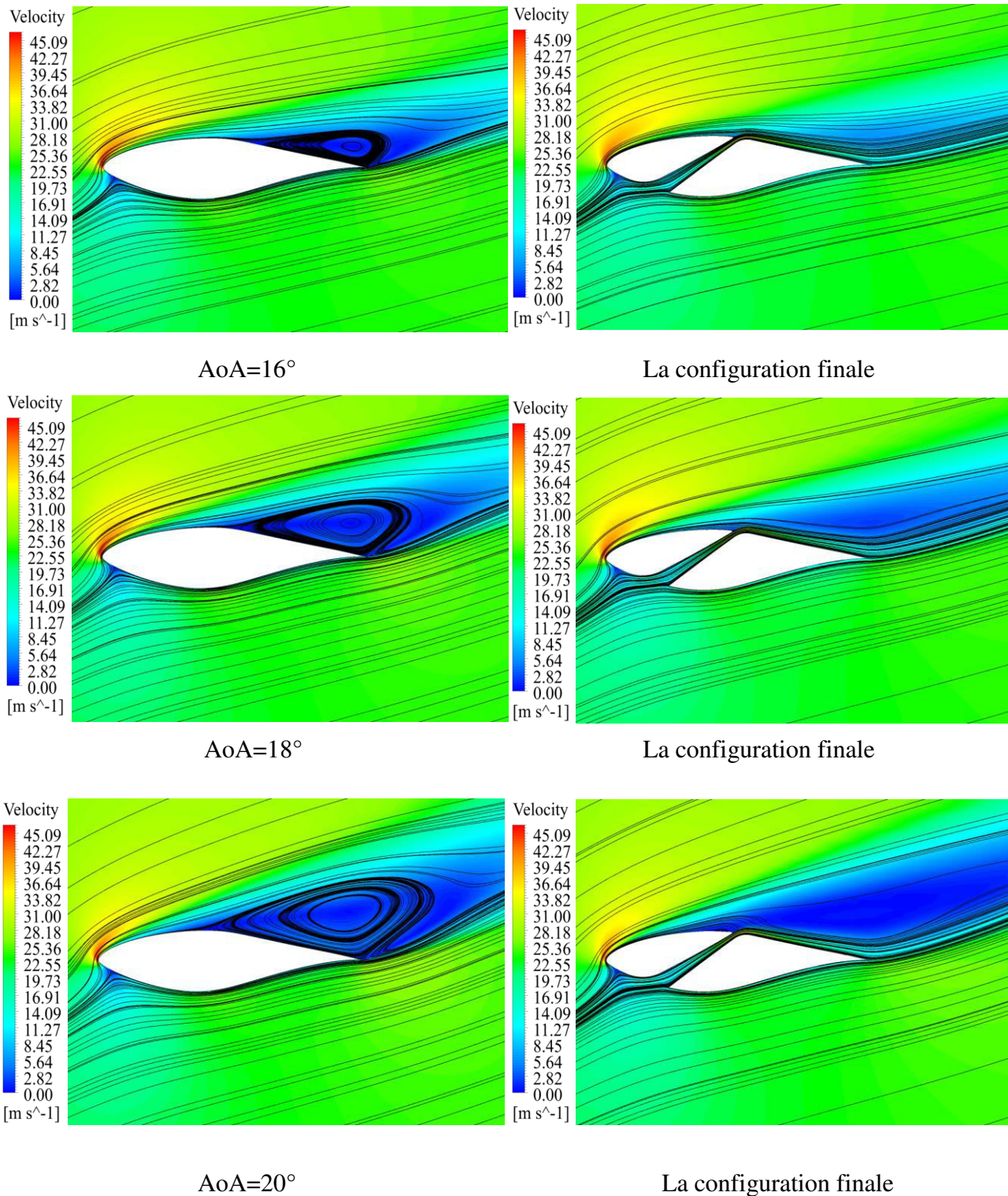


Figure 66 : Vue comparatif de la distribution de vitesse pour de la configuration finale, $AoA=16^\circ$, 18° , 20° .

5.2.5 Conclusion

L'utilisation bénéfique de contrôle passif d'écoulement a été démontrée par une étude numérique détaillée d'une pale avec fente. L'influence de la position, la largeur et la pente de la fente ont été analysées successivement dans la configuration à deux dimensions dans des conditions de décrochage, où nous avons trouvé que l'augmentation de la valeur de C_l et la réduction de C_d par rapport à la configuration de base est liée seulement aux positions spécifiques de la fente, ces positions sont liées au point de séparation de la couche limite. La valeur optimale de la finesse a été obtenue lorsque la fente est située juste en amont du point de séparation pour les angles d'attaque élevés. Pour la largeur de la fente, on a démontré que l'efficacité de contrôle est fortement liée à la vitesse de l'écoulement et non au débit au niveau de la fente, où on marque un seuil de $Y=2.5\%$ pour la section uniforme, d'autre part et pour la section convergente, on a trouvé que plus la section de sortie Y_2 devient étroite plus les performances aérodynamiques augmentent. L'angle optimal de la pente marque aussi sa capacité à augmenter l'efficacité du système de contrôle. La finesse de la pale atteint sa valeur optimale lorsque la pente devient plus raide.

L'efficacité du système de contrôle est liée à un intervalle spécifique de l'angle d'attaque, de sorte que la fente n'est pas fiable en dehors de cet intervalle. La finesse de la pale pour la configuration finale est légèrement inférieure à la configuration de base à AoA faible et modéré. Cela est dû à l'augmentation des forces de traînée en raison de la présence de la fente.

Chapitre 6

L'effet de rotation

6.1 Introduction

Les pales d'éoliennes sont fortement affectées par les effets de rotation et l'écoulement 3-D et elles opèrent souvent sous des conditions de décrochage. Néanmoins, l'approche de conception réelle est généralement basée sur l'utilisation de la théorie de l'élément de pale (BEM), avec les forces de portance et de traînée déterminées à partir des mesures en 2-D. Les résultats obtenus sont raisonnablement précis dans la proximité du point de conception, mais en dehors des conditions de conception (*stalled condition*), BEM est connu par la sous-prédiction des forces agissant sur la pale [135]. En outre, la prédiction précise de la charge aérodynamique du rotor, même dans les conditions de décrochage est d'une grande importance pour le dimensionnement du générateur et d'autres composants mécaniques.

Les composants d'écoulement radial présentent dans le rotor constituent la raison de la modification des caractéristiques de portance et de traînée des sections de la pale par rapport à celui de 2-D [136]. Deux principaux facteurs sont généralement impliqués, (i) la force de Coriolis, qui agit dans le sens de la corde comme un gradient de pression favorable qui tend à retarder la séparation de la couche limite, (ii) les forces centrifuges, produisent un effet de pompage dans le sens de l'envergure.

Pour la première fois (1945), Himmelskamp [137] a décrit par des mesures en 3-D, les effets de rotation sur la couche limite d'une hélice, où il a trouvé que le coefficient de portance est plus élevé lorsqu'on déplaçant vers l'axe de rotation (Figure 67). Par la suite d'autres études expérimentales ont confirmé ces premiers résultats. Des mesures ont été effectuées sur les pales d'éoliennes par Ronsten [138], montrant les différences entre le coefficient de pression d'une pale rotatif et non-rotatif. Tangler et Kocurek [139], qui combinent les résultats des mesures avec la méthode classique BEM pour calculer correctement le coefficient de portance, le coefficient de traînée et la puissance du rotor sous des conditions de décrochage.

Les fondements théoriques de l'analyse des effets de rotation sur des lames rotatives viennent par la suite, avec Sears [140], qui dérive un ensemble d'équations pour le champ d'écoulement potentiel autour d'une lame cylindrique de portée infinie en rotation pure. Il a déclaré que la composante radiale (sens de l'envergure) de la vitesse ne dépend que de l'écoulement potentiel et il est indépendant de l'envergure (le principe d'indépendance). Puis, Fogarty et Sears [141] ont étendu la première étude à l'écoulement potentiel autour d'une pale rotative. Ils ont confirmé que, les composantes tangentielle et axiale de vitesse sont les mêmes que dans le cas en 2-D pour la vitesse relative et l'incidence locale. Un travail plus complet a été fait par Fogarty [142], qui consiste des calculs numériques sur la couche limite laminaire d'une plaque tournante et une pale avec épaisseur. Ici, il a montré que la ligne de séparation de la couche limite n'est pas affectée par la rotation et que la vitesse dans le sens de l'envergure est apparue faible par rapport au sens de la corde, et aucun grand effet de la rotation n'a été observé. Contrairement à ce qui a été décrit dans les travaux de Himmelskamp [137]. Une analyse théorique a été faite par bancs et Gadd [143], a porté sur la démonstration de la façon dont la

rotation retarde la séparation de la couche limite laminaire. Ils ont constaté que le point de séparation est retardé en raison de la rotation. Dans le rapport de la NASA fait par McCroskey et Dwyer [144], les effets secondaires dans la couche limite laminaire incompressible d'hélice et du rotor d'hélicoptères sont largement étudiés, au moyen d'une approche numérique et analytique combinée. Ils ont montré que, lorsqu'on s'approche de l'axe de rotation, la force de Coriolis dans le sens de l'écoulement transversal devient plus importante. Par contre, l'effet de pompage centrifuge est beaucoup plus faible qu'il était censé avant, mais sa contribution augmente lorsque l'amplitude du gradient de pression défavorable augmente.

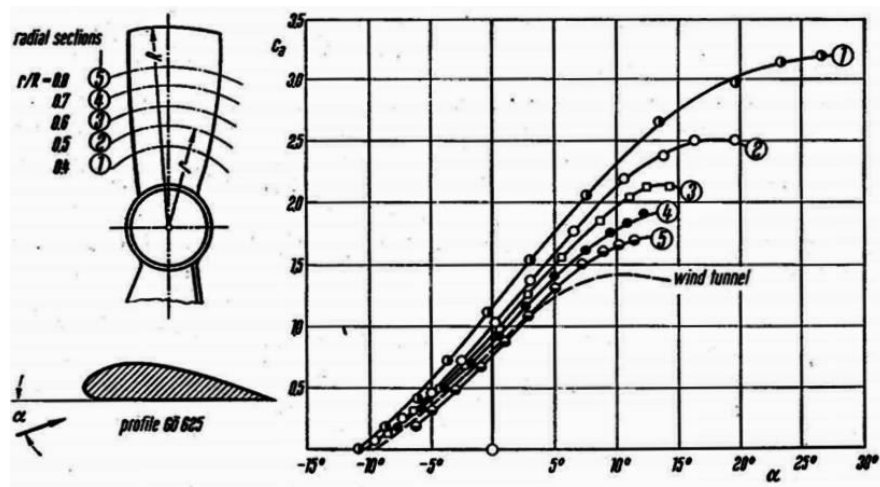


Figure 67: Le coefficient de portance à différentes sections radiales d'une hélice, mesuré par Himmelskamp, source [80]

Les deux dernières décennies ont connu l'avancement des méthodes de calcul de la dynamique de fluide (CFD) et ainsi l'étude de la couche limite sur les pales rotatives a souvent été portée à travers une approche numérique. Sørensen [145] a résolu numériquement les équations 3-D de la couche limite sur une surface en rotation, à l'aide d'un modèle d'interaction visqueuse non-visqueuse. Dans ces résultats, la position de la ligne de séparation apparaît toujours de même que pour les prédictions 2-D. Mais où la séparation de la couche limite est marquée, une plus grande différence entre le coefficient de portance calculé pour les cas 2-D et 3-D a été remarqué. Une approche quasi 3-D, basé sur la méthode d'interaction visqueuse non-visqueuse, a été introduit par Snel et al. [135] et les résultats ont été comparés avec des mesures expérimentales. Ils ont proposé une loi semi-empirique pour la correction de la courbe de portance en 2-D, l'identification du rapport de la corde locale et le rayon (c/r) de la section de pale comme le principal paramètre d'influence. Ce résultat a été confirmé par Shen et Sørensen [146] et par Chaviaropoulos et Hansen [147], qui a effectué des calculs sur une pale appliquant

un modèle de Navier-Stokes quasi 3-D, basé sur la formulation de « *streamfunction-vorticity* ». Du et Selig [148] a approché la résolution des équations en 3-D de la couche limite stationnaire incompressible, leur analyse a indiqué que le retardement de la séparation dépend légèrement de l'effet de la pression et principalement sur l'accélération de l'écoulement de la couche limite, i.e. sur les forces de Coriolis. Les deux effets de rotation deviennent plus petits allant vers l'extérieur, selon [146, 147]. Hu et ses collègues [149] a réalisé une étude sur le retardement de la séparation pour les éoliennes par des moyens d'analyse de la couche limite, la résolution des équations de N-S complète et des expériences en soufflerie. L'analyse de la couche limite (extension du travail de Snel et al. [135]), la modélisation de la géométrie et la comparaison avec l'expérimentale a été fait par le logiciel *Fluent* pour la résolution des équations de N-S complète.

Le présent chapitre vise à donner une meilleure compréhension de l'influence principale des effets de rotation sur le contrôle de la couche limite qui se développe sur la pale d'éolienne.

6.2 Validation de calcul 3-D sans contrôle

6.2.1 Données expérimentales et description de la géométrie NREL Phase II

Dans ce chapitre, les résultats de la simulation numérique de l'écoulement d'un fluide incompressible instationnaire en trois dimensions (CFD-RANS) d'un cas test sont présentés. Ce cas test est l'éolienne à axe horizontal NREL Phase ii (HAWT).

Le rotor NREL phase ii (National Renewable Energy Laboratory) monté sur une éolienne avale (*downwind*), est un petit rotor à trois pales HAWT avec un rayon de 5.029 m [150], comme le montre la figure 68. Les pales du rotor de phase II ne sont pas vrillées et non coniques avec une corde constante de 0.4572 m. La série de profil aérodynamique NREL S809 est utilisé, à l'exception de la racine. À 14.4% de l'envergure l'épaisseur du profil est $t/c = 43\%$, et diminue linéairement jusqu'à $t/c = 20,95\%$ à 30% de l'envergure, tandis qu'à l'extérieur de 30%, l'épaisseur est constante à cette valeur. La vitesse de rotation nominale est 72 tour/min et l'angle de calage est de 12 degrés. Les données expérimentales pour NREL Phase II sont obtenues à partir de la base de données IEA annexe XIV [151]. Cette base de données a été construite en tant que contribution de nombreuses laboratoires de recherches européens et NREL pour documenter les données expérimentales pour diverses testes d'éoliennes et de le rendre accessible aux chercheurs. La description de la pale est donnée dans le Tableau 8.

La mesure de la pression statique est la tâche la plus importante et la plus difficile. La qualité des coefficients de performance aérodynamique dépend de la précision des mesures de pression. Dans l'expérience, 28 prises de pression (taps) primaires ont été installés à 4 sections de l'envergure: 30%, 47%, 63%, et 80% de l'étendue. Paires de prise de pression à 4% de la corde et à 36% de la corde étaient installés à différents autres endroits intermédiaire de l'envergure.

Tableau 08 : Description de la pale NREL Phase II

| | |
|-------------------------|--|
| Nombre de pale | 3 |
| Diamètre de rotor | 10.06 m |
| Le nombre de tour/min | 72 tour/min |
| Direction de vent | aval |
| Extension de la racine | 0.723 m |
| L'angle de calage | 12° |
| profil | S809 |
| La longueur de la corde | 0.4572 m, constant le long de l'envergure |
| Angle de vrillage | 0° |
| épaisseur | à $r/R=14.4\%$, $t/c=43\%$ à $r/R=30\%$, $t/c=21\%$ à l'extérieur de $r/R=30\%$, $t/c=21\%$ |

**Figure 68**: Le rotor NREL Phase II

Cinq sondes ont été installées à 34%, 51%, 67% et 84% de l'étendue pour mesurer la pression statique et l'angle d'attaque local effective. Les emplacements des prises de pression

(taps) et des sondes sont représentés sur la figure 69. Plus d'informations sur les données et le montage expérimental sont disponibles sur la référence [152, 153].

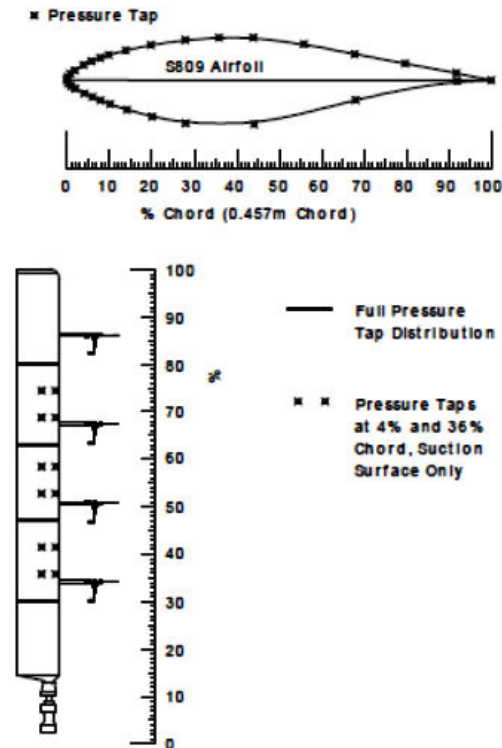


Figure 69: Emplacements des prises de pression (taps) et sondes de NREL Phase II

6.2.2 Domaine de calcul et grille de maillage

En premier stades, nos efforts se sont concentrés sur la création des différents types et de topologies de maillage : par exemple la topologie C, H et le maillage structuré et non structuré. En raison de son avantage, il a été décidé de créer un maillage structuré de topologie H, donc en augmentant le temps de génération de grille de maillage.

Il convient de noter que le rotor est décrit avec trois pales, une seule pale est effectivement traitée en exploitant la périodicité (120 degrés) du rotor à trois pales, Figure 70. L'effet de la tour et du sol ont été négligés. Le domaine de calcul est enfermé entre un petit cylindre intérieur où la condition au limite de glissement de la paroi (*Euler-slip wall*) est imposée et, un cylindre extérieur avec la condition au limite de symétrie, la longueur du rayon du domaine égale à 3 fois le diamètre du rotor ($R=5.03$ m) afin d'éliminer l'effet de champ lointain. L'entrée a été placée à $2 \times R$ en amont de la pale où la vitesse du vent uniforme a été supposée. La condition « *Velocity*

Inlet » est prise comme condition au limite. Les conditions de turbulence doivent également être définies ici avec une valeur déterminée de l'intensité de turbulence et le rapport de la viscosité. La condition au limite en aval est une pression de sortie « *Pressure outlet* » est appliqué à $10 \times R$ de la direction aval de la pale et définit la pression à la limite à une valeur spécifique de pression statique. Dans cette étude, le choix évident est de mettre la valeur égale à zéro, de sorte que la pression à la sortie serait égale à la pression atmosphérique.

À partir des travaux antérieurs, on a constaté que diverses combinaisons de dimensions de domaine ont été utilisées et la plupart ont donné des résultats acceptables. Par exemple Cargangiu [33] placé la sortie à $10 \times R$ de la pale, tandis que Mahu et Popescu [154] a utilisé $20 \times R$. Van Rooij et Arens [155] ont utilisé une longueur en aval de $6 \times R$. Pour conclure, il semble raisonnable que les dimensions du domaine utilisé pour cette simulation auraient le potentiel de fournir des résultats acceptables.

La solution a été faite pour un tiers de cylindre comprend une pale, et en utilisant la condition au limite périodique afin de tenir compte de toutes les trois pales avec un domaine complet (figure 71). Un maillage hexaédrique d'environ 3,5 millions de cellules ($255 \times 168 \times 75$ en x, y et z, respectivement) a été générer. La taille du maille et le nombre de cellules peut être bien contrôlée dans le logiciel et donc d'autoriser à entrer grands éléments dans les limites extérieures de maillage et une maille très fine sur la surface de la pale comme on peut le voir sur la figure 72.a-d, le maillage avec une densité plus fine se produit à l'endroit de la pale, à proximité du sillage en aval et le champ d'écoulement entrant en amont. La raison d'avoir des éléments plus fins dans le sillage repose sur le fait que le champ d'écoulement de sillage affecte directement le débit à travers l'éolienne donc la distribution de pression et de couple.

Le nombre de couches est choisi de 20 avec un taux de croissance de la première cellule de 1.1 (figure 72.c) et, en ce qui concerne l'estimation de la hauteur de la première couche, on a constaté que, pour parvenir à un y^+ de $1 \sim 5$ qui approprié pour $k-\omega$ SST, la hauteur de la première cellule doit être de 2×10^{-5} m.

6.2.3 Méthode de résolution

Notre étude porte sur un objet en rotation, le maillage doit être correctement modélisé pour atteindre une solution adéquate. Dans logiciel *Fluent*, il existe différentes stratégies qui peuvent être utilisées. Celle utilisé ici est appelé « un seul domaine de référence en mouvement » (*single moving reference frame*) (SRF).

Cette stratégie (SRF) permet à un problème instationnaire par rapport au domaine de référence absolue de devenir stationnaire par rapport au domaine de référence en mouvement (*moving reference frame*). En termes simples, l'ensemble du domaine de calcul est supposé être en rotation à la vitesse angulaire du rotor.

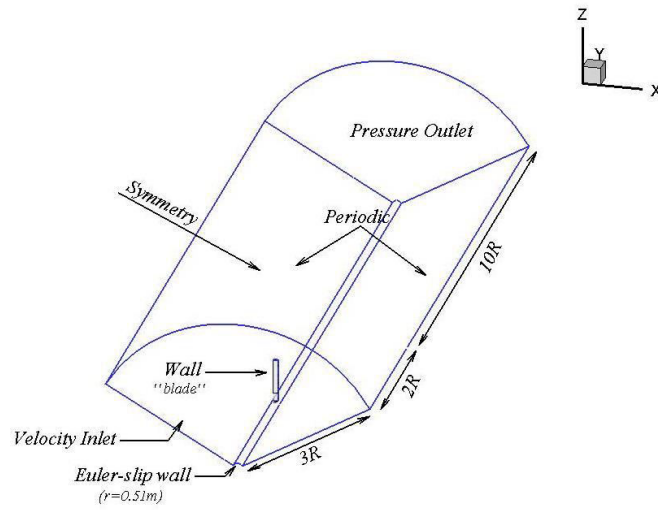
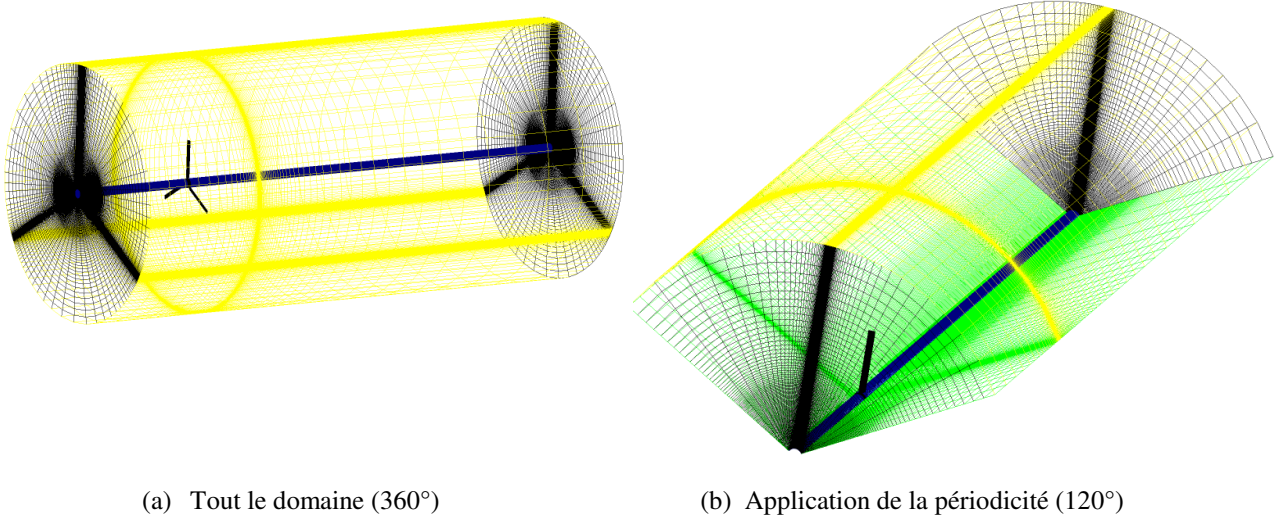


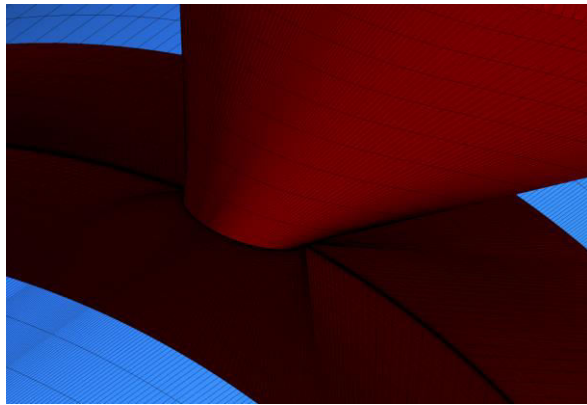
Figure 70: Domaine de calcul et condition aux limites



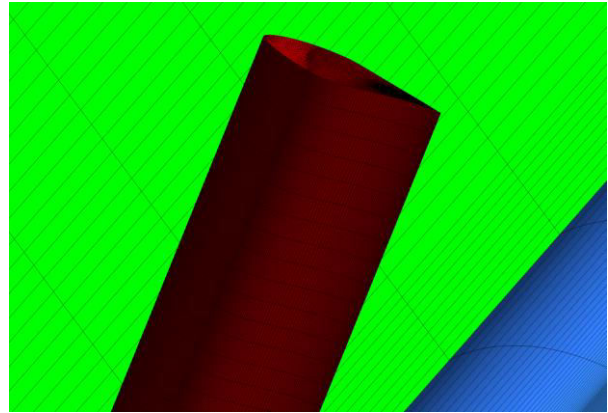
(a) Tout le domaine (360°)

(b) Application de la périodicité (120°)

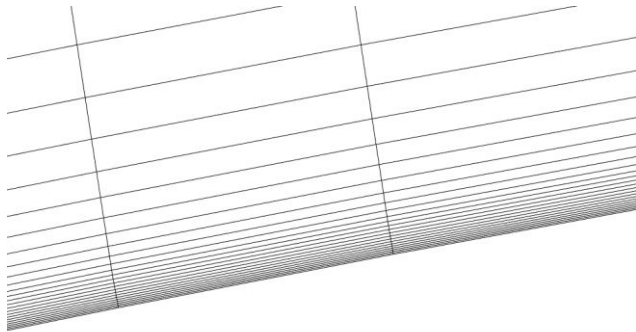
Figure 71: Maillage structuré du domaine



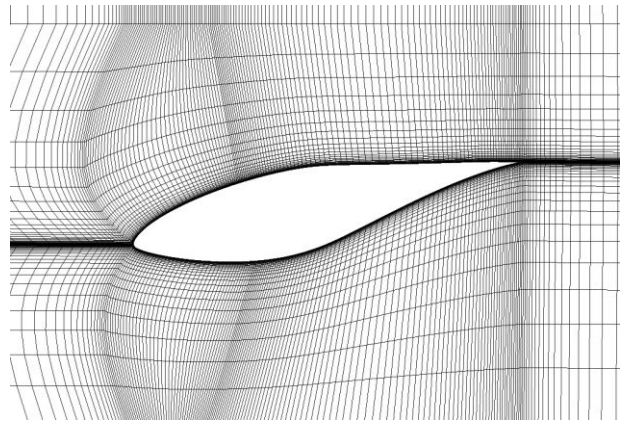
(a) Détail du maillage de la racine



(b) Détail du maillage au bout de la pale



(c) Taux de croissance de la première cellule



(d) Maillage H autour la section de pale

Figure 72: Détails du maillage

Cette méthode est particulièrement bien adaptée à ce type de problème, car il n'y a qu'une seule paroi tournante. S'il y avait plus d'une rotation dans la direction opposée et/ou différentes vitesses de rotation, comme le problème rotor-stator, le domaine doit être divisé en plusieurs volumes avec chacun d'eux associé à différente référence à savoir « multiples domaine de référence en mouvement » (*multiple Moving reference frame*) (MRF). Dans les deux cas, le maillage lui-même reste inchangé contrairement à la stratégie « maillage dynamique » qui permet le changement du maillage [132].

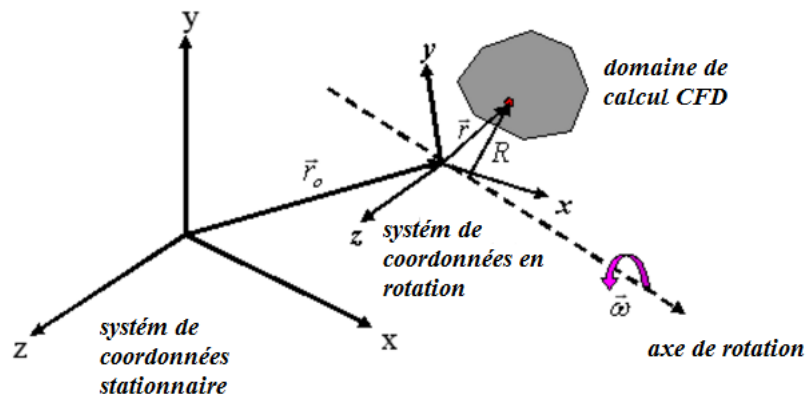


Figure 73: Un seul domaine de référence en mouvement (*Single moving reference frame*), source [132]

Dans l'application de SRF, les équations doivent être correctement modifiées en incluant deux autres termes d'accélération, à savoir l'accélération de Coriolis et centrifuge.

D'un point de vue théorique, cette méthodologie peut être expliquée comme suit [132] :

Compte tenu qu'un système de coordonnées se déplace avec une vitesse de translation \vec{v}_t et tourne à une vitesse angulaire $\vec{\omega}$ par rapport à un système de coordonnées stationnaire comme le montre la figure 73. La distance entre l'origine du système de coordonnées en mouvement et celui stationnaire est représentée par le vecteur \vec{r}_0 et l'axe de rotation est défini comme :

$$\vec{\omega} = \omega \hat{a} \quad (6.1)$$

La figure 73 montre que le domaine de calcul CFD est défini par rapport au domaine de référence en rotation (MRF) de telle sorte qu'un point arbitraire dans le domaine CFD est situé par un vecteur de position \vec{r} de l'origine MRF:

$$\vec{v}_r = \vec{v} - \vec{u}_r \quad (6.2)$$

Où

$$\vec{u}_r = \vec{\omega} \times \vec{r} \quad (6.3)$$

\vec{v}_r est la vitesse relative (vue du domaine en rotation), \vec{v} est la vitesse absolue (vue du domaine stationnaire), et \vec{u}_r est la vitesse du domaine en mouvement par rapport au domaine stationnaire et $\vec{\omega}$ est la vitesse angulaire.

Ensuite, en utilisant une formulation de la vitesse absolue, qui est, lorsque les termes de la vitesse absolue de l'équation de mouvement sont exprimés en tant que variables dépendantes, l'équation de continuité et de quantité de mouvement peut être reformulée comme suit:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}_r) = 0 \quad (6.4)$$

Et

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v}_r \vec{v}) + \rho [\vec{\omega} \times (\vec{v} - \vec{v}_t)] = -\nabla p + \nabla \times \vec{\tau} + \vec{F} \quad (6.5)$$

Le terme $\vec{\omega} \times (\vec{v} - \vec{v}_t)$ représente une expression composée pour les deux accélérations centrifuge et Coriolis.

L'application du seul domaine de référence en mouvement (SRF) donne l'avantage de rendre la nature transitoire d'un problème de rotation à un problème constant, mais il a été observé que, à des vitesses de vent élevé, lorsque les résidus ont atteint une valeur constante, une légère tendance quasi-sinusoïdale se développerait; cela suggère que le problème présente encore des caractéristiques instationnaires, donc, une entrée transitoire appropriée doit être donnée dans le logiciel [33].

Le schème de discrétisation basée sur la pression « *pressure-based discretization scheme* » est appliquée. L'algorithme couplé, ce qui résout en une étape, le système d'équations de quantité de mouvement et de continuité, pourrait également être utilisé, ce qui réduit le temps de calcul.

Avec la méthode des volumes finis, les quantités scalaires sont définies au centre des cellules alors que les termes de convections sont stockés à la surface des cellules. Ces derniers termes ne peuvent être trouvés que par interpolation à partir du centre du volume de contrôle, à savoir schéma décentré. Dans le logiciel *Fluent*, il existe différentes méthodes qui peuvent être utilisées telles que le schéma décentré premier ou seconde ordre. Selon le Guide de la théorie *Fluent* [132], ce dernier est préférable dans la plupart des cas. Cependant, tel que recommandé par *Fluent*, la solution doit être initialisée avec le schéma premier ordre décentré et quand une certaine convergence est réalisée, il peut être commuté au seconde ordre décentré. Ceci est fait en vue de limiter les problèmes de divergence. Un résumé des méthodes de discrétisation est donné dans le tableau 9.

Tableau 09: Schéma de discrétisation spatiale

| | |
|---------------------------|-------------------------|
| Gradient | Least Squares CellBased |
| Pressure | Second OrderUpwind |
| Momentum | Second OrderUpwind |
| Turbulent KineticEnergy | Second OrderUpwind |
| Specific Dissipation Rate | Second OrderUpwind |

Tous les calculs ont été effectués en utilisant le logiciel *ANSYS Fluent* avec une approche RANS, le modèle de turbulence utilisé pour les calculs 3-D est $k-\omega SST$ avec la correction de faible Reynolds “low-Re correction”, cette correction a été appliqué pour amortir la viscosité turbulente lorsque le nombre de Reynolds devient faible [132].

6.2.4 Résultats

Dans ce chapitre, les résultats de cinq simulations seront présentés. La quantité et le type de résultats que l'on peut extraire de ce type d'étude numérique est large, commençant par les forces aérodynamique, à la distribution de pression jusqu'à l'étude de sillage. Vu que le but de cette étude est le contrôle d'écoulement, les résultats restreindre à la distribution de pression sur la pale, les forces de portances, les forces de trainées, le couple généré et un aperçu général du champ d'écoulement autour du rotor.

En se référant à la littérature disponible, il a été constaté que la distribution de pression au niveau de différente station radiale de la pale est l'un des principaux paramètres à être analysée et comparée avec les données expérimentales. Ceci est principalement dû à la comparaison directe et simple à réaliser. En outre, la pression contrôle la plupart des phénomènes aérodynamiques, donc des erreurs dans les valeurs de pression vont probablement affecter d'autres paramètres aussi. Les distributions de pression calculée et expérimentale sont présentée dans les figures 74.a-c pour les sections $r/R=0.3, 0.47, 0.63, 0.80$ et les vitesses du vent $7.2, 12.85$ et 19.18 m.s^{-1} . Ces vitesses de vent couvrent les vitesses pré-décrochage, décrochage et post-décrochage.

À 7.2 m.s^{-1} , la distribution de pression calculée à toutes les sections de la pale est en bon accord avec les données expérimentales (Figure 74.a). À cette vitesse du vent, l'écoulement est complètement attaché et aucune séparation ne se produit. Pour la section $r/R=0.3$, on observe une déviation sur la surface supérieur de la pale où l'écoulement est séparé à 30% de la longueur de la corde, Cet écart est dû à la difficulté connus des modèles de turbulence RANS de résoudre les écoulements séparés.

À 12.85 m.s^{-1} , des écarts importants sont observées entre la distribution de la pression calculée et expérimentale sur l'extrados pour la section $r/R=0.3$ près de pied de la pale (figure 74.b). L'écart semble augmenter avec la vitesse du vent et surtout pour le côté d'aspiration, à

cette vitesse des forts tourbillons ont été formés près de la racine. Telle est la raison derrière un tel écart.

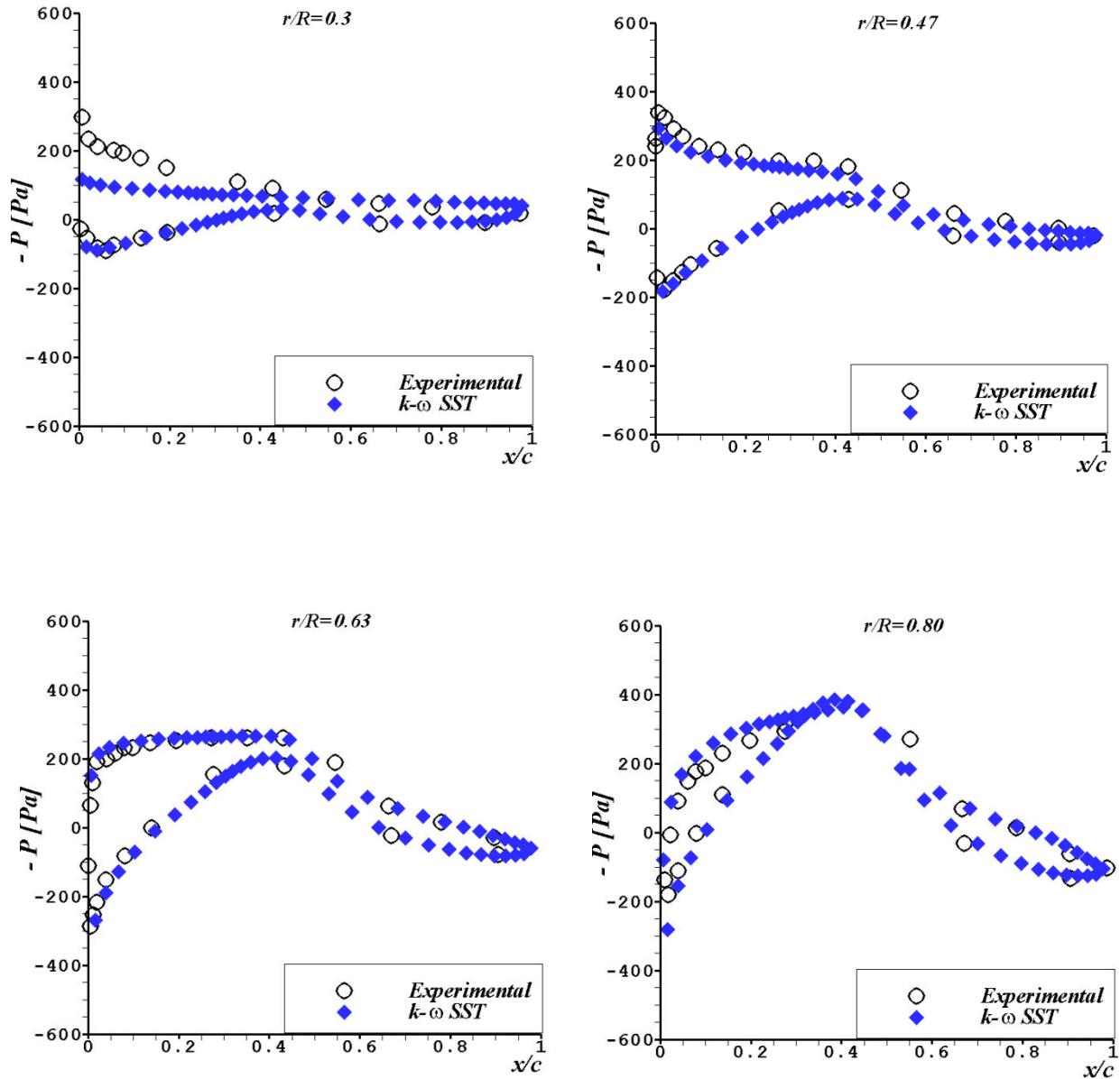


Figure 74.a: Comparaison de la distribution de pression calculé et expérimental pour différentes stations radiales à 7.2 m.s^{-1} , NREL Phase II

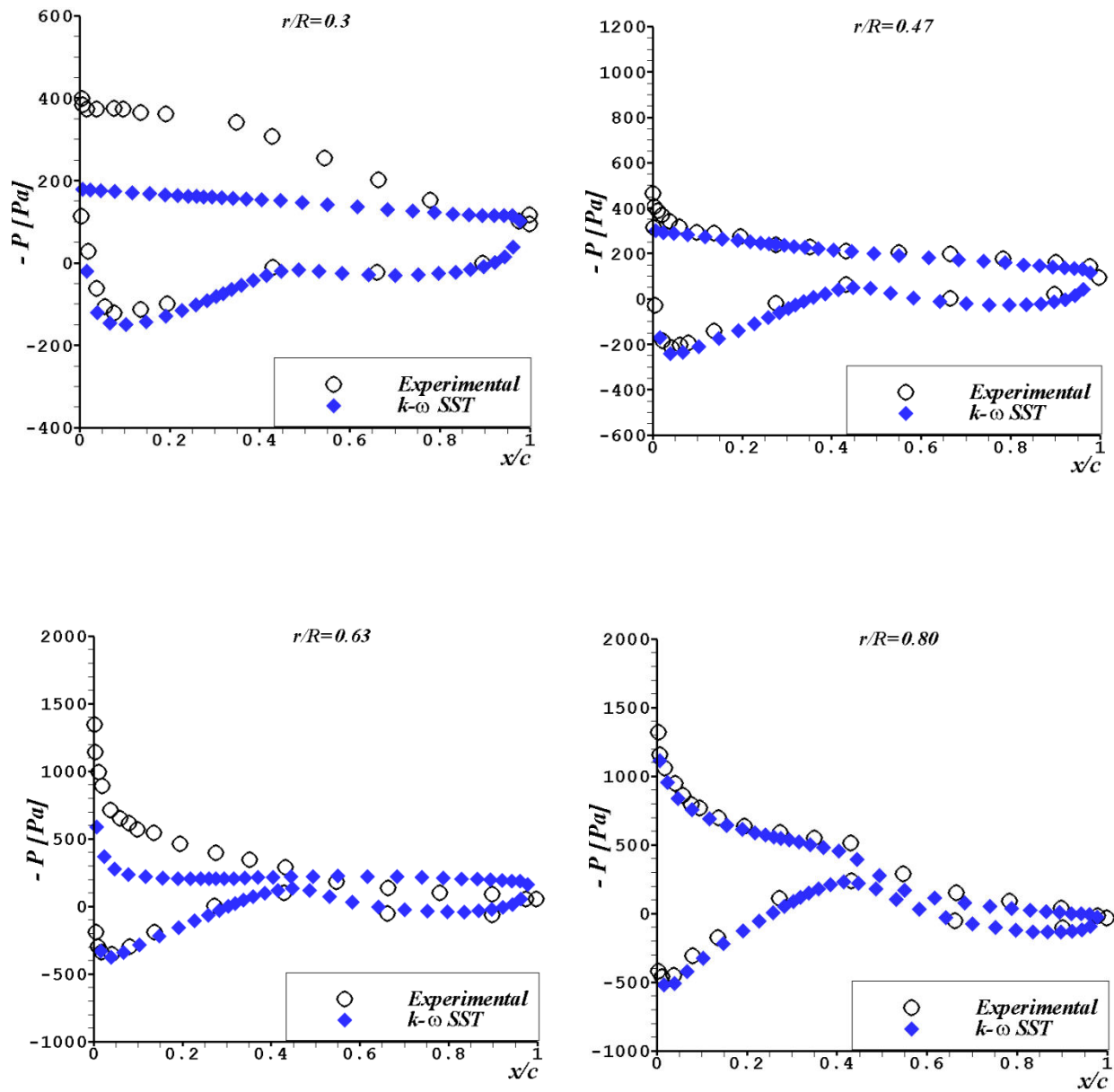


Figure 74.b: Comparaison de la distribution de pression calculé et expérimental pour différente stations radiale à 12.85 m.s^{-1} , NREL Phase II

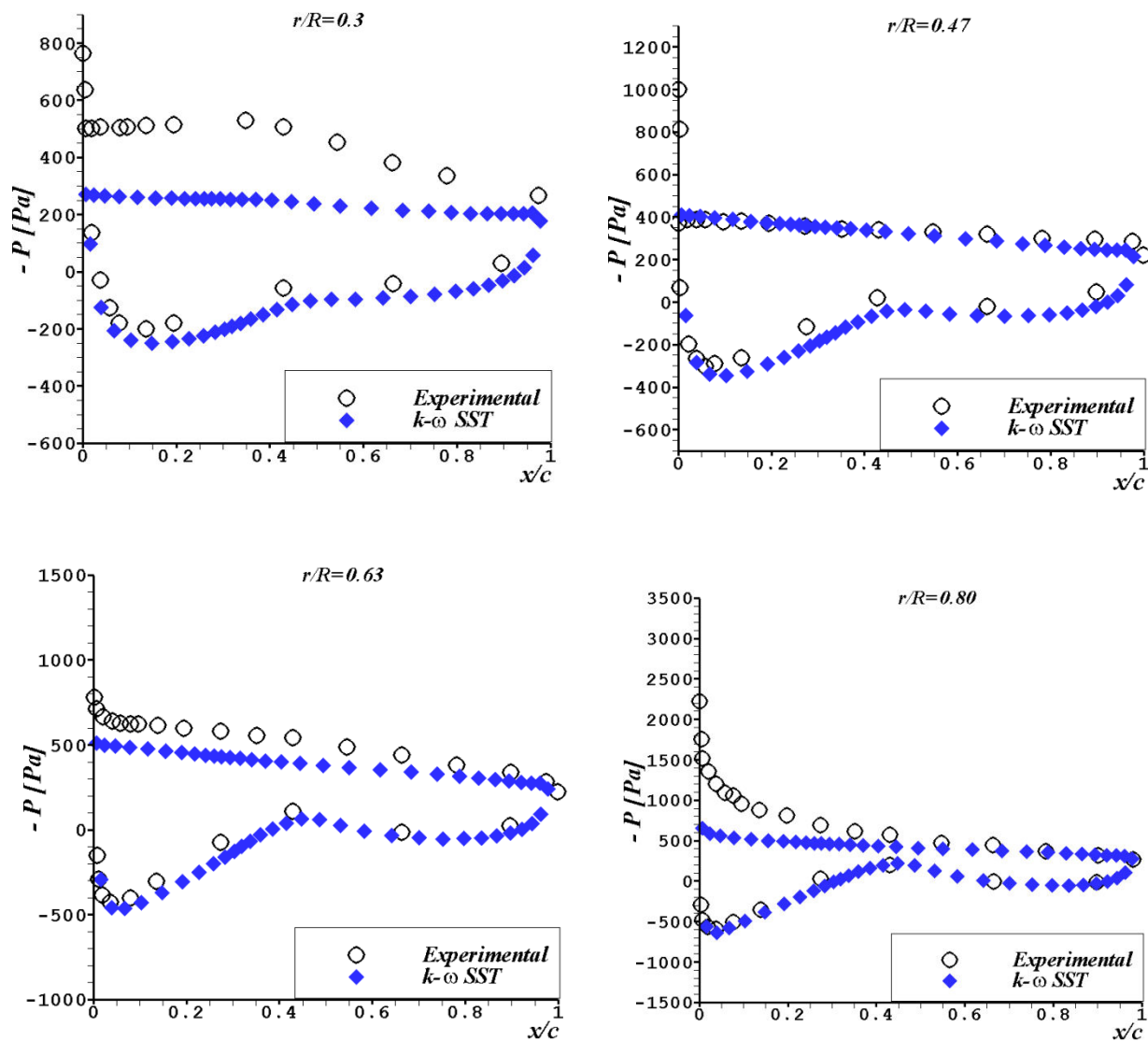


Figure 74.c: Comparaison de la distribution de pression calculé et expérimental pour différente stations radiale à 19.18 m.s^{-1} , NREL Phase II

À 19.18 m.s^{-1} , il existe encore un écart important dans la section $r/R=0.3$ sur le côté d'aspiration. Pour $r/R=0.8$ on observe un désaccord avec le résultat expérimental proche de bord d'attaque (coté aspiration) comme indiqué sur la Figure 74.c. À cette vitesse et en raison de la formation des tourbillons forts au niveau de la racine et le bout de la pale, il est très difficile de capturer les caractéristiques de la séparation en utilisant des modèles de turbulence RANS.

Comme la vitesse relative donne plus d'informations de l'aérodynamique de la pale, la séparation est étudiée en traçant les lignes de courant et le contour de la vitesse relative pour des différentes sections de la pale le long de l'envergure. Les cartographies ont été obtenues pour des vitesses de vent ; 7.2 , 12.85 et 19.18 m.s^{-1} . Le lecteur doit noter que la vitesse relative est celle

vu par le bord d'attaque de la pale et n'est pas celle vu au loin du rotor. Ce type de vitesse est préféré car il donne plus d'informations et détails de l'aérodynamique de la pale.

À 7.2 m.s^{-1} , on peut observer clairement que l'écoulement est attaché sur la majeure partie de la surface de la pale à l'exception de petites régions à $r/R = 0,3$ (figure 75.a). Les résultats obtenus confirment la discussion précédente (figure 74.a), où la distribution de pression est en bon accord avec les résultats expérimentaux. Figure 76.a donne des informations précises. En effet, on peut observer que, du côté d'aspiration la séparation paraît occuper la majeure partie de la surface supérieure de la pale à partir du bord d'attaque pour la section $r/R = 0,3$, où les lignes de courants changent leur trajectoire vers la direction de l'envergure ceci est due à l'accélération centrifuge [150] jusqu'à environ $r/R = 0,45$. Pour les autres sections l'écoulement est complètement attaché et aucune séparation ne se produit.

À 12.85 m.s^{-1} , la séparation semble être largement étendue à 63% de l'envergure, en outre la figure 76.b montre que les mouvements des lignes de courant vers la direction de l'envergure occupent maintenant la majeure partie de la pale du côté d'aspiration, sauf pour la région extérieure. Les effets de séparation sont amplifiés à toutes les sections pour la vitesse de vent de 19 m.s^{-1} , où la séparation occupe la majeure partie du côté aspiration sauf pour une petite zone à proximité du bout de la pale (figure 76.c). Ici selon l'analyse expérimentale, la pale se trouve dans des conditions de décrochage (post-décrochage), pour laquelle cette grande séparation de l'écoulement serait expliquée.

Il est clair que près du pied et du bout de la pale (*root and tip*), des forts effets 3-D se produisent. Lorsque l'écoulement se sépare, la force de Coriolis agit comme un gradient de pression favorable, ce qui provoque le recollement de l'écoulement et la réduction du volume de bulles de séparation. Cet effet produit une chute de pression le long de l'extrados et augmente la charge aérodynamique de la pale. D'autre part les forces centrifuges produisent un effet de pompage ce qui conduit à la déviation des lignes de courant dans le sens de l'envergure en direction du bout.

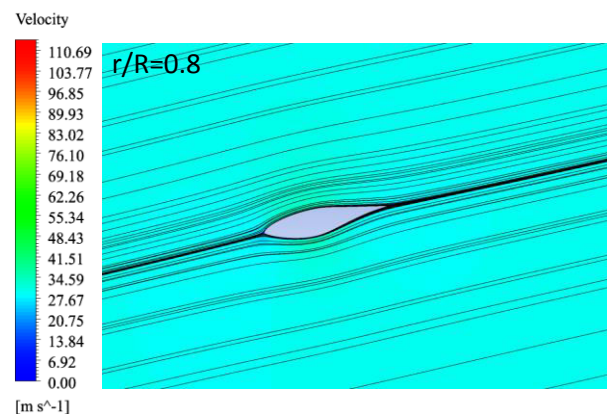
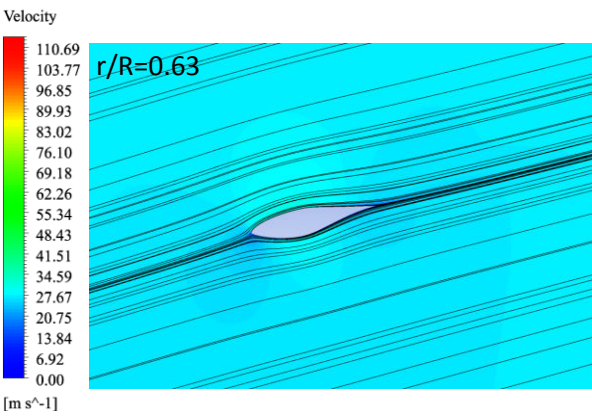
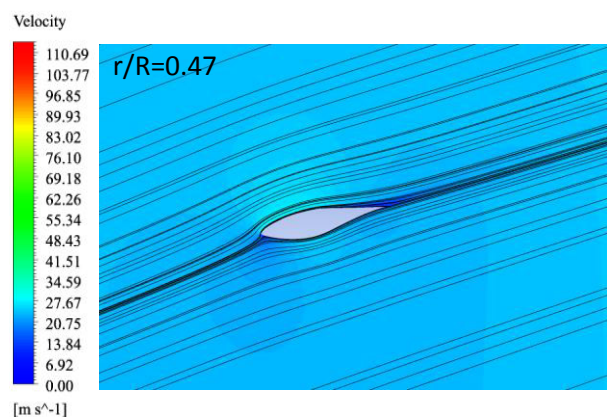
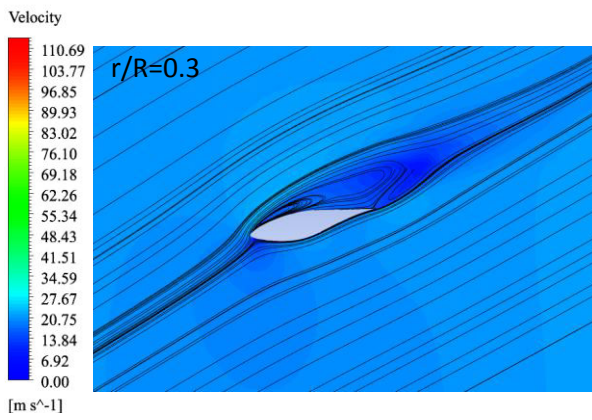
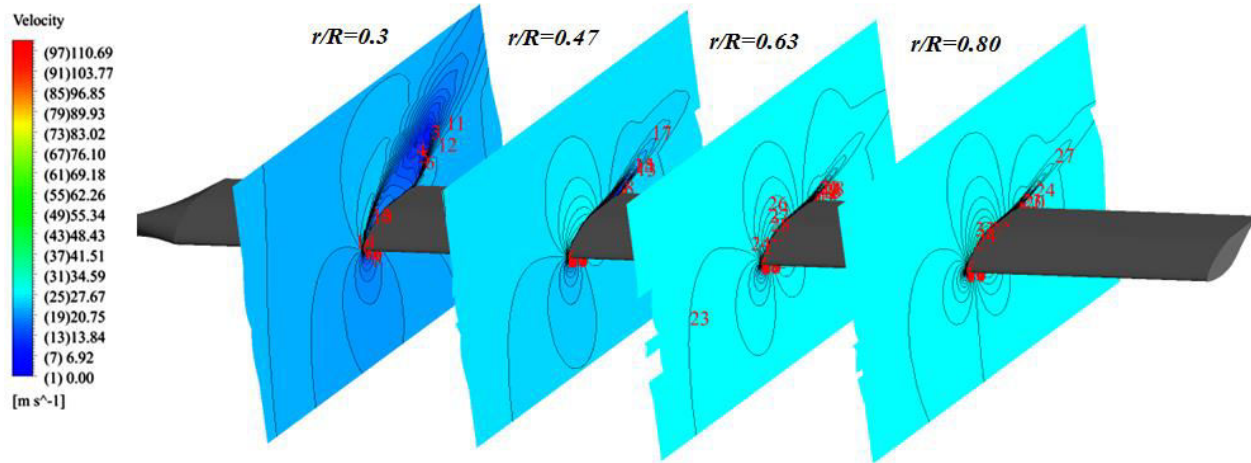


Figure 75.a : Contour de vitesse relative avec lignes de courant à 7.2 m.s⁻¹

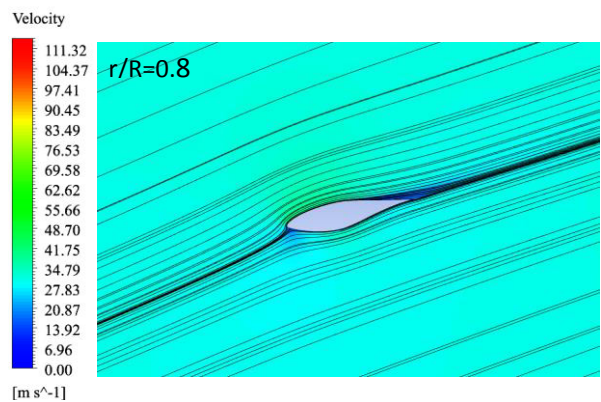
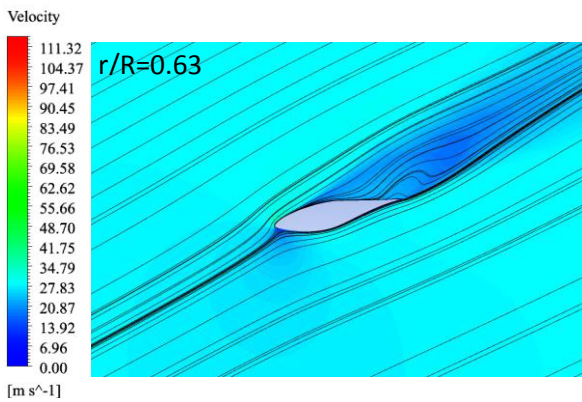
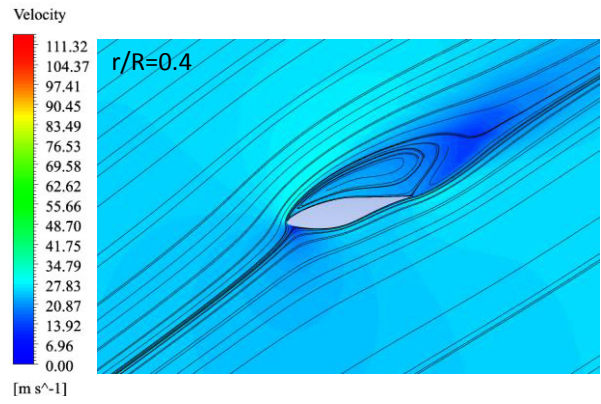
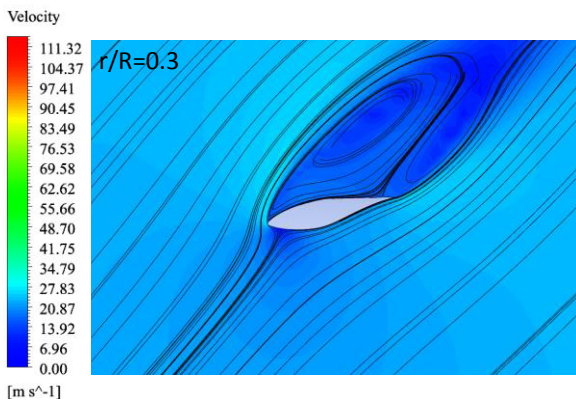
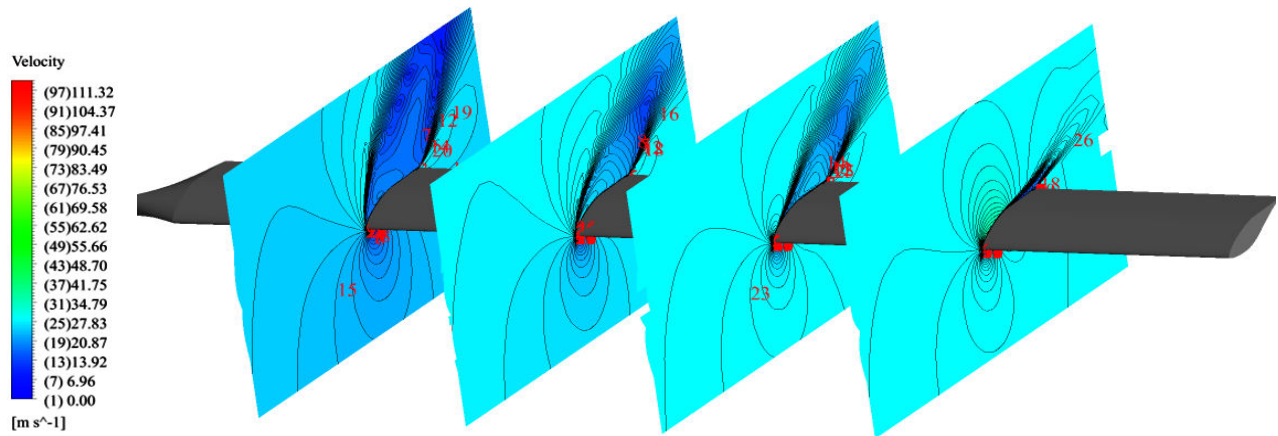


Figure 75.b : Contour de vitesse relative avec lignes de courant à 12.85 m.s⁻¹

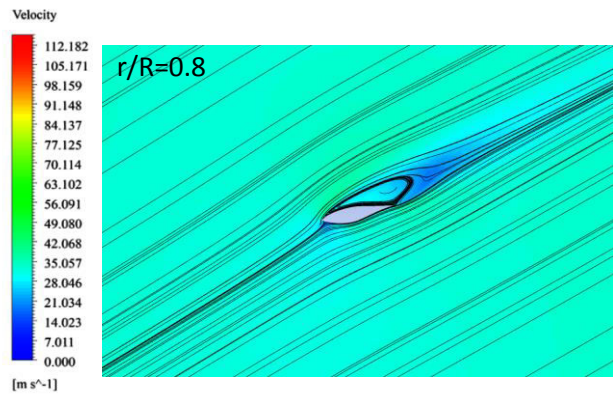
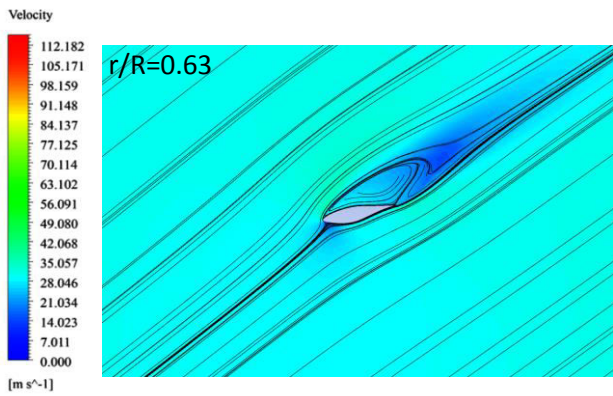
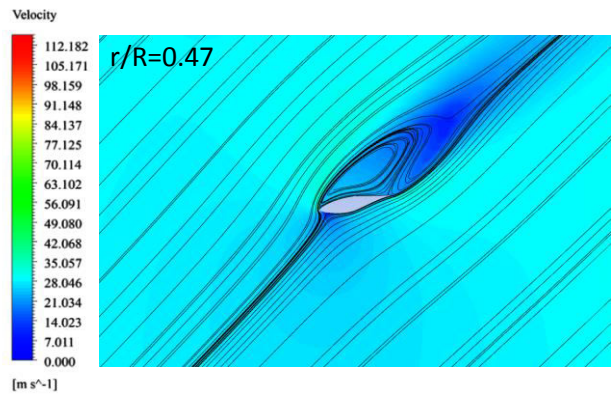
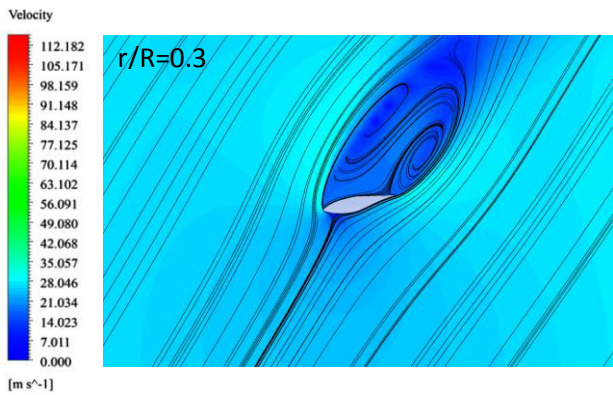
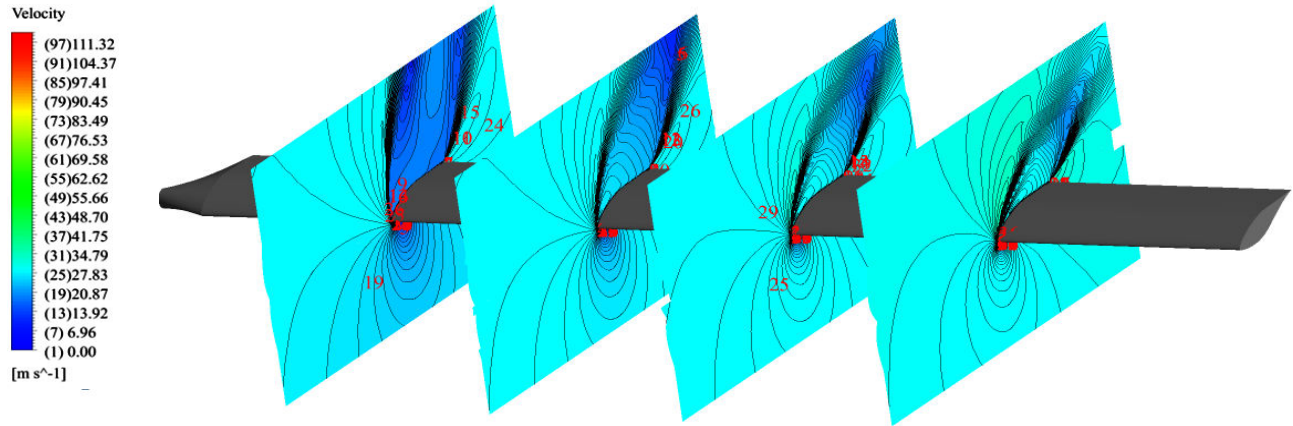


Figure 75.c : Contour de vitesse relative avec lignes de courant à 19.18 m.s⁻¹

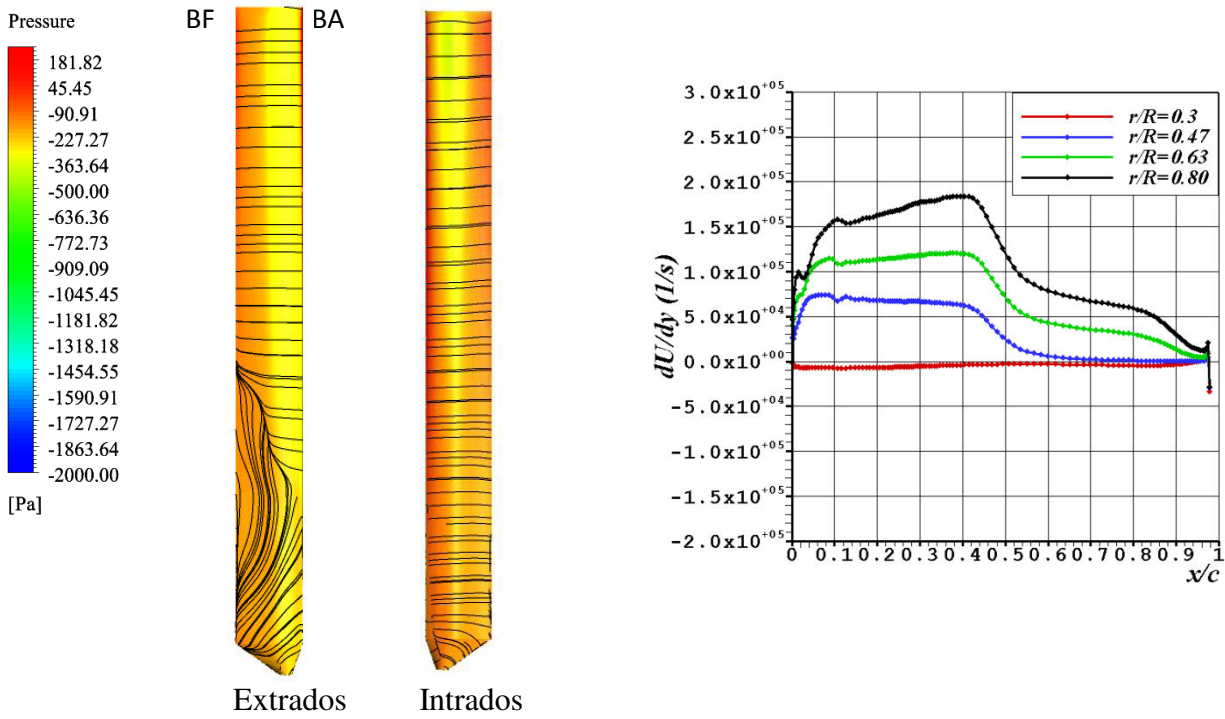


Figure 76.a : Lignes de courant colorées avec la pression statique (à gauche) et la distribution de la vitesse relative V_x suivant la direction verticale y en fonction de la corde relative (à droite), $U_\infty = 7.2 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

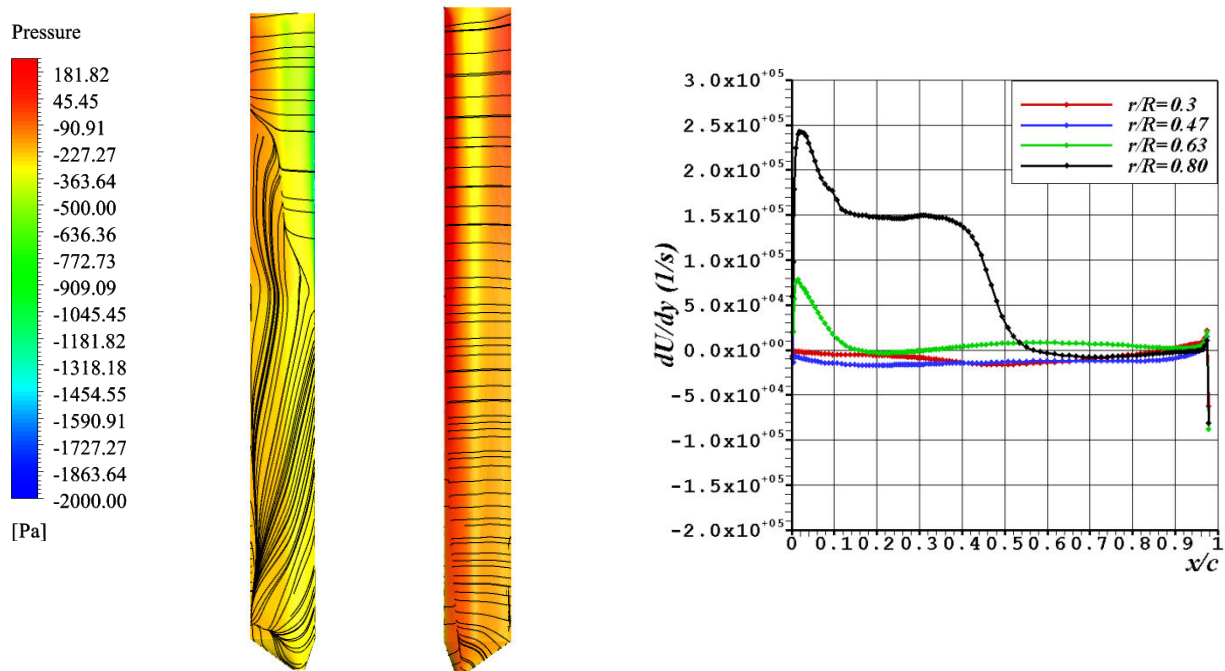


Figure 76.b : Lignes de courant colorées avec la pression statique (à gauche) et la distribution de la vitesse relative V_x suivant la direction verticale y en fonction de la corde relative (à droite), $U_\infty = 12.85 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

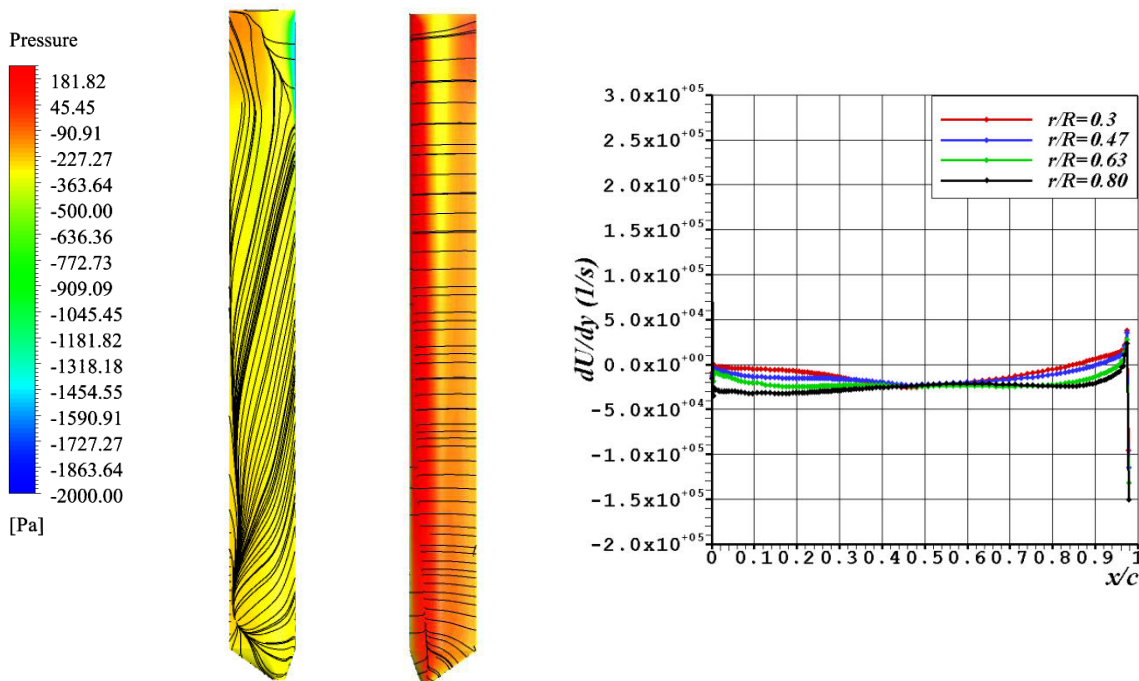


Figure 76.c : Lignes de courant colorées avec la pression statique (à gauche) et la distribution de la vitesse relative V_x suivant la direction verticale y en fonction de la corde relative (à droite), $U_\infty = 19.18 \text{ m.s}^{-1}$

La performance d'une éolienne peut être caractérisée par trois principaux indicateurs : la puissance, le couple et la poussée en fonction de la vitesse du vent [40]. La puissance détermine la quantité d'énergie captée par le rotor. Le couple (projection sur le plan de rotation) détermine la taille du réducteur de vitesses. Enfin, la poussée (perpendiculaire à la direction du rotor) du rotor a une grande influence sur la conception de la structure de la tour. En général, la conception de pale d'éolienne se concentrera dans la production de puissance maximale (couple maximal), tout en minimisant les charges du moyeu (force de poussée minimale). En ce qui concerne l'aérodynamique et l'objectif de ce travail, le plus important parmi les trois est en effet la puissance.

Dans la littérature, il existe plusieurs méthodes numériques qui ont été utilisées pour prédire la puissance et les charges aérodynamiques de l'expérience combinée de NREL Phase II rotor. La première méthode est une méthode connue sous le nom *YAWDYN BEM / AERODYN* développée par Hansen [156]. La deuxième méthode est une méthode connue sous le nom *VL CAMRAD II* développée par Johnson [157].

CAMRAD II a été développé à l'origine comme un code pour comprendre la dynamique et l'aérodynamique du véhicule pour l'industrie du giravion (hélicoptère), en suite il a été modifié

pour modéliser les éoliennes à axe horizontales (HAWT). Il utilise un réseau de vortex avec sillage libre (FW) modèle. En outre, le code *CAMRAD II* a la capacité de fonctionner en mode BEM. Les deux méthodes ont la capacité de simuler la dynamique des turbines battantes.

D'abord, les résultats de la puissance sont comparés avec les données expérimentales. Cependant dans les données expérimentales, en comparant la puissance du rotor (dérivé du couple) contre la puissance du générateur, il est constaté que l'efficacité ne correspond pas à l'efficacité publiée. Pour surmonter ce problème, un meilleur ajustement de la courbe entre la puissance mécanique et le générateur se trouve dans Réf [158] comme indiqué dans l'équation (6.6) ci-dessous :

$$P_{Generator} = 0.9036 P_{Mechanical} - 0.847 \quad (6.6)$$

La puissance calculée en fonction de la vitesse du vent est illustré dans la figure 77 avec les données expérimentales de IEA [151], les résultats numériques de *Aerodyn / Yawdyn* par Duque et al [158] et les résultats de BEM par Ceyhan [159]. Les résultats de la puissance mécanique ont été corrigés à partir de la puissance de générateur en utilisant l'équation (6.6). En générale, les résultats CFD pour la vitesse de vent de 7.2 à 12.85 m.s⁻¹ sont en bon accord avec ceux obtenus en utilisant la méthode BEM et ceux mesurés. En fait, à 10.56 m.s⁻¹ la valeur de la puissance calculée est inférieure à celle mesurée par 1.80%, et au fur à mesure que la vitesse du vent augmente l'erreur de puissance calculée augmente. À 12.85, 16.3 et 19.18 m.s⁻¹ la puissance calculée est inférieure à celle mesurée de 5.22, 20.36 et 28.19% respectivement. Les résultats montrent des écarts considérables à des vitesses de vent plus élevées. Pour les conditions de décrochage profondes (*deep stall condition*), l'incapacité du modèle RANS à prédire les charges aérodynamiques est bien connue.

La figure 78 montre une comparaison des coefficients de puissance mesurés et calculés pour différentes valeur de vitesses du vent et de paramètre de rapidité (la vitesse spécifique). Il est intéressant de noter que les calculs CFD réalisés avec *Fluent* ont une tendance similaire avec celle mesurés et avec les autres résultats numériques. Il est à noter que la valeur maximale du coefficient de puissance calculée est seulement d'environ 0.15, atteinte à la vitesse du vent de 10.56 m.s⁻¹ et la vitesse spécifique 3.59. La valeur est bien inférieure à la limite de Betz (0.593). À ce jour, aucune éolienne conçue n'est capable de dépasser cette limite. Le coefficient de puissance des éoliennes actuellement en exploitation est inférieure à 0.593 et celle de l'éolienne de petite ou moyenne taille récemment commercialisée est d'environ 0.45 [150]. Pour les valeurs élevées des vitesses du vent le décrochage joue un rôle majeur dans la réduction de l'efficacité aérodynamique globale.

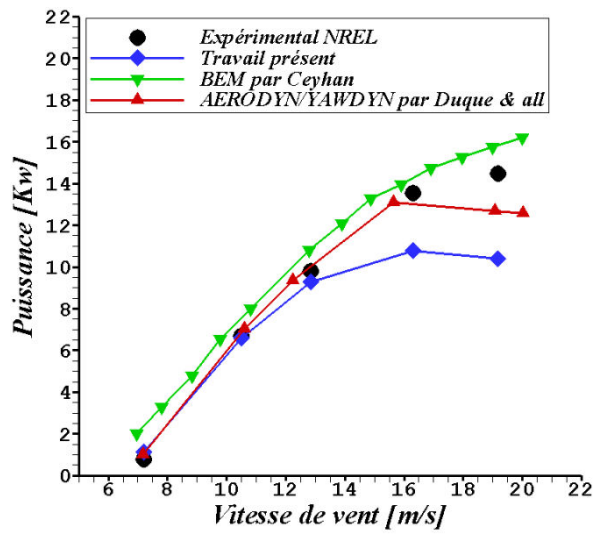


Figure 77 : Variation de la puissance en fonction de la vitesse du vent

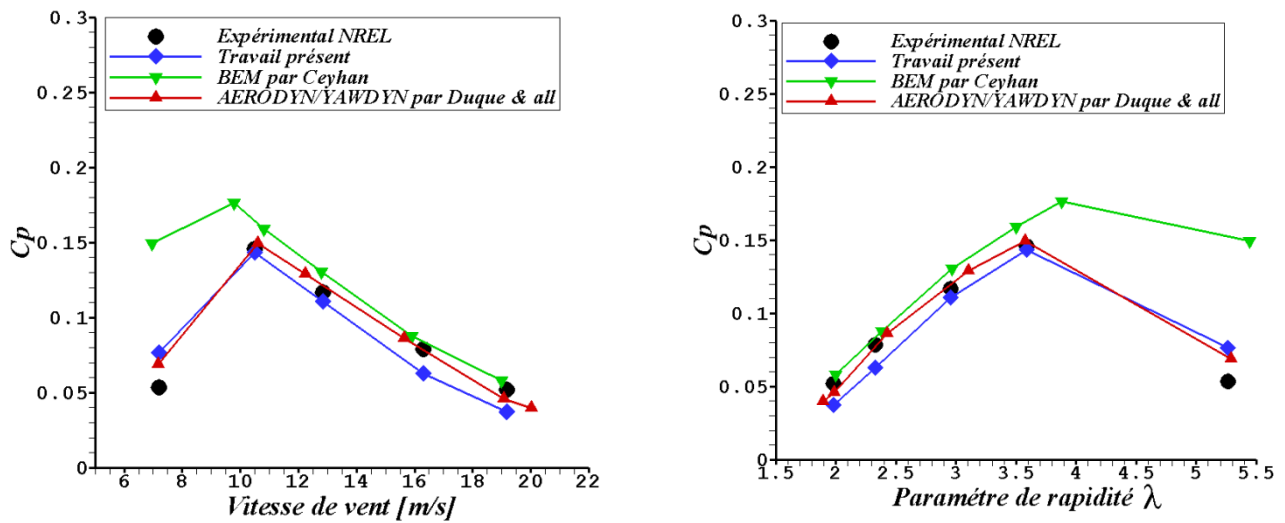


Figure 78 : Variation du coefficient de puissance en fonction de la vitesse du vent (à gauche) et en fonction du paramètre de rapidité λ (à droite)

6.2.5 Détermination de l'angle d'attaque de la pale rotative

Les effets de rotation pourraient être étudiés et identifiés, en comparant les calculs 3-D de la pale en rotation avec les situations 2-D correspondantes. Néanmoins, les conditions d'écoulement dans les deux cas doivent être soigneusement choisies d'une manière cohérente. Il est bien connu que la similarité de propriété de l'écoulement pourrait être atteinte si le nombre de Reynolds est maintenu le même [33], mais dans la théorie des sections d'aile un autre paramètre-clé doit être considéré, à savoir l'angle d'attaque. L'angle d'attaque est un concept 2-D. Il est défini comme étant l'angle géométrique entre la direction de l'écoulement relatif et la corde du profil aérodynamique. Par conséquent, trouver un angle d'attaque local équivalent pour l'écoulement 3-D n'est pas trivial. Pour une pale rotative, par exemple, l'écoulement passant par une section de pale est influencée par la circulation lié à la pale. En outre, une complication supplémentaire découle de l'effet 3-D au niveau du pied et du bout de la pale.

La théorie classique BEM suppose un comportement 2-D à tous les positions le long de l'envergure. Bien que cette hypothèse fonctionne très bien dans la région au milieu de la pale (*midboard*), contrairement au pied et au bout de la pale où il y a des forts tourbillons. En fait, il est également constaté que les hypothèses 2-D ne fonctionnent pas aussi dans les régions au milieu de la pale, si la distribution de la charge aérodynamique de la pale n'est pas uniforme [160]. Il est nécessaire de définir un angle d'attaque effectif pour les pales d'éoliennes en particulier dans la racine et les régions de l'extrémité parce que, aujourd'hui la plupart des codes aérodynamiques utilisent "2-D polaires" pour estimer les forces sur les pales d'éolienne. Les Codes basés sur la théorie classique BEM ont été corrigés pour les effets 3-D près de la région de la racine à l'aide des modèles de correction pour l'augmentation de la portance rotative, et près du bout en utilisant des facteurs de correction tels que Prandtl. Il existe plusieurs méthodes d'estimation de l'angle d'attaque effectif sur la pale d'éolienne. Après avoir vérifié l'accord entre les sorties de ces stratégies, la méthode de BEM inverse a été finalement choisi pour toutes les autres investigations.

▪ Méthode inverse BEM

La méthode inverse de BEM, motivé par certains travaux antérieurs [135, 161, 162], utilise les forces normales et tangentielles prédéterminées sur la pale, F_N et F_T , obtenues à partir des expériences ou des calculs CFD, pour calculer le facteur d'induction locale, ainsi que les angles d'attaque locaux effectif et les forces de portance et de trainée pour chaque section de la pale. L'algorithme inverse de BEM sur la base des distributions de pression calculé (calcul 3-D fait précédemment), est résumé ci-dessous :

- (i) La pression et la contrainte de cisaillement calculées à chaque section de la pale NREL Phase II sont d'abord chargées dans le code, et les forces normales et tangentielles F_N et F_T à quatre différents emplacements radiaux (30, 47, 63, 80% de l'envergure) sont calculées à partir des relations suivantes:

$$F_{N,i} = \oint \vec{p} \cdot \vec{e}_n dl \quad (6.7)$$

et

$$F_{T,i} = \oint \vec{p} \cdot \vec{e}_t dl \quad (6.8)$$

- (ii) Initialisation des facteurs d'induction axial (a) et tangentielle (\hat{a}), typiquement $a = \hat{a} = 0$.

- (iii) Calcul de l'angle d'incidence effectif ϕ (figure 79) comme suit :

$$\phi_i = \tan^{-1} \left[\frac{(1-a_i)U_\infty}{(1+\hat{a}_i)r\omega} \right] \quad (6.9)$$

- (iv) Calcul des nouvelles valeurs de a et \hat{a} :

$$a_{new,i} = \frac{1}{\frac{8\pi r f \sin^2 \phi_i}{cBC_{N,i}} + 1} \quad (6.10)$$

et

$$\hat{a}_{new,i} = \frac{1}{\frac{8\pi r f \sin \phi_i \cos \phi_i}{cBC_{T,i}} - 1} \quad (6.11)$$

- (v) Si la différence entre les nouvelles valeurs de $[a, \hat{a}]$ et $[a_{new}, \hat{a}_{new}]$ est supérieure à une certaine tolérance, passez à l'étape 2. Sinon, continuer.

- (vi) Calcul de C_l , C_d et de l'angle d'attaque effectif comme suit :

$$C_{l,i} = C_{N,i} \cos \phi_i + C_{T,i} \sin \phi_i \quad (6.12)$$

et

$$C_{d,i} = C_{N,i} \sin \phi_i - C_{T,i} \cos \phi_i \quad (6.13)$$

$$\alpha_i = \phi_i - \theta_i \quad (6.14)$$

Où θ (12° le long de l'envergure) est l'angle de calage (figure 79).

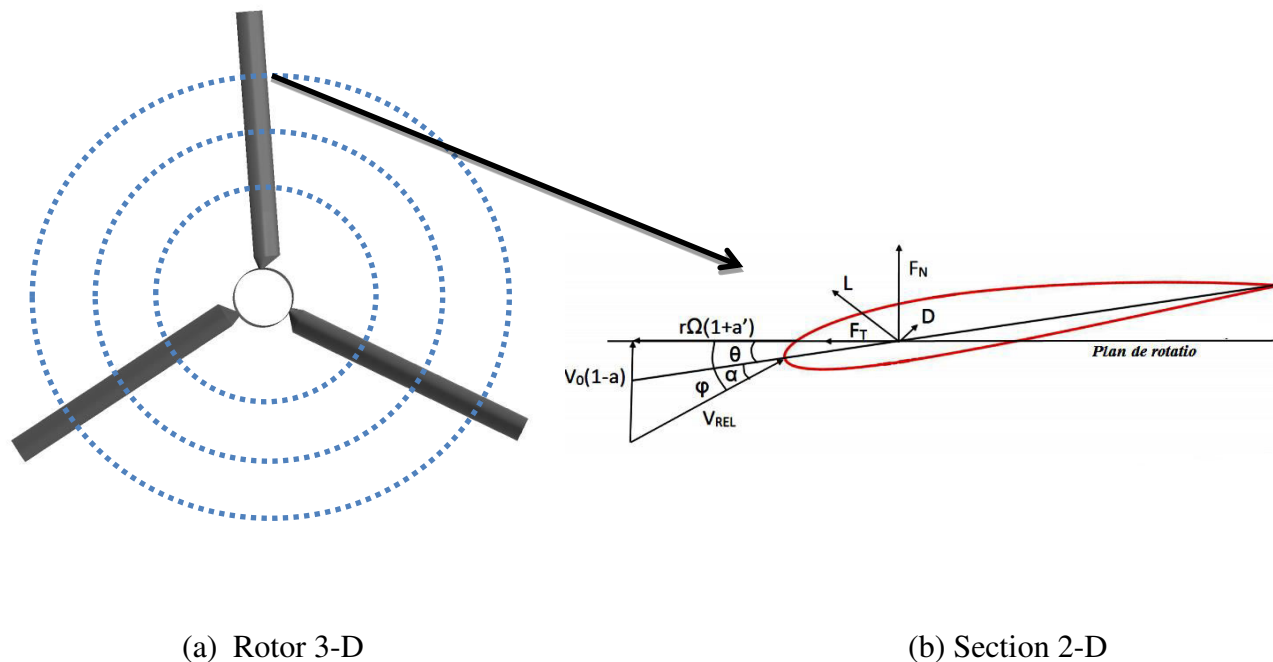


Figure 79 : Différentes positions de l'envergure sur lesquels les données CFD ont été extraites et utilisées dans l'algorithme inverse.

▪ Résultats

Dans cette partie, la méthode inverse BEM a été utilisée pour déterminer l'angle d'attaque de l'écoulement 3-D se passe sur le rotor NREL Phase II. Les calculs Navier-Stokes ont été effectués précédemment pour des vitesses de vent de 4, 5, 6,7.2, 8, 12.85, 16.3 et 19.18 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ avec le logiciel *Fluent*. Une comparaison a été faite entre les résultats obtenus en utilisant la méthode mentionnée ci-dessus et les données expérimentales de l'essai qui a été réalisé dans la soufflerie de *Colorado State University* (CSU) [163] et *Ohio State University* (OSU) [130], et les données expérimentales de NREL Phase II [163].

Les coefficients de portance et de traînée pour différentes positions radiales $r/R = 0.3, 0.47, 0.63, 0.80$ sont représentées dans la figure 80.a et b. Nous pouvons voir que les valeurs du coefficient de traînée montre une bonne concordance avec celles de l'expérience pour tous les sections de la pale, particulièrement pour les sections à $r/R = 0.63, 0.8$. Cependant, les valeurs du coefficient de portance sont en accord raisonnable pour les petites valeurs d'angle d'attaque et commencent à dévier par rapport aux données expérimentales quand l'angle d'attaque augmente. À $r/R = 0.30$, on observe que il y a un écart considérable de coefficient de portance par rapport aux données expérimentales en 2-D, due à l'effet 3-D présente dans la couche limite d'une pale

en rotation. Pour la même section (30%), en comparant avec les données expérimentales de NREL on observe qu'ils ont presque la même tendance.

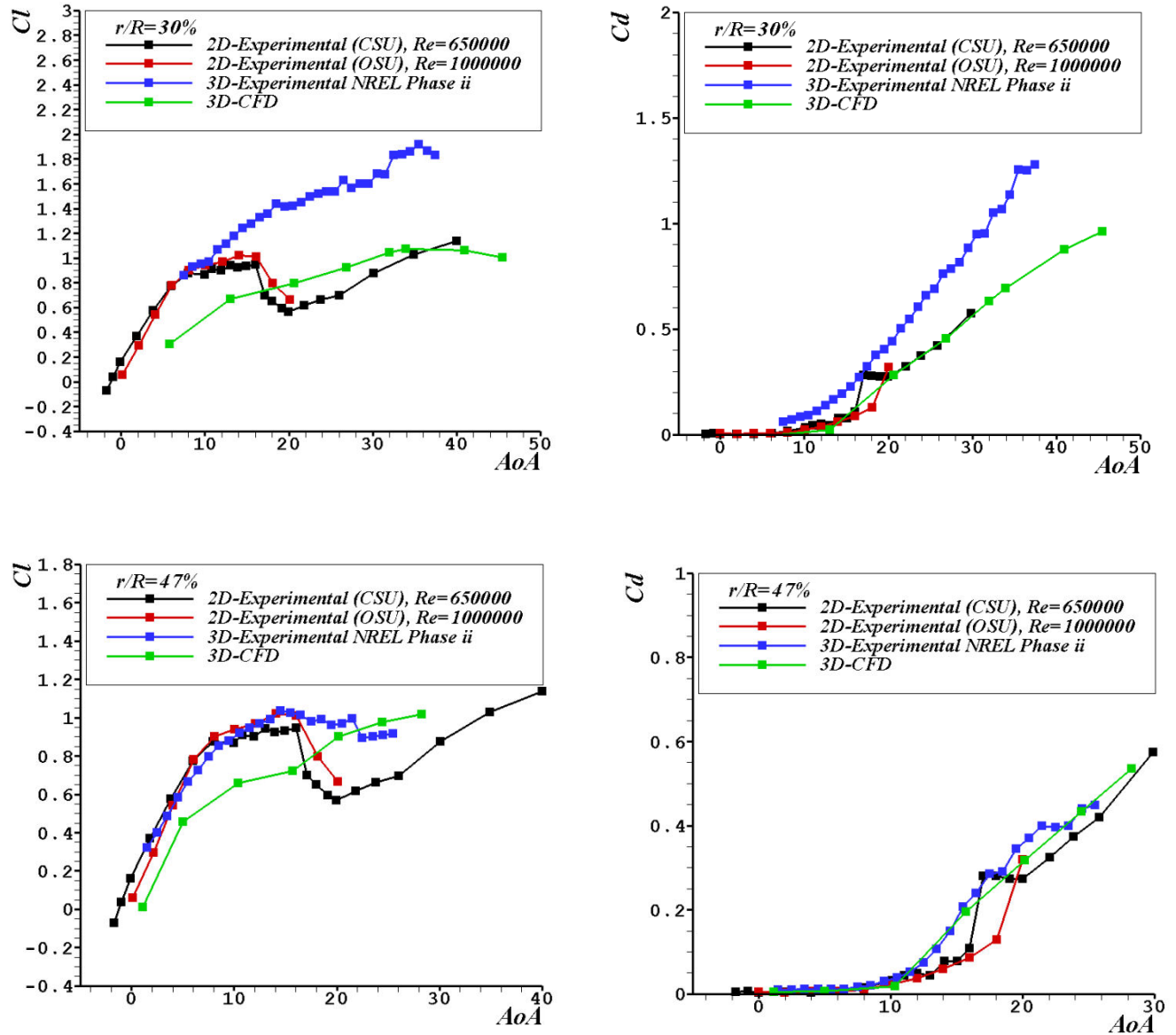


Figure 80.a : Comparaison de C_l (à gauche) et C_d (à droite) de la pale en rotation avec les données expérimentales [163], $r/R=30\%$, 47% .

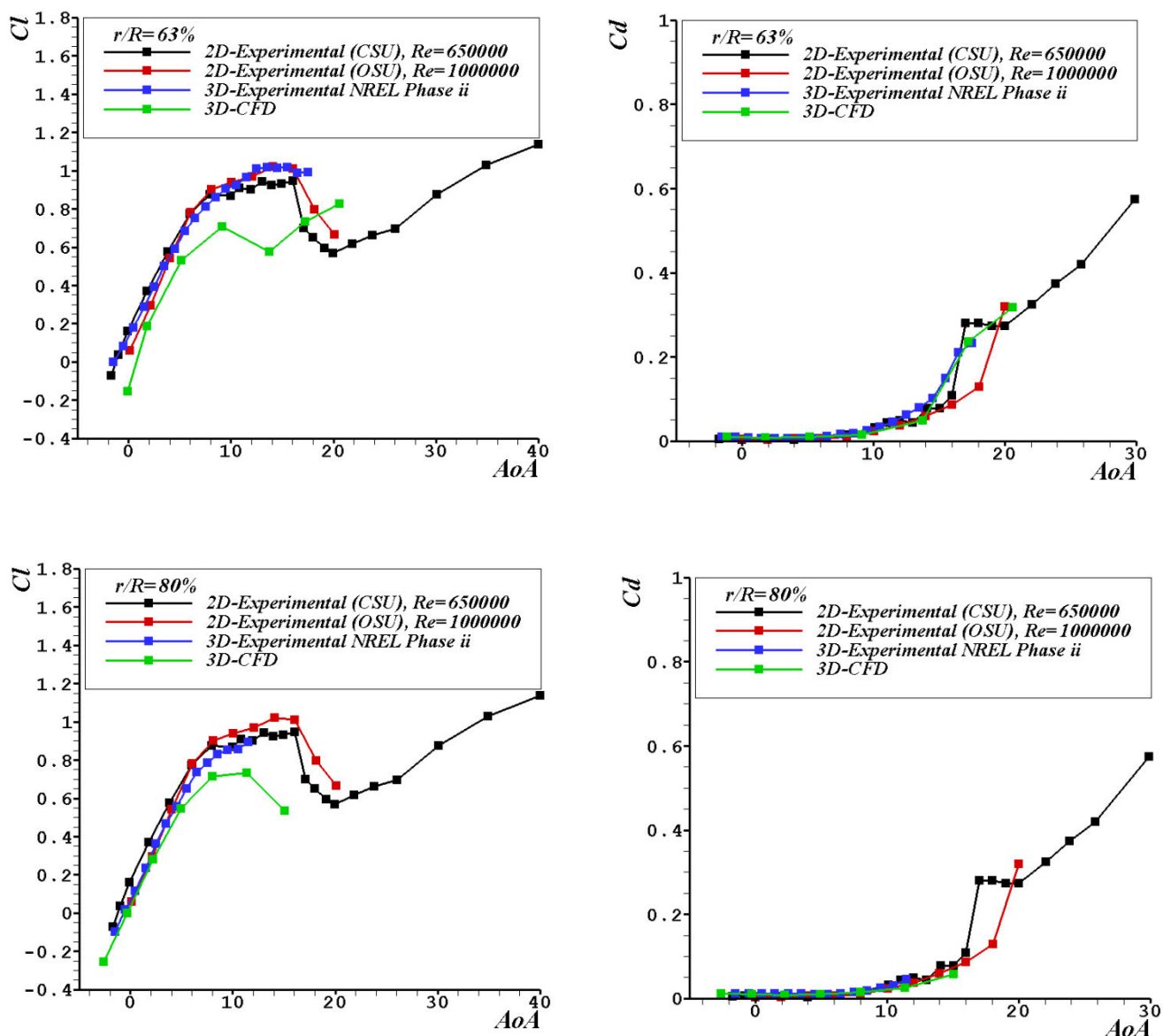


Figure 80.b : Comparaison de C_l (à gauche) et C_d (à droite) de la pale en rotation avec les données expérimentales [163], $r/R=63\%$, 80% .

Bien que la tendance générale soit similaire pour toutes les sections de l'envergure, de grands écarts existent entre le cas 2-D et 3-D. La détermination de l'angle d'attaque effectif expérimentalement ou numériquement est une tâche difficile et on a besoin de beaucoup à faire pour une meilleure dérivation des angles d'attaque pour l'écoulement 3-D d'une pale rotative.

6.3 L'effet de rotation sur le système de contrôle

Comme il a été démontré ci-dessus, les caractéristiques aérodynamique de la pale sont considérablement affectées par la rotation (les forces de Coriolis et Centrifuge). Dans cette section, on va déterminer l'influence de la rotation sur le système de contrôle. En se basant sur l'étude paramétrique de la pale avec fente qui a été réalisé précédemment (calcul 2-D), les paramètres de la configuration de la fente optimale ont été adoptés pour le calcul 3-D. i.e. la position (X), la pente (ψ) et la largeur (Y) de la fente.

Vu que l'angle d'attaque ainsi que le point de séparation de la couche limite pour un écoulement 3-D en rotation varient le long de l'envergure de la pale pour la même vitesse de vent (figure 76 et 81), la détermination de la position optimale de la fente pour toutes les sections de la pale n'était pas possible. Finalement, il a été décidé de choisir la position de la fente basant sur la section à mi-envergure ($r/R=0.5$) et la vitesse de vent 10 m.s^{-1} .

En raison de la performance limitée des moyens de calcul (processeur i7, 16 Gb de ram), il était nécessaire de minimiser le nombre de cellule pour la configuration de contrôle (au niveau de la fente). Pour cette raison, on a appliqué la fente seulement pour la partie active de la pale (de 30% à l'extrémité de la pale) comme illustré sur la figure 82.a. Un maillage hexaédrique d'environ 4,2 millions de cellules a été généré avec 24×10^3 cellules au niveau de la fente (figure 82.b en bleu). Le modèle de turbulence $k-\omega$ SST a été choisi pour toutes les calculs stationnaires CFD.

L'effet de rotation a été étudiée pour la position de la fente $X=30\%$ (de la longueur de la corde), la pente $\psi = -60^\circ$ et la section convergé de la fente $Y_1/Y_2=3$, les résultats de coefficient de puissance sont présentés sur la figure 83 pour différentes vitesse de vent ; $U_\infty=7.5, 10, 12.5, 15 \text{ m.s}^{-1}$.

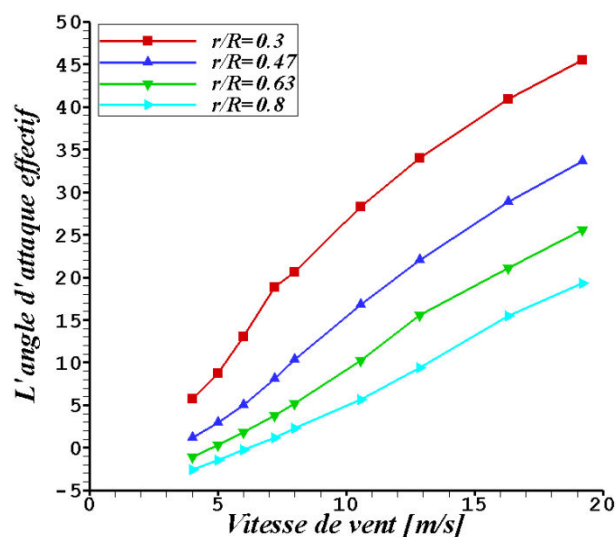


Figure 81 : L'angle d'attaque effectif en fonction de la vitesse du vent pour $r/R= 0.3, 0.47, 0.63, 0.80$.

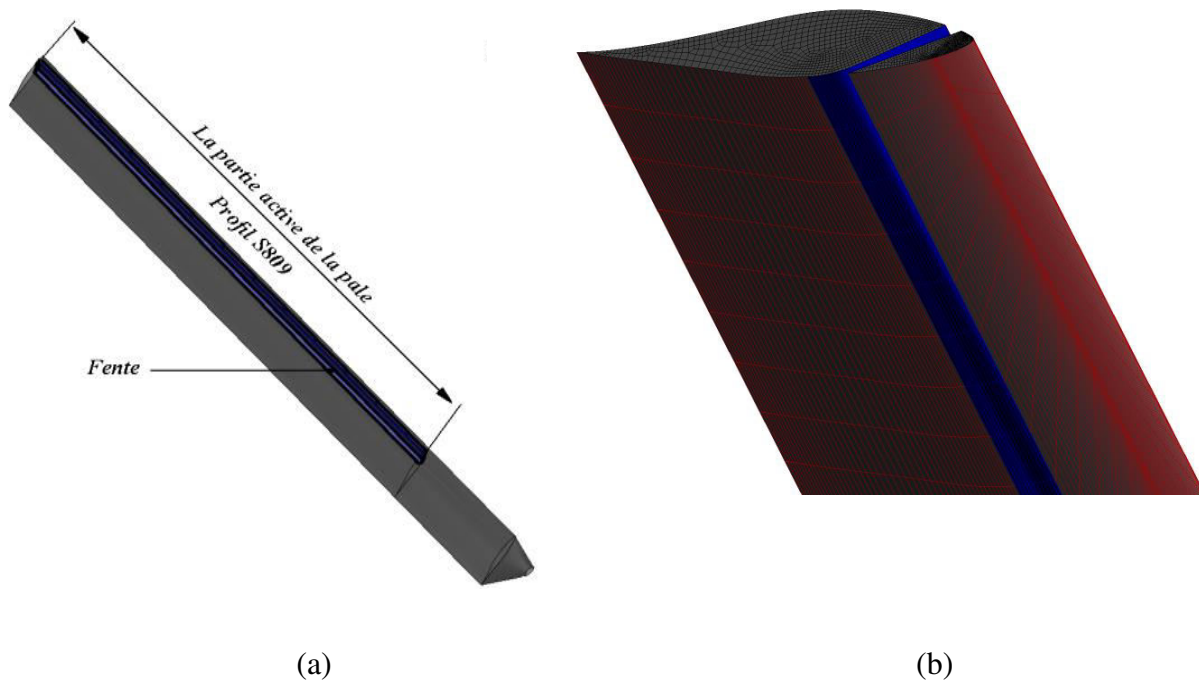


Figure 82 : Caractéristiques géométriques et maillage de la fente

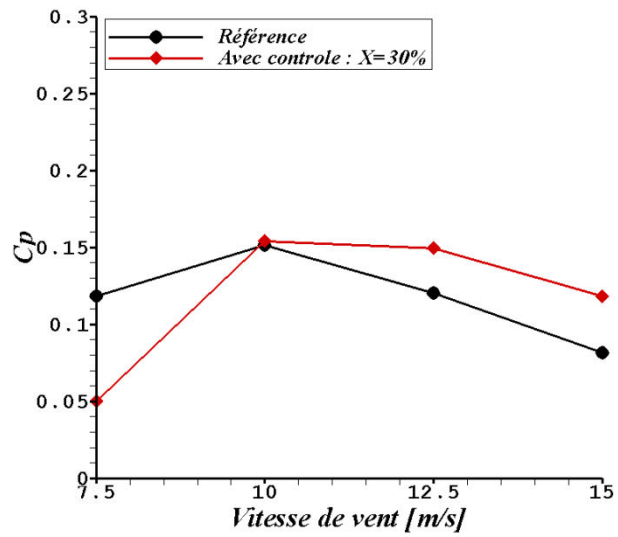


Figure 83 : Variation du coefficient de puissance en fonction de la vitesse du vent

À $U_\infty = 7.5 \text{ m.s}^{-1}$, on observe une diminution significative (57.73%) du coefficient de puissance de la configuration avec contrôle par rapport à la configuration de référence (sans contrôle). Pour $U_\infty = 10 \text{ m.s}^{-1}$, une légère amélioration de 1.64% a été observé par rapport à la configuration de référence. À $U_\infty = 12.5 \text{ m.s}^{-1}$, la valeur de C_p de la configuration avec contrôle surpasse clairement celle de la configuration de référence, et le taux d'amélioration est de 24.06%. Similaire pour la vitesse du vent 15 m.s^{-1} , où l'augmentation maximale du coefficient de puissance de la configuration de contrôle a été observé et ce taux était de 45,63%. Les résultats obtenus montrent que la présence de la fente ne conduit pas toujours à l'amélioration des performances aérodynamiques de la pale, néanmoins l'efficacité du système de contrôle est clairement remarquée pour les vitesses du vent élevées (décrochage et post-décrochage).

La figure 84 illustre les lignes de courant coloré par la pression statique sur le côté supérieur de la pale pour la configuration avec contrôle et la configuration de référence. À $U_\infty = 7.5 \text{ m.s}^{-1}$, on observe que l'écoulement est attaché sur la majeure partie de la surface supérieure de la pale de la configuration de référence, excepté la zone près de la racine. Au fur et à mesure la vitesse du vent augmente la surface séparée est élargie. Pour la même vitesse du vent, on observe que la séparation de la couche limite a été presque supprimée dans la partie active de la configuration avec contrôle. Pour les autres vitesses de vent, la séparation est considérablement retardée dans la zone au milieu de la pale et a été éliminé complètement dans la zone extérieure. D'après les figures 83 et 84, on constate que la fente n'est pas efficace pour les faibles vitesses du vent (faible angle d'attaque) où l'écoulement est généralement attaché.

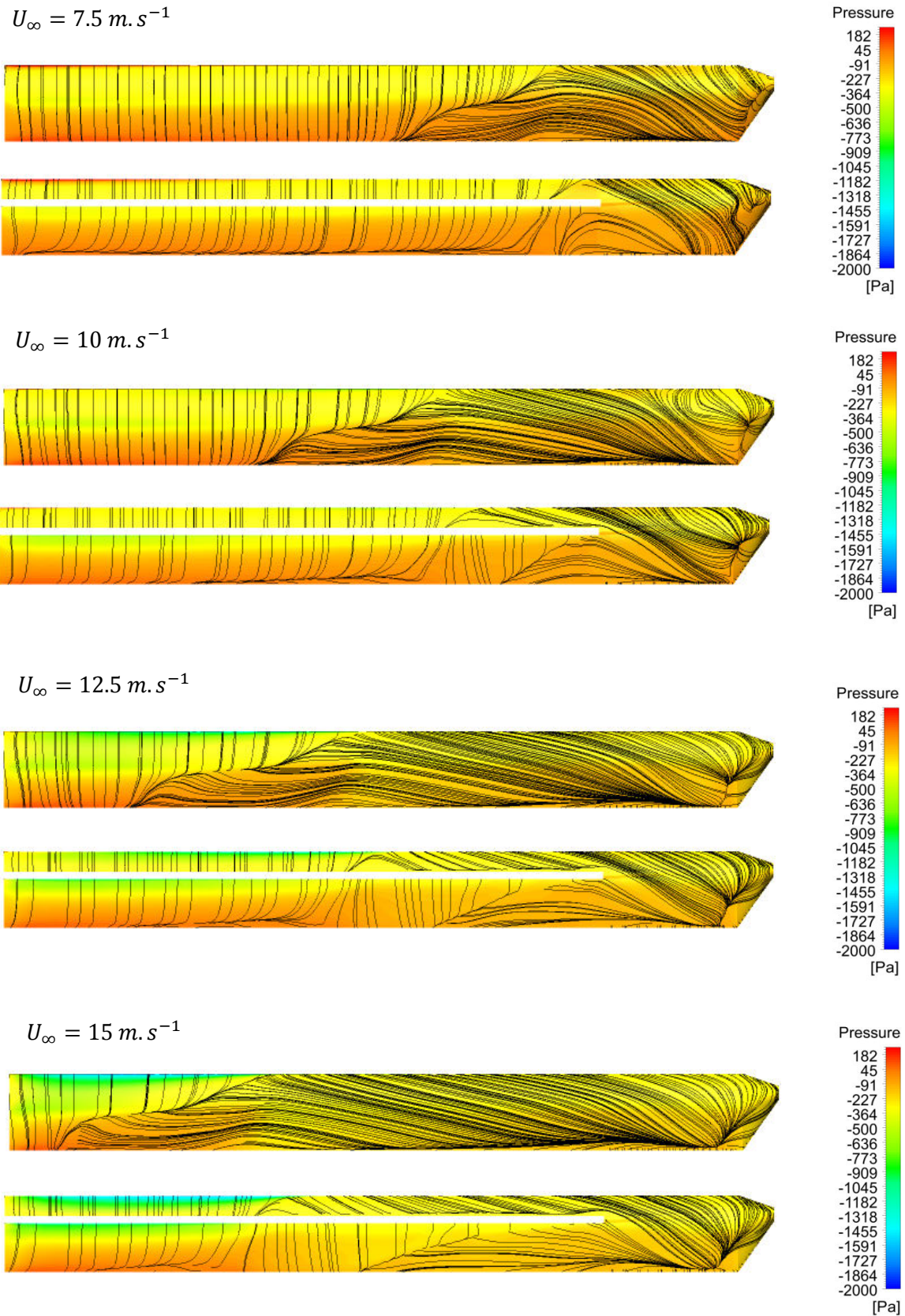


Figure 84 : Vue comparatif des lignes de courant sur l'extrados de la pale, comparaison entre la configuration avec contrôle (en bas) et la configuration de référence (en haut)

6.4 Conclusion

Les caractéristiques aérodynamiques d'une éolienne à axe horizontal sont prédites au moyen du logiciel *Fluent*. Malgré l'accessibilité à l'étude du champ d'écoulement de l'éolienne, les effets de rotation, le phénomène de séparation et l'interaction du sillage tourbillon, qui la transforment en une complexe tâche.

En première lieu, l'étude numérique du comportement aérodynamique de l'éolienne à axe horizontal (HAWT) et la validation de la simulation avec les données expérimentales disponibles a été réalisée. Les simulations numériques permettent également la prédiction des caractéristiques de base de l'évolution du sillage en aval du rotor. Différents aspects du champ d'écoulement de HAWT sont résolus avec une bonne précision, malgré les différentes échelles impliquées. Les simulations ont été validées et évaluées par rapport à des données aérodynamiques expérimentales.

Ensuite, La méthode inverse BEM a été utilisée pour déterminer l'angle d'attaque de l'écoulement 3-D passe sur le rotor NREL Phase ii. La tendance générale des coefficients de portance et de traînée sont similaire pour toutes les sections de l'envergure particulièrement au niveau de la partie extérieure de la pale. Cependant la détermination de l'angle d'attaque effective est encore une tâche difficile et on a besoin de beaucoup à faire pour une meilleure dérivation de ce dernier pour l'écoulement 3-D d'une pale rotative.

Finalement, l'effet de rotation sur le système de contrôle a été étudié en se basant sur les paramètres optimaux de la configuration de contrôle obtenus dans l'étude 2-D. Le système de contrôle a montré sa capacité à retarder la séparation de la couche limite. Cependant l'amélioration de la performance aérodynamique a été prouvée pour les vitesses du vent moyennes et élevées où l'écoulement est généralement décollé. Pour la faible vitesse (faible angle d'attaque) l'addition de la fente n'est pas du tout efficace. Compte tenu du fait que les pales d'éolienne fonctionnent habituellement à des angles d'attaque élevé, la fente augmentera potentiellement la performance globale du rotor et le rendement énergétique des éoliennes.

CHAPITRE 7:

Conclusion générale

Conclusion générale et perspectives

Les travaux de recherche en cours axés sur une enquête détaillée, la simulation des différentes configurations ont été effectués pour obtenir une meilleure compréhension du contrôle de l'écoulement pour le développement d'une nouvelle génération de pales d'éolienne. Plusieurs questions ont été abordées, notamment en ce qui concerne la séparation de la couche limite et l'effet de rotation sur le système de contrôle. Les résultats des calculs étaient tout à fait satisfaisants et, à notre avis, ils peuvent représenter une bonne base pour les travaux futurs dans ce domaine. Les résultats les plus significatifs sont résumés ci-dessous.

- La capacité de méthode CFD-RANS pour le calcul des performances et des charges aérodynamiques sur les pales d'éolienne ont été vérifiées. Toutefois, l'accord avec les données expérimentales était meilleur pour l'écoulement attaché et à proximité des conditions nominales, pour lesquels les calculs stationnaires sont suffisants.
- les modèles de turbulence avec les différentes approches de modélisation de la paroi utilisées dans ce travail ont donné des bons résultats.
- L'efficacité du système de contrôle (dans le cadre de ce travail) est liée étroitement à la position, la pente et la largeur de la fente. L'étude paramétrique en deux dimensions de la pale avec fente a montré que :
 - (i) la valeur optimale de la finesse a été obtenue lorsque la fente est située juste en amont du point de séparation.
 - (ii) l'efficacité du contrôle étudié est fortement liée à la vitesse de l'écoulement et non au débit au niveau de la fente.
 - (iii) la finesse de la pale atteint sa valeur optimale lorsque la pente devient plus raide.
 - (iv) À faible angle d'attaque, la présence de la fente diminue l'efficacité de la pale et n'a aucun effet positif.
- La tendance générale des coefficients de portance et de traînée de la pale rotative est similaire aux données expérimentales pour toutes les sections de l'envergure, notamment au niveau de la partie extérieure de la pale. Cependant la détermination de l'angle d'attaque effective est encore une tâche difficile et on a besoin de beaucoup à faire pour une meilleure dérivation de ce dernier pour l'écoulement 3-D d'une pale rotative.

- La fente a montré sa capacité à retarder la séparation de la couche limite dans l'écoulement à trois dimensions de la pale rotative. Cependant, comme pour l'étude en deux dimensions l'amélioration de la performance aérodynamique a été prouvée que pour des vitesses de vent moyenne et élevée où l'écoulement est généralement décollé. Pour la faible vitesse (faible angle d'attaque) l'addition de la fente n'est pas du tout efficace. Compte tenu du fait que les pales d'éolienne fonctionnent habituellement à des angles d'attaque élevés, la fente augmentera potentiellement la performance globale du rotor et le rendement énergétique des éoliennes.

D'autres études sont nécessaires pour répondre aux questions ouvertes. Les travaux futurs devraient viser principalement:

- une analyse approfondie de calcul instationnaire par l'utilisation des techniques DES et LES, qui deviennent maintenant abordables, et peut être exploré. Cela peut être utile pour l'analyse de sillage et les conditions de fonctionnement de décrochage profondes, où une forte instabilité existe.
- Une analyse plus approfondie est nécessaire sur la base des données existantes, pour atteindre l'objectif d'un modèle BEM (avec corrections) fondée sur les effets de rotation. Par exemple, les propriétés intégrales de la couche limite de la configuration avec contrôle seront examinées avec soin.
- Une étude expérimentale de cette méthode de contrôle est fortement suggérée dans le but d'appliquer un système de contrôle (*smart rotor*) qui permet l'ouverture et la fermeture de la fente en fonction de la valeur de l'angle AoA ou de la vitesse du vent.

Liste de publication

Publier dans un journal

- R.Belamadi, R. Djémili, A. Ilinca, R. Mdouki, Aerodynamic performance analysis of slotted airfoils for application to wind turbine blades, *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* 151 (2016) 79–99.
- R.Belamadi, R. Djémili, A. Ilinca, R. Mdouki, CFD study of a horizontal axis wind turbine NREL Phase II, *Revue des Energies Renouvelables* Vol. 18 N°4 (2015) 683 – 700.

Conference

- R.Belamadi, R. Mdouki, R. Djémili, Etude de contrôle passif sur une pale d'éolienne à axe horizontal. Deuxième conférence internationale sur l'énergétique appliquée et la pollution, Constantine, Décembre 2014.
- R.Belamadi, R. Mdouki, R. Djémili, A. Ilinca, 3D CFD study of a horizontal axis wind turbine NREL Phase II. Première conférence nationale sur les CFD et la technologie, centre de recherche nucléaire de draria, 2-3 Mai 2016.

Reference

- [1] Varol, A.a ,Ilkiliç, C.b , Varol, Y.c ,"*Increasing the efficiency of wind turbines*", Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics. 89 (9), 2001, pp. 809-815.
- [2] M.Sc.Georgios Pechlivanoglou, *Passive and active flow control solutions for wind turbine blades*, These de doctorat, the Technical University of Berlin, February 21, 2012.
- [3] E. Hau, "*Wind turbines: Fundamentals, Technologies, Application and Economics*". Berlin: Springer, 2000.
- [4] Food and Agriculture Organization of the United Nations, Water Lifting Devices, Récupérée le :07/03/2016, disponible sur web: <http://www.fao.org>
- [5] Vermeer L.J. Sørensen J.N. and Crespo A,"*Wind turbine wake aerodynamics. Progress in Aerospace Sciences*", 39:467–510, 2003.
- [6] Ivanell S.S.A, *Numerical Computations of Wind Turbine Wakes*, These doctorat , KTH Mechanics, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden,2005.
- [7] Philippe L., Marc R., Edmond S, Eolienne, BM4604.2009
- [8] SARAH N., NAZIH M, "*Étude Comparative Entre Éolienne a axe Horizontal et Éoliennea axe Vertical*", Universitatea Tehnică Gheorghe Asachi” din IasiTomul LVII (LXI), Fasc. 5, 2011.
- [9] A. Y. al-Hassan and D. R. Hill, "*Islamic Technology: An Illustrated History*", Cambridge Univ. Press, 1986.
- [10] Jakob V., Soren K, "*Wind Turbine Design – For Developing Countries*", Engineering College of Aarhus, Department of Mechanical Engineering. 2010.
- [11] S. Mathew, "*Wind Energy: Fundamentals, Resource Analysis and Economics*", Berlin: Springer, 2006.
- [12] I. Paraschivoiu, "*Wind Turbine Design: With Emphasis on Darrieus Concept*", Montreal: Polytechnic International Press, 2002.

- [13] P. Gipe, *"Wind Energy Comes of Age"*, New York: John Wiley, 1995.
- [14] E. Hau, *"Wind Turbines. Fundamentals"*, Technologies, Applications, Economics. 2nd Edition. Springer, 2006.
- [15] I.H. Abbott and A.E. Von Doenhoff, *"Theory of wing sections. Dover Publications"*, 1958.
- [16] Martin O.L. Hansen, *"Aerodynamics of Wind Turbines"*, 2nd Edition, Earth scan, 2008.
- [17] E.L. Houghton and P.W. Carpenter, *"Aerodynamics for engineering students"*, Elsevier Publications, 2006.
- [18] Gasch R. and Twele J, *"Wind Power Plants"*, Solar praxis: Berlin – James & James: London, 2002.
- [19] Hansen A.D. and Hansen L.H, *"Wind turbine concept market penetration over 10 years (1995-2004)"*, Wind energy, 10(1):81–97, 2007.
- [20] S. Heier, *"Grid integration of wind energy conversion systems"*, John Wiley & Sons Inc, 1998.
- [21] L.L. Freris, *"Wind energy conversion systems"*, Prentice Hall, 1990.
- [22] C. Guy, *"Eoliennes & Aerogenerateurs"*, Guide de l'énergie éolienne, Edisud. La Calade, Aix-en-Provence, 1979.
- [23] S Chkir, I Dobrev, P Kuszla et M. Massouh, *"Unsteady Loads Evaluation for a Wind Turbine Rotor"*, Diagnostyka journal, 2009.
- [24] W. Haans, P.D. Student, T. Sant, G. van Kuik et G. van Bussel, *"Stall in yawed flow conditions : A correlation of blade element momentum predictions with experiments"*, Journal of Solar Energy Engineering, 128:472, 2006.
- [25] C. Tongchitpakdee, S. Benjanirat et L.N. Sankar, *"Numerical simulation of the aerodynamics of horizontal axis wind turbines under yawed flow conditions"*, Journal of solar energy engineering, 127:464, 2005.
- [26] T. Maeda, Y. Kamada, J. Suzuki et H. Fujioka, *"Rotor blade sectional performance under yawed inflow conditions"*, Journal of Solar Energy Engineering, 130:031018, 2008.
- [27] X. Munduate, F.N. Coton et R.A.M.D. Galbraith, *"An investigation of the aerodynamic response of a wind turbine blade to tower shadow"*. Journal of Solar Energy Engineering, 126:1034, 2004.
- [28] J.J. Chattot, *"Tower shadow modelization with helicoidal vortex method"*, Computers and Fluids, 37(5):499–504, 2008.

- [29] Y. Kamada, T. Maeda, K. Naito, Y. Ouchi et M. Kozawa, "*Measurement of Unsteady Aerodynamics Load on the Blade of Field Horizontal Axis Wind Turbine*", *Journal of Fluid Science and Technology*, 3(3):335–343, 2008.
- [30] S. Benjanirat, L.N. Sankar et G. Xu, "*Evaluation of turbulence models for the prediction of wind turbine aerodynamics*", *AIAA paper*, 517:2003, 2003.
- [31] Saïd CHKIR, *Contribution à l'étude aérodynamique d'une éolienne par une méthode de sillage libre*, Thèse doctorat de l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 19 Juillet 2010.
- [32] David A. Spera, "*Wind Turbine Technology*", 2nd Edition, ASME, 2009.
- [33] Carlo Enrico Carcangiu, *CFD-RANS Study of Horizontal Axis Wind Turbin*, these doctorat de Università degli Studi di Cagliari, 2008.
- [34] Wind energy, Récupérée le : 02/04/2016, disponible sur web: <http://www.iea.org>
- [35] Hansen M.O.L. Sørensen J.N. Voutsinas S. Sørensen N. and Madsen H.Aa, "*State of the art in wind turbine aerodynamics and aeroelasticity*", *Progress in Aerospace Sciences*, 42:285–330, 2006.
- [36] Ivan DOBREV, "*Modèle hybride de surface active pour l'analyse du comportement aérodynamique des rotors éoliens à pales rigides ou déformables*", Thèse de doctorat à l'école nationale supérieure d'Arts et Métiers, 2009.
- [37] Hansen M.O.L. "*Aerodynamics of Wind Turbines. Rotors, Load and Structures*", James & James: London, 2000.
- [38] H. Snel, "*Review of aerodynamics for wind turbines*", *Wind energy+*, 6(3):203–211, 2003.
- [39] AC Hansen et CP Butterfield, "*Aerodynamics of horizontal-axis wind turbines*", *Annual Review of Fluid Mechanics*, 25(1):115–149, 1993.
- [40] Burton T. Sharpe D. Jenkins N. and Bossanyi E., "*Wind Energy Handbook*", John Wiley & Sons Ltd: Chichester, 2001.
- [41] Sørensen J.N. and Shen W.Z, "*Numerical modeling of wind turbine wakes*", *Journal of Fluid Engineering*, 124:393–9, 2002.
- [42] Hansen M.O.L. Sørensen N.N. Sørensen J.N. and Michelsen J.A, "*Extraction of lift, drag and angle of attack from computed 3-D viscous flow around a rotating blade*", In *Proceedings of EWEC 97: Dublin*, pages 499–502, 1997.
- [43] H. Glauert, "*Airplane propellers*", *Aerodynamic theory*, IV:169–360, 1963.

- [44] DJ Sharpe, "*A general momentum theory applied to an energy-extracting actuator disc*", *Wind Energy*, 7(3):177–188, 2004.
- [45] JN Sørensen et R. Mikkelsen, "*On the validity of the blade element momentum method*", In *Proceedings of the EWEC*, Copenhagen, 2001.
- [46] J.G. Leishman, "*Challenges in modelling the unsteady aerodynamics of wind turbines*", *Wind Energy*, 5(2-3):85–132, 2002.
- [47] W. Sheng, R.A.M.D. Galbraith et FN Coton, "*A modified dynamic stall model for low Mach numbers*", *Journal of Solar Energy Engineering*, 130:031013,2008.
- [48] K. Pierce et AC Hansen, "*Prediction of wind turbine rotor loads using the Beddoes-Leishman model for dynamic stall*", *Journal of Solar Energy Engineering*,117:200, 1995.
- [49] PJ Carpenter et B. Fridovich, "*Effect of a rapid blade-pitch increase on the thrust and induced-velocity response of a full-scale helicopter rotor*", *NACA TN*,3044, 1953.
- [50] D. Le Gourières, "*Énergie éolienne : Théorie, conception et calcul pratique des installations*", Eyrolles, 1982.
- [51] R. Mikkelsen, *Actuator disc methods applied to wind turbines*, Thèse de doctorat à la Technical University de Denmark, 2003.
- [52] Munif Jourieh, "*D'veloppement d'un modèle représentatif d'une 'éolienne afin d'étudier l'implantation de plusieurs machines sur un parc 'éolien*", *Engineering Sciences. Arts et Métiers Paris Tech*, 2007.
- [53] J. Bhagwat et J. Leishman, "*Free-Vortex Filament Methods for the Analysis of Helicopter Rotor Wakes*", *Journal of aircraft*, 39(5), September–October 2002.
- [54] I.L. Ryming, "*Dynamique des fluides*", Pr. Polytechn, et Univ. Romandes, 1985.
- [55] H.D. Currin, F.N. Coton et B. Wood, "*Dynamic Prescribed Vortex Wake Model for AERODYN/FAST*", *Journal of Solar Energy Engineering*, 130:031007,2008.
- [56] A.J. Landgrebe, "*An analytical method for predicting rotor wake geometry*", *Journal of the American Helicopter Society*, 14(4):20–32, 1969.
- [57] RB Gray et GW Brown, "*A Vortex-Wake Analysis of a Single-Bladed Hovering Rotor and a Comparison with Experimental Data*", In *AGARD Conference on Aerodynamics of Rotary Wings*, AGARD-CPP-111, 1972.
- [58] J.C. Gohard, "*Free Wake Analysis of Wind Turbine Aerodynamics*", *ASRL TR-184-14*, Aero. And Struc. Research Lab., Dept. of Aeronautics and Astronautics, MIT, 1978, 1978.

- [59] NN Sorensen, JA Michelsen et S. Schreck, "*Navier-Stokes predictions of the NREL phase VI rotor in the NASA Ames 80 ft× 120 ft wind tunnel*", *Wind Energy*, 5, 2002.
- [60] W.Z. Shen, J.N. Sørensen et R. Mikkelsen, "*Tip Loss Correction for Actuator/Navier–Stokes Computations*", *Journal of Solar Energy Engineering*, 127:209, 2005.
- [61] E.P.N. Duque, M.D. Burklund et W. Johnson, "*Navier-Stokes and Comprehensive Analysis Performance Predictions of the NREL Phase VI Experiment*", *Journal of Solar Energy Engineering*, 125:457, 2003
- [62] Arakawa C. Fleigl O. Iidal M. and Shimooka M, "*Numerical approach for noise reduction of wind turbine blade tip with Earth Simulator*", *Journal of the Earth Simulator*, 2(March):pp. 11–30, 2005.
- [63] Sørensen N.N. Johansen J. and Conway S, "*CFD computations of wind turbine blade loads during standstill operation*", KNOW–BLADE Task 3.1. Technical Report R-1465, Risø National Laboratory Roskilde - DK, 2004.June.
- [64] Iida M. Shimooka M. and Arakawa C, "*Basic study of winglet effects on aerodynamics and aeroacoustics using Large-Eddy Simulation*", In *Proceedings of EWEC 06: Athens*, 2006.
- [65] Anderson J.D.Jr, "*Computational Fluid Dynamics*", McGraw-Hill Inc.: NewYork, 1995.
- [66] Versteeg H.K. and Malalasekera W, "*An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite-Volume Method*", Harlow : Longman Scientific & Technical: New York, 1995.
- [67] Ferziger J.H. and Peric M, "*Computational Methods for Fluid Dynamics*", Springer-Verlag: Berlin, 1999.
- [68] Batchelor G.K, "*An Introduction to Fluid Dynamics*", Cambridge University Press, 1967.
- [69] Stephen B. Pope, "*Turbulent flows*", Cambridge University Press, Cambridge, UK, 2000.
- [70] CFX. Cfx-5 solver theory. turbulence and wall functions.
- [71] V.C. Patel, W. Rodi, and G. Scheuerer, "*Turbulence models for near-wall and low Reynolds number flows : a review*", *AIAA Journal*, 23 :1308–1319, 1985.
- [72] BE. Launder and DB. Spalding. 1974, "*The numerical computation of turbulent flows, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*", 3(2) pp 269-289.
- [73] A. Crespo, F. Manuel, D. Moreno, E. Fraga, and J. Hernandez, "*Numerical analysis of wind turbine wakes*", 1985.
- [74] Wilcox D, "*Reassessment of the scal-determining equation for advanced turbulence models*", *AIAA journal*, vol 26, pp 1299-1210, 1988.

- [75] Wilcox D, *"Turbulence model for CFD"*, Tech. rep., DCW Inc., 5354 Palm Drive, la Canada, Calif, 1993.
- [76] F. R. Menter, *"Zonal two equation $k-\omega$ turbulence models for aerodynamics flows"*, AIAA Journal, 93-2906, 1993.
- [77] S.R.AllmarasP.R.Spalart, *"A one equation turbulence model for aerodynamics flows"*, AIAA Journal, 92-0439, 1992.
- [78] VV.AA. Fluent 6.3 Documentation, user's guide. Technical report, ANSYS Inc., 2006.
- [79] Maskell, E. C., *"Flow separation in three dimensions"*, Rapport Technique RAE Report Aero. 2565. Royal Aircraft Establishment, Farnborough, Great Britain, 1955.
- [80] Schlichting, H., Gersten, K., *Boundary Layer Theory*. Springer, 2000.
- [81] J.-P. B. Mohamed Gad-el Hak, Andrew Pollard, *Flow Control, Fundamentals and Practices*, Springer, 1998.
- [82] H. D. Taylor, *The elimination of diffuser separation by vortex generators*, United Aircraft Corporation Technical Report R-4012-3.
- [83] H. Bruynes, *"Fluid mixing device"*, U.S. Patent No. 2,558,816.
- [84] Rao, D. et Kariya, T, *"Boundary layer submerged vortex generators for separation control - An exploratory study"*, AIAA pp. 1988-3546-CP. 20, 1988.
- [85] H. Page. Wing and similar member of aircraft. Pat. No. US 1353666
- [86] Weick, J.A, *"The Effect of Multiple Fixed Slots and a Trailing-edge Flap on the Lift and Drag of a Clark Y Airfoil"*, NACA Report No.427, page 6, 1933.
- [87] Ramzi, M., Abed Errahmane, G, *"Passive control via slotted blading in a compressor cascade at stall condition"*, J. Appl. Fluid Mech. 6 (4), 571-580, 2013.
- [88] Lim, Joon W, *"Application of a slotted airfoil for UH-60A helicopter performance"*, In: Proceedings of the American Helicopter Society Aerodynamics, Acoustics, and Test and Evaluation Technical Specialist Meeting, San Francisco, CA, January 23-25, 2002.
- [89] Narsipur, Shreyas, Pomeroy, Brent W., Selig, Michael S., *"CFD Analysis of Multi-element Airfoils for Wind Turbines"*, Applied Aerodynamics Conference, New Orleans, Louisiana, 2012.
- [90] Ragheb, Adam M, Selig, Michael S, *"Multi-Element Airfoil Configurations for Wind Turbines"*, Applied Aerodynamics Conference, Honolulu, HI, 2011.

- [91] Gaunaa, Mac, Zahle, Frederik, Sørensen, Niels N., Bak, Christian, "*Quantification of the Effects of Using Slats on the Inner Part of a 10 MW Rotor*", European Wind Energy Conference & Exhibition, Danmark, EWEA, 2012.
- [92] Bak, C, Bitsche, R, Yde, A , Kim, T , Hansen, M.H., Zahle, F, Gaunaa, M., WedelHeinen, J.J, Behrens, T, "*Light rotor*", In: Proceedings of the 10 MW Reference Wind Turbine EWEA Conference, Copenhagen, Denmark, 2012.
- [93] Cosoiu, CostinIoan, Georgescu, Andrei Mugur, Degeratu, Mircea, Hlevca, Dan, "*Numerical predictions of the flow around a profiled casing equipped with passive flow control devices*", J. Wind Eng. Ind. Aerodyn. 114, 48–61, 2013.
- [94] F.E. Fish and G.V. Lauder, "*Passive and active flow control by swimming fishes and mammals*", Annual Review of Fluid Mechanics, page 34, 2006.
- [95] A. Sigalla, "*Airplane all-moving airfoil with moment reducing apex*", Pat. No.US 4291853.
- [96] Thompson, "*Counter-rotating vortices generator for an aircraft wing*", Pat. No. US4323209.
- [97] T.R, "*Creel. Boundary layer re laminarization device*", Pat. No. US 5205519.1993.
- [98] W. Geissler Inventor: G. Dietz, H. Mai. Auftriebsflügel mit verbessertem ablöseverhalten bei stark veränderlichem anstellwinkel. Pat. No. DE 102005018427. 2006.
- [99] Bauer, S. X. S. et Hernandez, G, "*Reduction of cross-flow shock-induced separation with a porous cavity at supersonic speeds*", In AIAA, Applied Aerodynamics Conference, 6th, Williamsburg, VA.New-York, 1988.
- [100] Davies, C. et Carpenter, P. W, "*Instabilities in a plane channel flow between compliant walls*", J. Fluid Mech. 352, 205–253, 1997.
- [101] Carpenter, P. W. et Garrad, A. D, "*The hydrodynamic stability of flow over Kramer-type compliant surfaces. Part 1.Tollmien-Schlichting instabilities*", J. Fluid Mech. 155, 465–510, 1985.
- [102] Babenko, V. V. "*An Experimental investigation of the hydrodynamic stability for simple flat membrane surfaces*", Russe. Gidromekhanika 24, 3–11. 1973
- [103] M. M. Murray L. E. Howle F. E. Fish D. S. Miklosovic. "Leading-edge tubercles delay stall on humpback whale "megapteranovaeangliae" flippers. Physics of fluids, page 4,2004.
- [104] D. Custodio C. Henochoa H. Johari A. Levshin. "*Effects of leading edge protuberances on airfoil performance*". AIAA Fluid Dynamics Conference and Exhibit, page 16, 2006.

- [105] S. Alben M.P. Brenner E.A. van Nierop, "*How bumps on whale flippers delay stall: Anaerodynamic model*", Physical Review Letters, page 4, 2008.
- [106] H.Oertel, "*Flow control: theoretical concept of Absolute instability*", Scientific Publishing, p. 3, 2010.
- [107] R. Von Mises. *Theory of Flight*. Dover Publications, 1959.
- [108] van Dam, C.P, Berg, D.E, Johnson, S.J, "*Active Load Control Techniques for Wind Turbines*", SANDIA Report.66:132, 2008.
- [109] A. L. Braslow, "*A history of suction-type laminar-flow control with emphasis on flight research*", NASA-Monographs in Aerospace History, 13:31, 1999.
- [110] I.H. Abbott and A.E. Von Doenhoff. *Theory of wing sections*. Dover Publications, 1958.
- [111] J. D. Sorenson, "*Influence of boundary layer blowing on the low-speed aerodynamic performance of a 45degree swept wing airplane*", AIAA 10th Annual Meeting and Technical Display, page 13, 1974.
- [112] G. Tillman S.S. Ochs J.S. Kearney B.E. Wake, "*Control of high-reynolds-number turbulent boundary layer separation using counter-flow fluid injection*", 3rd AIAA Flow Control Conference, page 14, 2006.
- [113] Nuventix Inc. Synjet technology overview, disponible sur web: <http://www.nuventix.com/technology/>.
- [114] A. Darabi I. Wygnanski A. Seifert, "*Delay of airfoil stall by periodic excitation*", Journal of Aircraft, 33:4, 1996.
- [115] Gad el Hak M, "*Flow Control: Passive, Active, and Reactive Flow Management*", Cambridge University Press, 2007.
- [116] E. Chatlynne N. Rumigny A. Glezer M. Amitay, "*Virtual aero-shaping of a clark-y air foil using synthetic jet actuators*", AIAA Paper 2001-0732, page 13, 2001.
- [117] D. Pitt V. Kibens D. Parekh A. Glezer M. Amitay, "*Control of internal flow separation using synthetic jet actuators*", AIAA Paper 2000-0903, page 13, 2000.
- [118] S. Benjanirat L.N. Sankar C. Tongchitpackdee, "*Numerical studies of the effect of active and passive circulation enhancement concepts on wind turbine performance*", Journal of Solar Energy Engineering, 128:12, 2006.

- [119] H. de Vries I. Cleine E. van Emden G.G.M. Zwart H. Stobbe A. Hirschberg H.W.M.Hoeijmakers C.S. Boeije, "*Fluidic load control for winf turbine blades*", 47th AIAA Aerospace Sciences Meeting, page 8, 2009.
- [120] E. Gharaibah G. Toplack A. Gupta W. Wuerz C. Cerretelli, "*Unsteady separation controlfor wind turbine applications at full scale reynolds numbers*", 47th AIAA Aerospace Sciences Meeting, page 13, 2009.
- [121] C. Cerretelli, E. Gharaibah, G. Toplack, A. Gupta, and W. Wuerz, "*Unsteady separation control for wind turbine applications at full reynolds numbers*", 47th AIAA , 5 - 8 January 2009, Orlando, Florida
- [122] J. Ketchman H. Velkoff, "*Effect of an electrostatic field on boundary layer transition*", AIAA Journal, 16:3, 1968.
- [123] T.C. Corke H. Othman M.P. Patel S. Vasudevan T. Ng R.C. Nelson, "*A smart windturbine blade using distributed plasma actuators for improved performance*", 46th AIAA aerospace Sciences Meeting and Exhibit, page 17, 2008.
- [124] Oertel H. Prandtl's ,"*Essentials of Fluid Mechanics*", Springer, 2004.
- [125] O. Eisele, G. Pechlivanoglou, C.N. Nayeri, and C.O. Paschereit, "*Flow control usingplasma actuators and the root region of wind turbine blades*", In DEWEK 2011. DEWI, 2010.
- [126] J. Cooney, "*Feasibility of plasma actuators for active flow control over wind turbineblades*", 47th AIAA Aerospace Sciences Meeting, page 11, 2009.
- [127] Somers, D.M , "*Design and Experimental Results for the S809 Airfoil.NREL SR-440-6918*" , 1989.
- [128] Sagol, E., Reggio, M., Ilinca, A., "*Assessment of two-equation turbulence models and validation of the performance characteristics of an experimentalwind turbine by CFD*" , ISRN Mech. Eng , <http://dx.doi.org/10.5402/2012/428671> ,Article ID 428671, 2012.
- [129] Villalpando, F. Reggio, M. Ilinca, A, "*Assessment of turbulence models forflow simulation around a wind turbine airfoil*", Model.Simul. Eng., paper 714416, 2011.
- [130] Ramsey, R.R., Hoffman, M.J., Gregorek, G.M, "*Effects of Grit Roughness andPitch Oscillations on the S809 Airfoil*", NREL TP-442-7817, December 1995.
- [131] Franck Bertagnolio, Niels N. Sørensen and Jeppe Johansen. Profile Catalogue for Airfoil Sections Based on 3D Computations. Risø-R-1581(EN),December 2006.
- [132] ANSYS Fluent Theory Guide, ANSYS, November 2013.

- [133] Standish, K.J., *"Aerodynamic Analysis of Blunt Trailing Edge Airfoils & A Microtab-Based Load Control System"*, these de master, University of California, Davis, Dec. 2003.
- [134] Thomas Buhl, Peter B. Andersen and Thanasis K. Barlas, *"2D numerical comparison of trailing edge flaps - UpWind WP1B3"*, Risø-R-1628(EN), November 2007.
- [135] Snel H. Houwink R. Bosschers J. Piers W.J. van Bussel G.J.W. and Bruining A, *"Sectional prediction of 3D effects for stalled flow on rotating blades and comparison with measurements"*, In Proceedings of EWEC 93:Lübeck-Travemunde, pages 395–9, 1993.
- [136] Harris F.D, *"Preliminary study of radial flow effects on rotor blades"*, Journal of the American Helicopter Society, 11(3):1–21, 1966.
- [137] Himmelskamp H, *Profile investigation on a rotating airscrew*, These doctorat, Göttingen University: PhD Dissertation, 1945.
- [138] Ronsten G, *"Static pressure measurements on a rotating and non-rotating 2.375m wind turbine blade.comparison with 2D calculations"* , Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 39(1–3):105–18, 1966.
- [139] Tangler J.L. and Kocurek J.D, *" Wind turbine post-stall airfoil performance characteristics guidelines for blade-element momentum methods"* , In Proc.of 43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, volume 591, pages 1–10, 2005.*
- [140] Sears W.R, *"Potential flow around a rotating cylindrical blade"*, Journal Aeronautical Sciences: Readers' Forum, 17(3):183, 1950.
- [141] Fogarty L.E. and Sears W.R, *"Potential flow around a rotating, advancing cylinder blade"*, Journal Aeronautical Sciences: Readers' Forum, 17(9):599,1950.
- [142] Fogarty L.E, *"The laminar boundary layer on a rotating blade"*, Journal Aeronautical Sciences: Readers' Forum, 18(4):247, 1951.
- [143] Banks W.H.H. and Gadd G.E, *"Delaying effects of rotation on laminar separation"*, AIAA Journal, 1(4):941–2, 1963.
- [144] McCroskey W.J. and Dwyer H.A, *"Methods of analyzing propeller and rotor boundary layers with cross flows"*, Technical Report SP–228, NASA,1969.473–514.
- [145] Sørensen J.N, *"Prediction of the three-dimensional stall on wind turbineblade using three-level, viscous-inviscid interaction model"*, In Proceedings of EWEC 86: Rome, pages 429–35, 1986.
- [146] Shen W.Z. and Sørensen J.N, *"Quasi-3D Navier-Stokes model for a rotating airfoil"*, Journal of Computational Physics, 150:518–48, 1999.

- [147] Chaviaropoulos P.K. and Hansen M.O.L, "*Three-dimensional and rotational effects on wind turbine blades by means of a quasi-3D Navier-Stokes solver*", Journal of Fluid Engineering, 122:330–6, 2000.
- [148] Du Z. and Selig M.S, "*The effect of rotation on the boundary layer of a wind turbine blade*", Renewable Energy, 20:pp. 167–81, 2000.
- [149] Hu D. Hua O. and Du Z. A, "*study on stall-delay for horizontal axis wind turbine*", Renewable Energy, 31:821–36, 2006.
- [150] Jang-Oh Mo and Young-Ho Lee, "*CFD investigation on the aerodynamic characteristics of a small-sized wind turbine of NREL PHASE VI operating with a stall regulated method*", Journal of Mechanical Science and Technology, 26:81–92, 2012.10.1007/s12206-011-1014-7.
- [151] J.G. Schepers, A.J. Brand, A. Bruining, J.M.R. Graham, M.M. Hand, D.G. Infield, H.A. Madsen, R.J.H. Paynter and D.A. Simms, "Final report of IEA Annex XIV: field rotor aerodynamics", ECNC-97-027, Energy Research Center of the Netherlands, 1997.
- [152] J.G. Schepers et. all, "Final report of IEA Annex XIV: Field Rotor Aerodynamics", ECN-C--97-027, May 1997.
- [153] D.A. Simms, M.M. Hand, L.J. Fingersh, and D.W. Jager, "Unsteady Aerodynamics Experiment Phases II–IV Test Configurations and Available Data Campaigns", NREL/TP-500-25950, July 1999.
- [154] R. P. J. O. M. van Rooij and E. A. Arens. Analysis of the experimental and computational flow characteristics with respect to the augmented lift phenomenon caused by blade rotation. Journal of Physics: Conference Series, 75(1):012021, 2007.
- [155] Razvan Mahu and Florin Popescu. NREL phase VI rotor modelling and simulation using ANSYS FLUENT 12.
- [156] Hansen, A.C. and Laino, D.J, "*User's Guide to the Wind Turbine Dynamics Computer Programs YawDyn and AeroDyn for ADAMS*" 1999, disponible sur web: <http://wind2.nrel.gov/designcodes/yawdyn/>
- [157] Johnson, W., "*Rotorcraft Aerodynamics Models for a Comprehensive Analysis*", Presented at the American Helicopter Society Forum, Washington, D.C., May 1998.
- [158] Earl P.N. Duque et. all, "*Numerical Predictions of Wind Turbine Power and Aerodynamic Loads for the NREL Phase II Combined Experiment Rotor*", AIAA-2000-0038, 2000.

- [159] Ozlem Ceyhan. *Aerodynamic design and optimization of horizontal axis wind turbines by using BEM theory and genetic algorithm*, These de master de graduate school of natural and applied sciences of middle east technical university, 2008.
- [160] S Guntur, N N Sørensen. "An evaluation of several methods of determining the local angle of attack on wind turbine blades", *Journal of Physics: Conference Series* 555 (2014) 012045.
- [161] Lindenburg C, "Investigation into rotor blade aerodynamics: Analysis of the stationary measurements on the UAE phase-VI rotor in the NASA-Ames wind tunnel Tech", Rep. ECN-C-03-025 ECN, The Netherlands, 2003.
- [162] Guntur S, Bak C, Sørensen N, "Analysis of 3D Stall Models for Wind Turbine Blades Using Data from the MEXICO Experiment", The 13th International Conference on Wind Engineering, Amsterdam, the Netherlands, 2011.
- [163] C.P. Butterfield, W.P. Musial, G.N. Scott, D.A. Simms, "NREL Combined Experimental Final Report-Phase II", NREL/TP-442-4807, 1992.

Annexe

Annexe A

NREL Phase ii

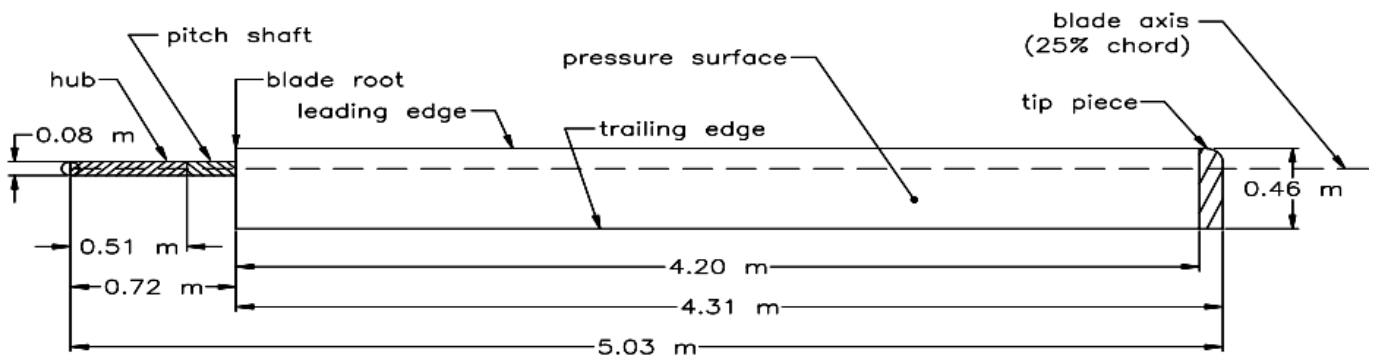


Figure A.1: Description de rotor NREL Phase ii.

| Extrados | | Intrados | |
|----------|---------|----------|----------|
| x/c | y/c | x/c | y/c |
| 0.00037 | 0.00275 | 0.00140 | -0.00498 |
| 0.00575 | 0.01166 | 0.00933 | -0.01272 |
| 0.01626 | 0.02133 | 0.02321 | -0.02162 |
| 0.03158 | 0.03136 | 0.04223 | -0.03144 |
| 0.05147 | 0.04143 | 0.06579 | -0.04199 |
| 0.07568 | 0.05132 | 0.09325 | -0.05301 |
| 0.10390 | 0.06082 | 0.12397 | -0.06408 |
| 0.13580 | 0.06972 | 0.15752 | -0.07467 |
| 0.17103 | 0.07786 | 0.19362 | -0.08447 |
| 0.20920 | 0.08505 | 0.23175 | -0.09326 |
| 0.24987 | 0.09113 | 0.27129 | -0.10060 |
| 0.29259 | 0.09594 | 0.31188 | -0.10589 |
| 0.33689 | 0.09933 | 0.35328 | -0.10866 |
| 0.38223 | 0.10109 | 0.39541 | -0.10842 |
| 0.42809 | 0.10101 | 0.43832 | -0.10484 |
| 0.47384 | 0.09843 | 0.48234 | -0.09756 |
| 0.52005 | 0.09237 | 0.52837 | -0.08697 |
| 0.56801 | 0.08356 | 0.57663 | -0.07442 |
| 0.61747 | 0.07379 | 0.62649 | -0.06112 |
| 0.66718 | 0.06403 | 0.67710 | -0.04792 |
| 0.71606 | 0.05462 | 0.72752 | -0.03558 |
| 0.76314 | 0.04578 | 0.77668 | -0.02466 |
| 0.80756 | 0.03761 | 0.82348 | -0.01559 |
| 0.84854 | 0.03017 | 0.86677 | -0.00859 |
| 0.88537 | 0.02335 | 0.90545 | -0.00370 |
| 0.91763 | 0.01694 | 0.93852 | -0.00075 |
| 0.94523 | 0.01101 | 0.96509 | 0.00054 |
| 0.96799 | 0.00600 | 0.98446 | 0.00065 |
| 0.98528 | 0.00245 | 0.99612 | 0.00024 |
| 0.99623 | 0.00054 | 1.00000 | 0.00000 |
| 1.00000 | 0.00000 | 0.00000 | 0.00000 |

Figure A.2 : Les coordonnées de profil S809, source [40].

Annexe B

visualisation de l'écoulement de sillage

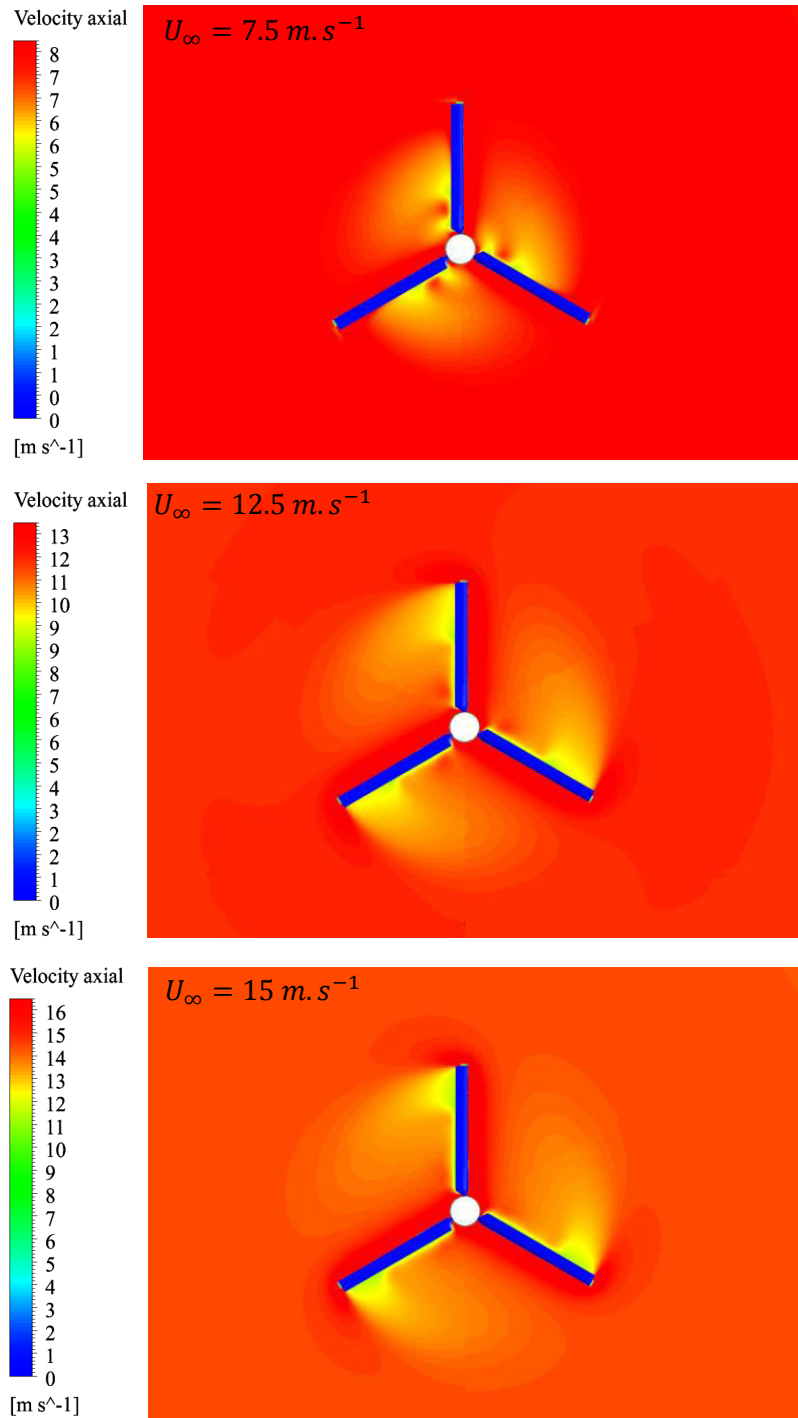


Figure B.1 : Contour de la vitesse axiale de la configuration de référence

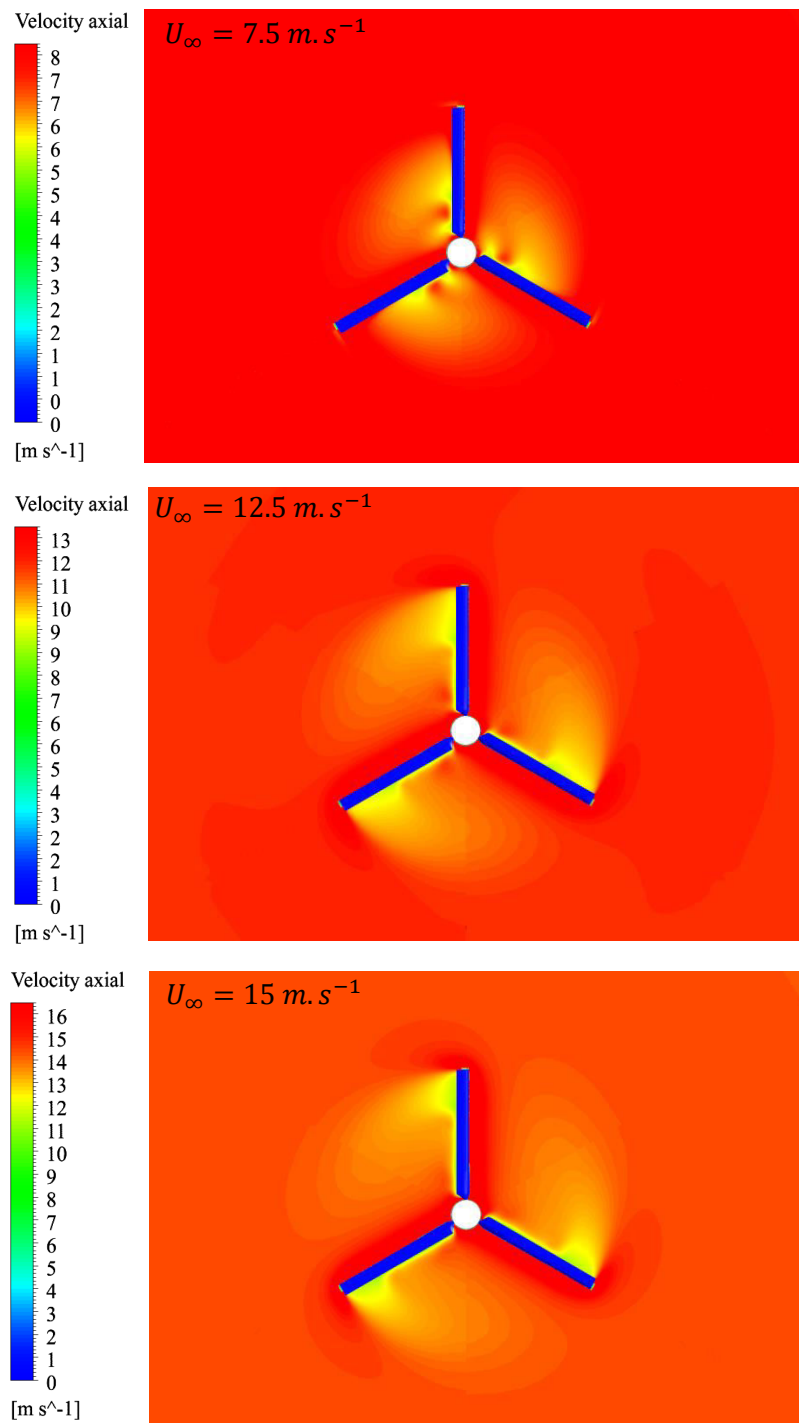


Figure B.2 : Contour de la vitesse axiale de la configuration avec contrôle

Annexe C

Linges de courant et contour de la vitesse relative

$$U_{\infty}=10 \text{ m.s}^{-1}$$

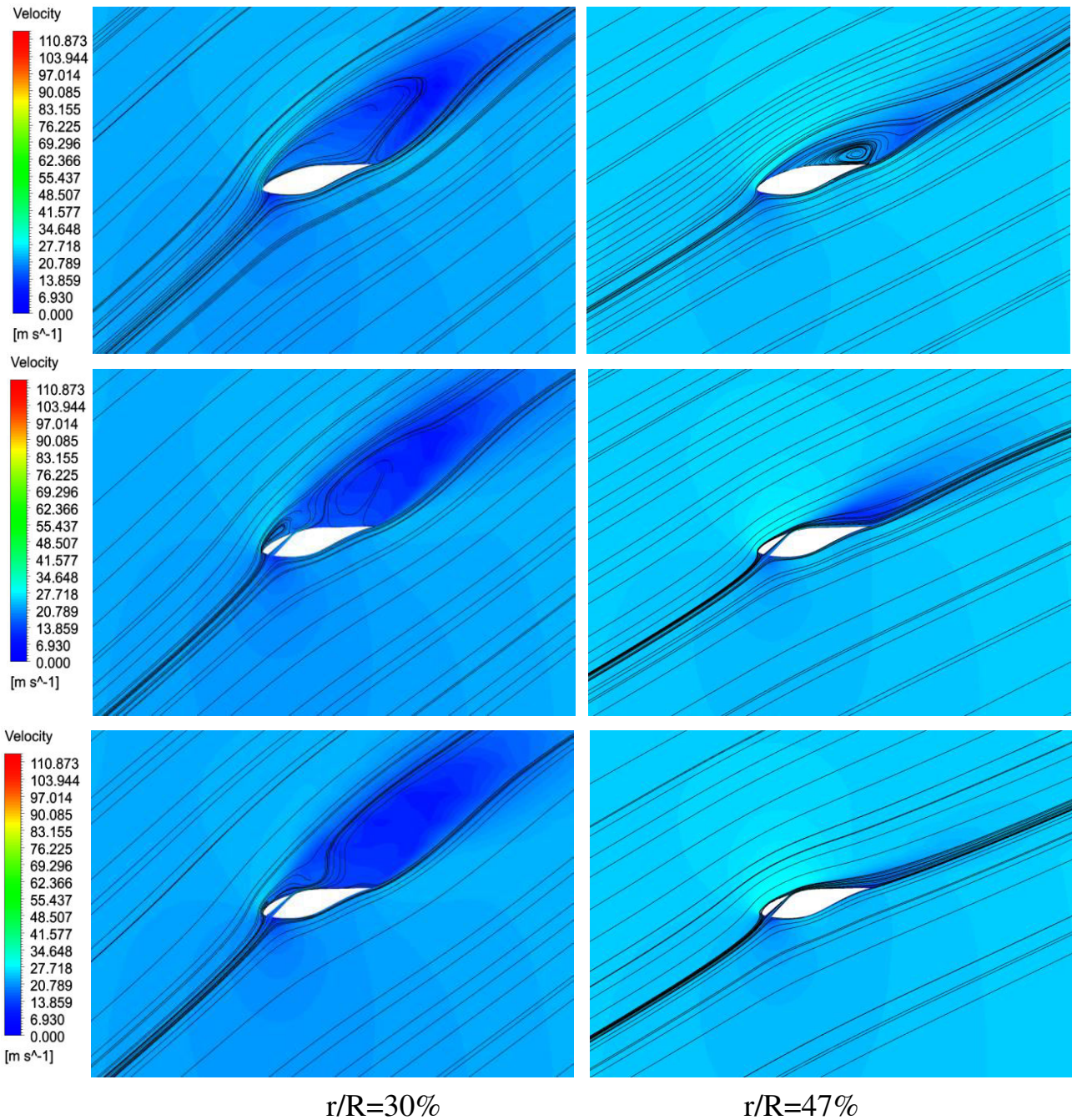


Figure C.1 : vue comparatif de la distribution de vitesse relative, configuration de référence (en haut), configuration avec fent $X=30\%$ (en milieu), configuration avec deux fentes ; $X_1=10\%$, $X_2=30\%$.

$$U_{\infty}=12.5 \text{ m.s}^{-1}$$

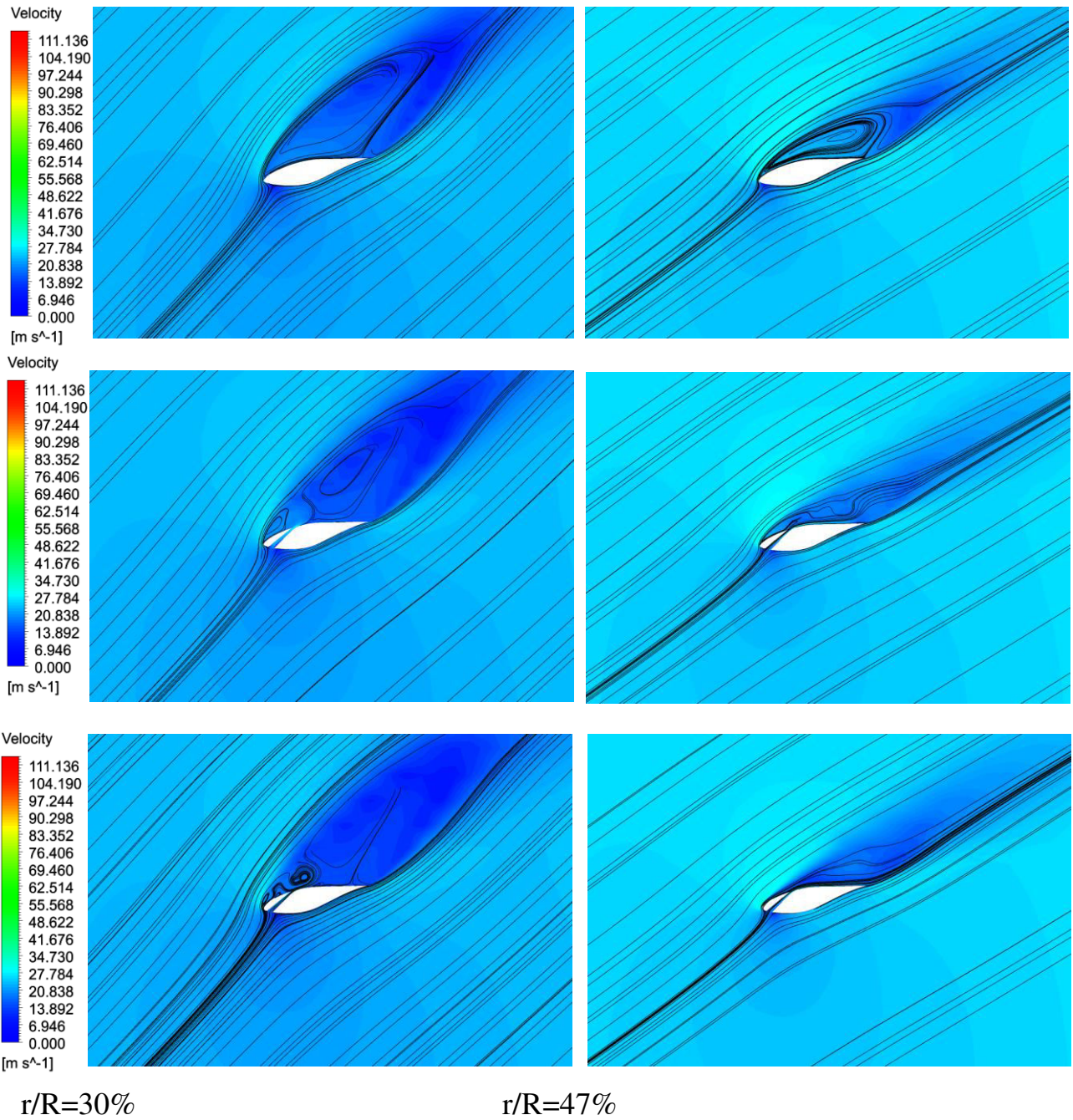


Figure C.2 : vue comparatif de la distribution de vitesse relative, configuration de référence (en haut), configuration avec fent $X=30\%$ (en milieu), configuration avec deux fentes ; $X_1=10\%$, $X_2=30\%$.

$$U_{\infty}=15 \text{ m.s}^{-1}$$

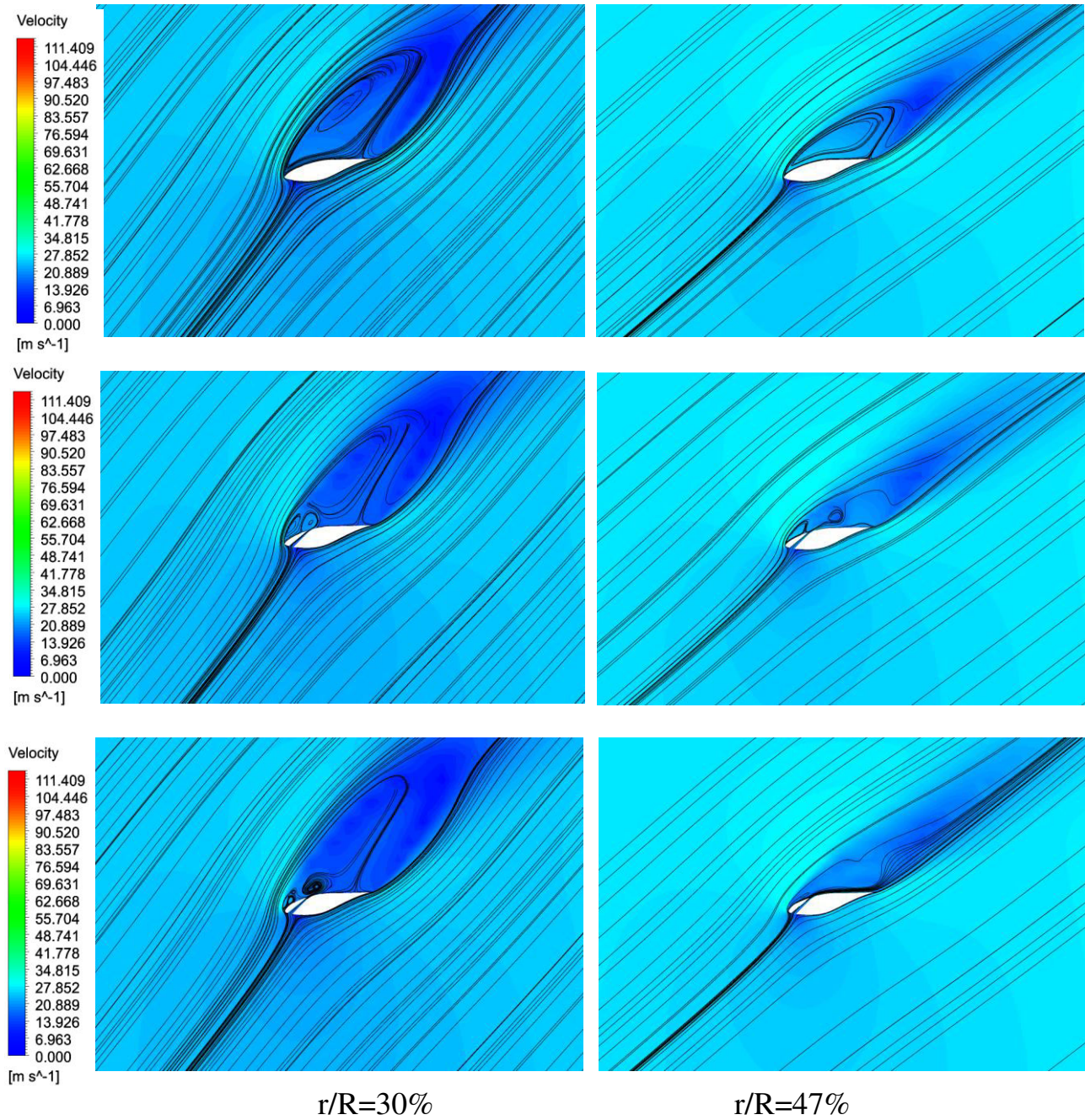
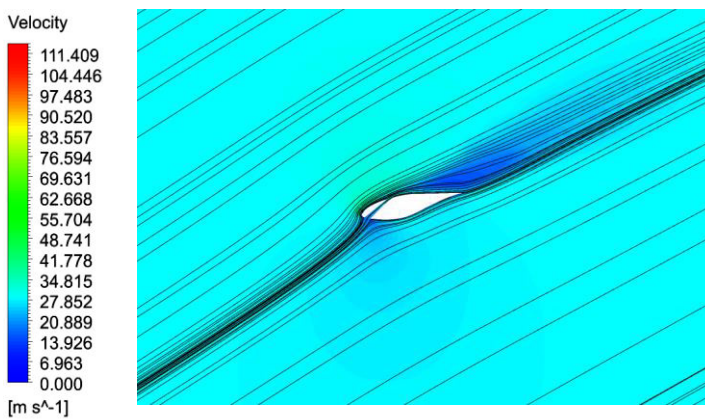
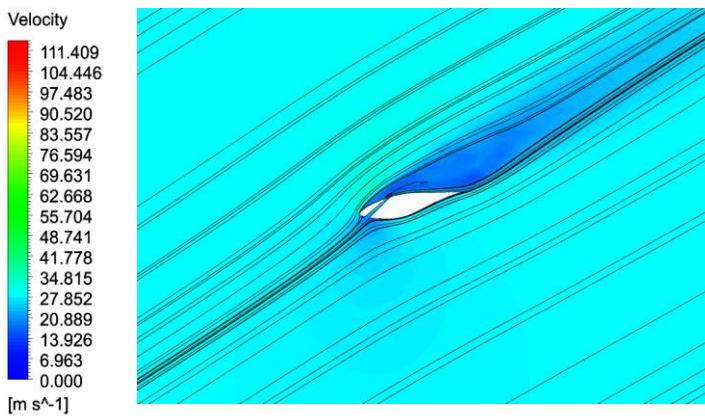
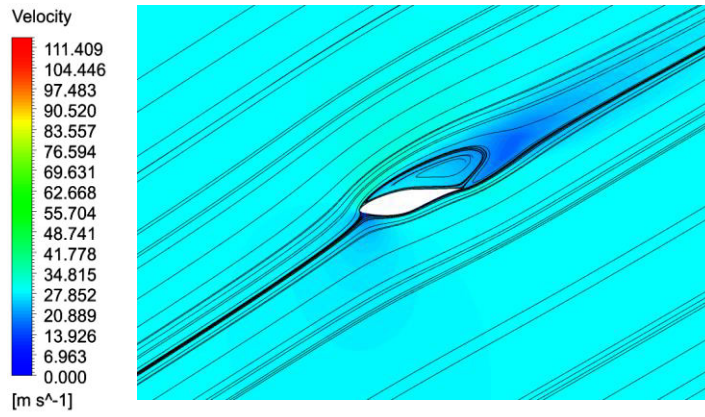


Figure C.3 : vue comparatif de la distribution de vitesse relative, configuration de référence (en haut), configuration avec fent $X=30\%$ (en milieu), configuration avec deux fentes ; $X_1=10\%$, $X_2=30\%$.



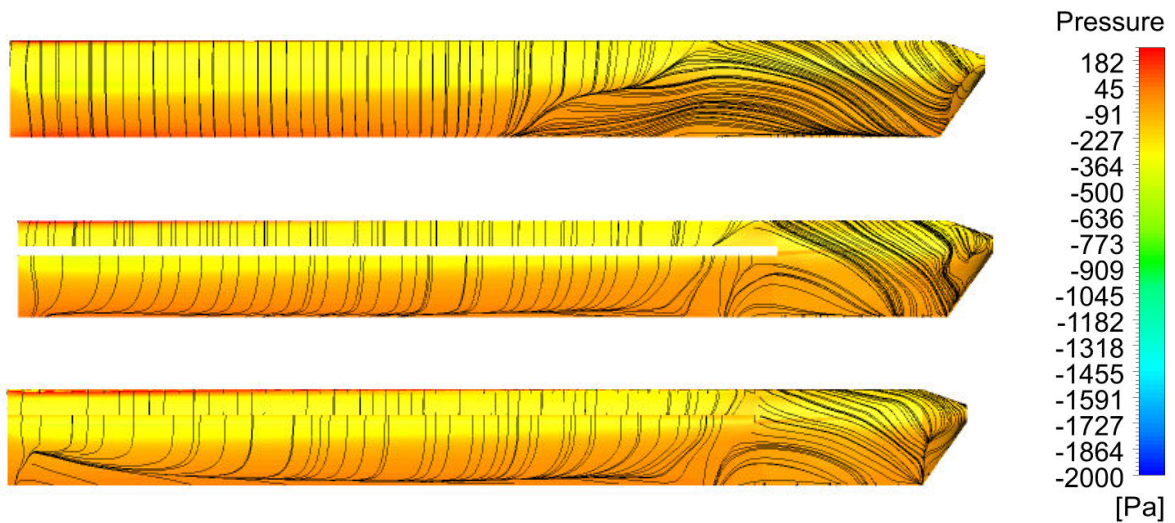
$r/R=63\%$

Figure C.3

Annexe D

Lignes de courant avec la pression statique, rotor NREL Phase ii

$$U_{\infty} = 7.5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$



$$U_{\infty} = 10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$

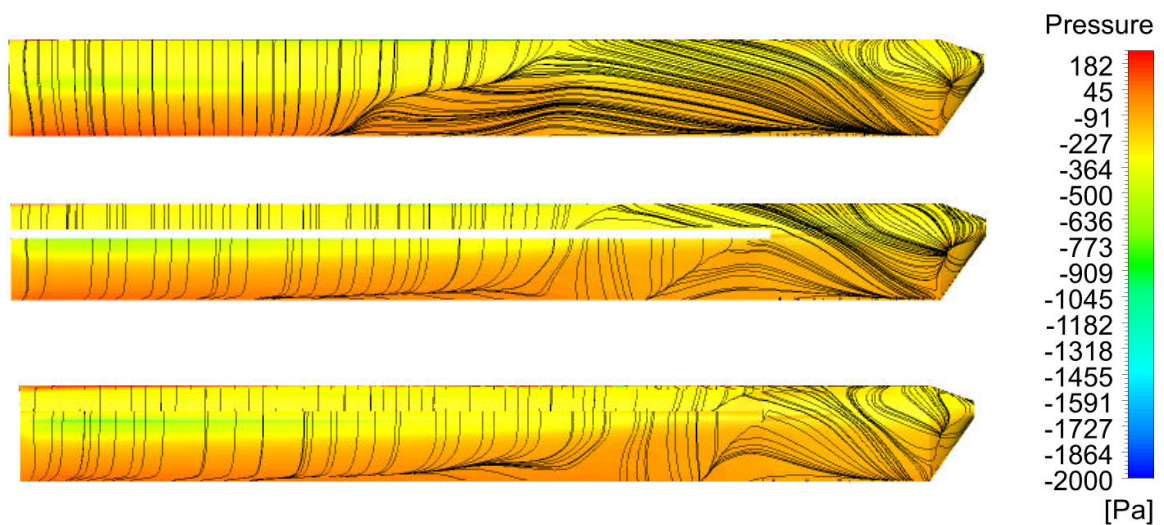
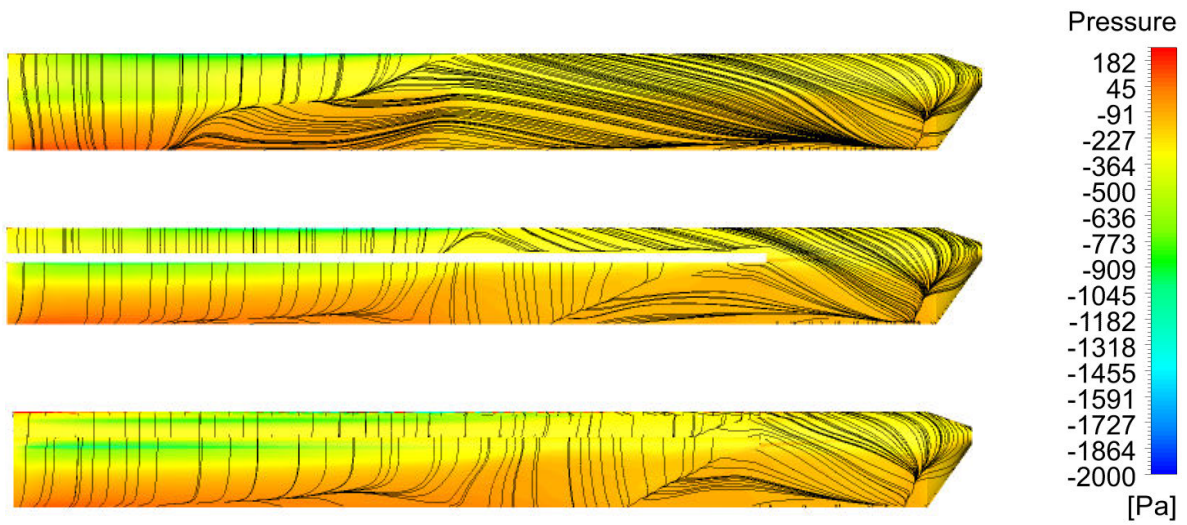


Figure D.2 :vue comparatif des lignes de courant sur l'extrados de la pale, comparaison entre la configuration de référence (en haut), la configuration avec fente X=30% (en milieu) et la configuration avec deux fentes X₁=10%, X₂=30% (en bas).

$$U_{\infty} = 12.5 \text{ m.s}^{-1}$$



$$U_{\infty} = 15 \text{ m.s}^{-1}$$

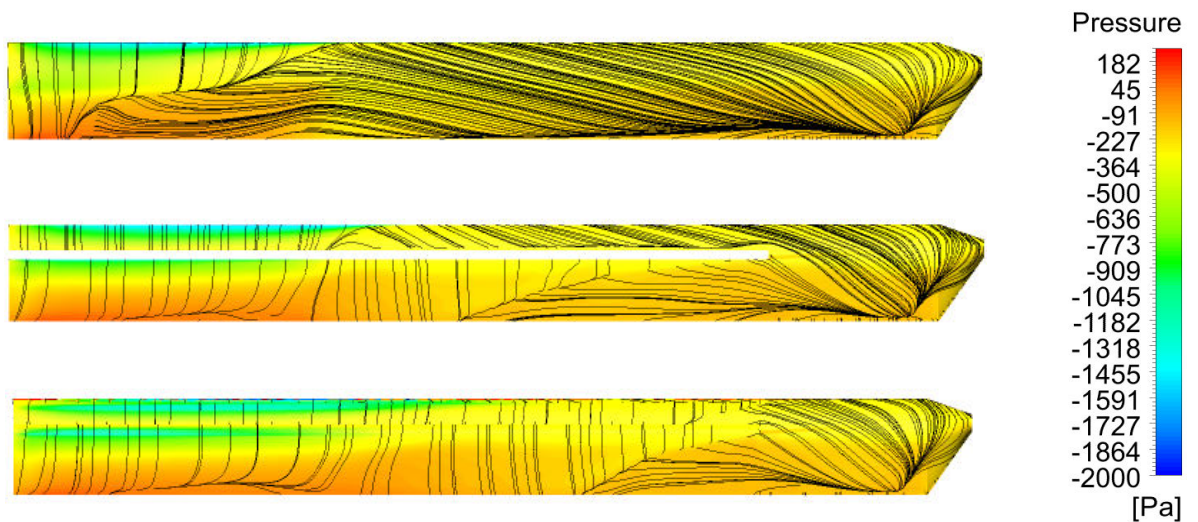


Figure D.2 :vue comparatif des lignes de courant sur l'extrados de la pale, comparaison entre la configuration de référence (en haut), la configuration avec fente $X=30\%$ (en milieu) et la configuration avec deux fentes $X_1=10\%$, $X_2=30\%$ (en bas).

Annexe F

L'effet de système de contrôle avec deux fentes sur la puissance

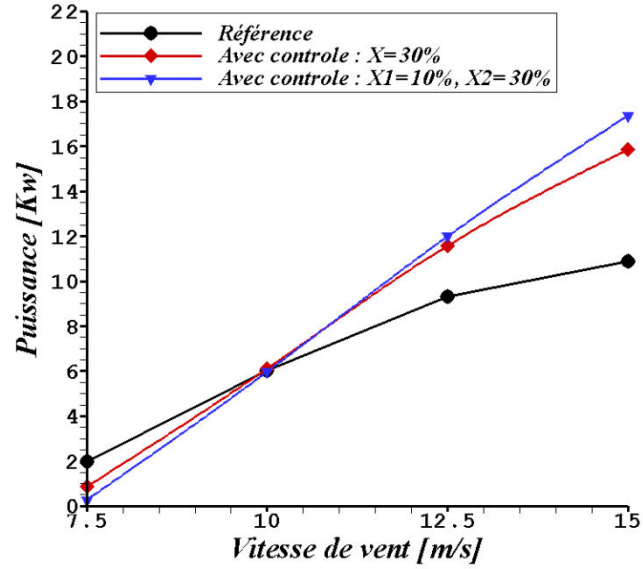


Figure F.1 : Variation de la puissance en fonction de la vitesse de vent

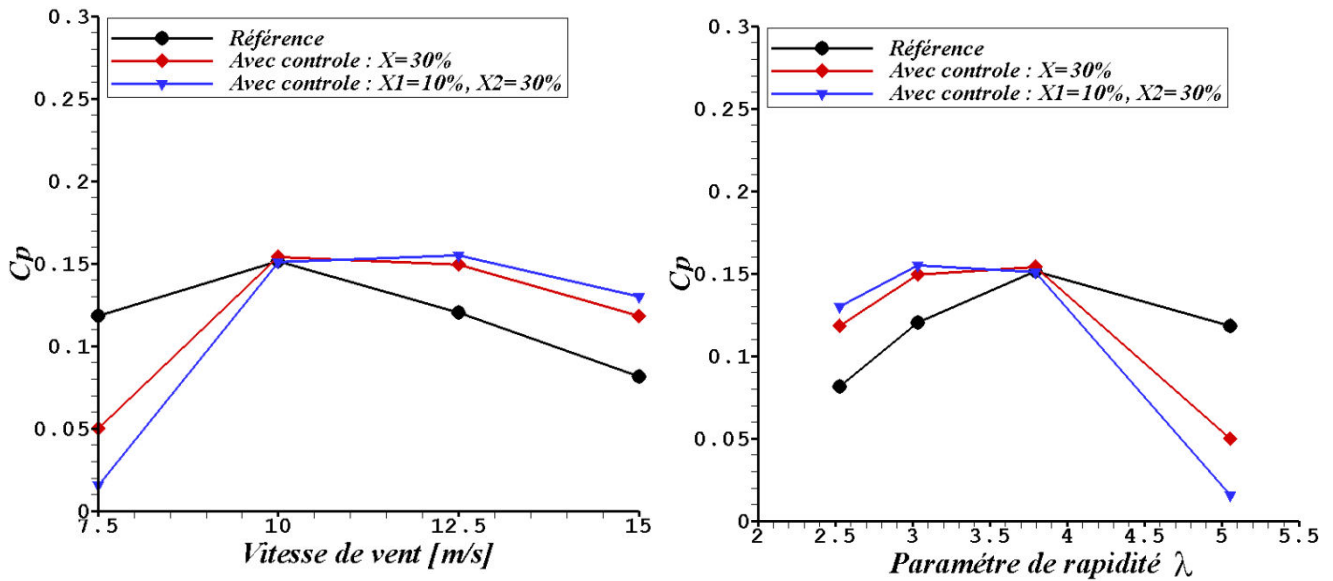


Figure F.2 : Variation du coefficient de puissance en fonction de la vitesse du vent (à gauche) et en fonction du paramètre de rapidité λ (à droite)