

**Titre:** Étude numérique d'une éolienne hybride asynchrone  
Title:

**Auteur:** Fady Jamati  
Author:

**Date:** 2011

**Type:** Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

**Référence:** Jamati, F. (2011). Étude numérique d'une éolienne hybride asynchrone [Master's thesis, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.  
Citation: <https://publications.polymtl.ca/607/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**  
Open Access document in PolyPublie

**URL de PolyPublie:** <https://publications.polymtl.ca/607/>  
PolyPublie URL:

**Directeurs de  
recherche:** Ion Paraschivoiu  
Advisors:

**Programme:** Génie mécanique  
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE NUMÉRIQUE D'UNE ÉOLIENNE HYBRIDE ASYNCHRONE

FADY JAMATI

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION  
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES  
(GÉNIE MÉCANIQUE)

AOÛT 2011

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé:

ÉTUDE NUMÉRIQUE D'UNE ÉOLIENNE HYBRIDE ASYNCHRONE

Présenté par : JAMATI Fady

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. REGGIO Marcelo, Ph. D., président

M. PARASCHIVOIU Ion, Ph. D., membre et directeur de recherche

M. YOUNSI Ramdane, Ph. D., membre

## REMERCIEMENTS

Dans le cadre de cette maîtrise, le travail de recherche auquel j'ai été initié a été une expérience intellectuellement épanouissante et humainement exaltante. Rien de cela n'aurait été possible sans ceux qui m'ont donné l'opportunité de poursuivre mon ambition scientifique, ceux qui ont partagé avec moi leur savoir, qui m'ont soutenu dans mes efforts, et qui m'ont permis d'éviter les difficultés par leurs bons conseils.

En premier lieu, je tiens à remercier mon directeur de recherche le Professeur Ion Paraschivoiu, qui m'a ouvert une porte vers le monde de la recherche scientifique, et qui m'a donné, à la fois, l'autonomie et l'encadrement nécessaire pour faire mes premiers pas dans cette discipline exigeante. De surcroît, je me sens particulièrement honoré et privilégié d'avoir mené mes recherches sur les éoliennes à axe vertical sous la direction d'un chercheur qui est l'un des pionniers de cette technologie, et dont l'expertise m'a éclairée.

Je tiens aussi, à remercier chaleureusement, mes collègues du laboratoire d'aérodynamique, en particulier l'auxiliaire de recherche du professeur Paraschivoiu, Norbert-Vouthi Dy qui s'est toujours rendu disponible et m'a fait bénéficier de tout son savoir, sans oublier Kazem Hassanzadeh toujours prêt à aider les autres. Je remercie aussi les stagiaires qui ont contribué à enrichir mes connaissances par leur travail, je pense en particulier à Thomas Azzuro.

Enfin, je remercie, avec émotion, mes proches qui m'ont toujours apporté un soutien moral sans faille, dans mon parcours académique, et dans la poursuite de mon bonheur.

## RÉSUMÉ

Des turbines de formes différentes fonctionnent optimalement à des vitesses de rotations différentes. Par exemple, une turbine de type Savonius fonctionne optimalement quand elle tourne à peu près à la même vitesse que le vent qui l'entraîne, alors qu'une turbine de type Darrieus fonctionne optimalement quand elle tourne, en moyenne, 5 fois plus vite. Si ces deux turbines sont toutes deux simplement fixées à l'axe d'une éolienne et qu'elles tournent donc à la même vitesse angulaire il y aura des interférences entre les deux. La première étant ralentie par la seconde, et la seconde étant accélérée par la première.

L'éolienne hybride asynchrone est une éolienne à axe vertical qui combine deux turbines concentriques qui ont chacune au moins deux pales: une turbine intérieure qui exploite la force de traînée du vent (type Savonius), et une turbine extérieure qui exploite la force de portance du vent (type Darrieus). Le concept de l'éolienne hybride asynchrone est que chaque turbine tourne à une vitesse angulaire différente de l'autre qui correspond à sa vitesse optimale, c'est-à-dire à la vitesse à laquelle elle a le meilleur rendement. Ceci est rendu possible par l'utilisation du train épicycloïdal qui est l'élément nouveau de la machine. Les différentes turbines ne sont pas directement liées à l'axe d'entraînement du générateur mais elles le sont par l'intermédiaire d'un train épicycloïdal. Chaque turbine est liée à l'engrenage périphérique (l'Anneau) d'un train épicycloïdal et tourne à une vitesse différente de l'autre selon le ratio de distribution des vitesses du train épicycloïdal auquel elle est liée. L'engrenage central (le Soleil) des trains épicycloïdaux est fixé à l'axe d'entraînement. Les axes des engrenages intermédiaires (les Planètes) des trains épicycloïdaux sont fixes. De cette manière, la turbine exploitant la force de portance tourne plus vite que celle exploitant la force de traînée, ce qui permet de réduire les interférences entre les rotors concentriques du modèle hybride Darrieus-Savonius. La finalité est d'essayer d'exploiter simultanément les forces de portance et de traînée du vent, pour profiter à la fois d'un couple élevé, donc d'une faible vitesse de démarrage, et d'un haut rendement. La présente étude évalue, par des simulations numériques, les performances de la turbine hybride asynchrone, en comparaison avec l'hybride Darrieus-Savonius conventionnelle. Nous avons conclu que l'on peut améliorer le rendement aérodynamique d'une éolienne hybride de 20% avec un fonctionnement asynchrone. Nous avons aussi conclu qu'il n'y a pas de synergie entre les rotors dans le montage imbriqué, et qu'un montage en étage (un rotor au-dessus de l'autre) est plus avantageux

## ABSTRACT

Turbines of different shapes function optimally at different rotation speeds. For example, a Savonius type wind turbine functions optimally when it rotates at about the same speed than the wind that drags it, whereas the Darrieus type functions optimally when it rotates, in average, five times faster. If these two turbines are both simply fixed to the same rotating axis and thus rotate at the same angular speed there will be interferences between the two. The first being slowed down by the second, and the second being accelerated by the first.

The asynchronous hybrid wind turbine is a vertical axis wind turbine that combines two concentric turbines of at least two blades each: An interior turbine that harnesses the drag force of the wind (Savonius type), and an exterior turbine that harnesses the lift force of the wind (Darrieus type). The concept of the asynchronous hybrid wind turbine is that each turbine rotates at a different angular speed corresponding to its optimal speed, that is to say the speed at which it has the best efficiency. This is enabled by the use of a planetary gear which is the new element of the machine. The different turbines are not directly linked to the shaft but they are thrown a planetary gear. Each turbine is fixed to the Annulus of a planetary gear and rotates at an angular speed different than the other according to the speed ratio of the planetary gear to which it is fixed. The Sun gears of the planetary gears are fixed to the shaft. The rotating axes of the Planets are fixed. This way the lift-based turbine rotates faster than the drag-based turbine, which reduces interference between the concentric rotors of the Darrieus-Savonius hybrid. The purpose of this is to attempt to exploit simultaneously the lift and drag forces, in order to take advantage of both high torque, thus low starting speed, and high efficiency. This study evaluates, by numerical simulations, the performance of the hybrid asynchronous turbine compared to the conventional Darrieus-Savonius hybrid. We have concluded that we can increase the aerodynamic efficiency of a hybrid wind turbine by 20% with an asynchronous operating mode. We have also concluded that is no synergy between the concentric turbines, and mounting one rotor above the other, rather than one inside the other, is recommended.

## TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS .....	III
RÉSUMÉ.....	IV
ABSTRACT .....	V
TABLE DES MATIÈRES .....	VI
LISTE DES FIGURES.....	IX
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS .....	XI
LISTE DES ANNEXES.....	XIII
INTRODUCTION.....	1
Le contexte .....	1
Revue de littérature .....	2
Objectif.....	4
CHAPITRE 1 LES VARIABLES AERODYNAMIQUES.....	6
1.1 Les forces aérodynamiques .....	7
1.2 Les coefficients aérodynamiques .....	8
CHAPITRE 2 LES DIFFERENTS TYPES D'EOLIENNES.....	11
2.1 Les éoliennes à axe horizontal HAWT .....	11
2.2 Les éoliennes à axe vertical (VAWT).....	12
2.2.1 Le type Darrieus .....	12
2.2.2 Le Type Savonius.....	13
2.2.3 Le type hybride Darrieus-Savonius.....	13
2.3 L'éolienne hybride asynchrone .....	15
CHAPITRE 3 LES MODELES AERODYNAMIQUES DE REFERENCES.....	17
3.1 Le modèle du disque actuateur simple .....	17

3.2	Le modèle du double disque actuateur .....	19
3.3	La théorie des éléments de pale.....	21
3.4	Le modèle du double disque actuateur multiple.....	23
CHAPITRE 4 SIMULATIONS NUMERIQUES.....		28
4.1	Méthodologie des simulations.....	28
4.2	Introduction au CFD.....	30
4.3	Technique de maillage .....	31
4.3.1	Maillages non structurés.....	31
4.3.2	Maillages structurés.....	32
4.3.3	Maillages coulissants « Sliding meshes » .....	35
4.3.4	Convergence du maillage .....	35
4.4	Modèle mathématique .....	37
4.4.1	Les équations RANS .....	38
4.4.2	Le modèle Spalart-Allmaras.....	39
4.4.3	La loi de la paroi « low of the wall » .....	40
4.5	Schéma de discrétisation .....	40
4.5.1	Discrétisation spatiale .....	42
4.5.2	Discrétisation temporelle.....	44
4.6	Conditions limites .....	45
4.7	Méthode de résolution.....	46
4.8	Traitement des données.....	47
4.9	Résumé des paramètres CFD .....	48
CHAPITRE 5 ANALYSE DES RESULTATS .....		49
5.1	Le rotor H-Darrieus.....	49



5.1.1	Validation .....	49
5.1.2	Analyse.....	50
5.2	Le rotor Savonius .....	53
5.2.1	Validation .....	53
5.2.2	Analyse.....	54
5.3	L'éolienne hybride Darrieus-Savonius.....	57
5.4	L'éolienne hybride asynchrone .....	60
5.5	L'éolienne hybride asynchrone en fonctionnement inverse.....	65
5.6	Discussion .....	66
CONCLUSION .....		68
BIBLIOGRAPHIE .....		70
ANNEXES .....		71

## LISTE DES FIGURES

Figure 1-1 : Les forces sur un profil aérodynamique .....	6
Figure 1-2 : Variation des forces aérodynamiques en fonction de l'angle d'attaque.....	8
Figure 2-1 : Les caractéristiques d'une HAWT .....	11
Figure 2-2 : Les caractéristiques d'une éolienne Darrieus .....	12
Figure 2-3 : Les caractéristiques d'une éolienne Savonius .....	13
Figure 2-4 : Les caractéristiques d'une éolienne hybride Darrieus-Savonius.....	14
Figure 2-5 : Rendement des différents types d'éoliennes .....	14
Figure 2-6 : Schéma de principe de l'éolienne hybride asynchrone .....	15
Figure 2-7 : Les différents montages de l'éolienne hybride asynchrone .....	16
Figure 3-1 : Disque actuateur simple .....	17
Figure 3-2 : Disque actuateur double .....	19
Figure 3-3 : Les coefficients aérodynamiques pour une éolienne Darrieus .....	21
Figure 3-4 : Section horizontale d'une éolienne Darrieus.....	23
Figure 3-5 : Section verticale d'une éolienne Darrieus .....	24
Figure 4-1 : Indexage directe dans un maillage structuré .....	32
Figure 4-2 : Vue rapprochée du maillage de la turbine Savonius .....	33
Figure 4-3 : Vue rapprochée du maillage du profil aérodynamique dans la turbine Darrieus .....	34
Figure 4-4 : Maillage 2D de la turbine Darrieus .....	36
Figure 4-5 : Maillage 2D de la turbine Savonius .....	36
Figure 4-6 : Maillage 2D de l'hybride Darrieus-Savonius.....	37
Figure 4-7 : Schéma d'une cellule et des vecteurs associés .....	43
Figure 5-1 : Spécifications du rotor-H .....	49
Figure 5-2 : Coefficient de puissance en fonction de la vitesse spécifique pour le rotor-H .....	50

Figure 5-3 : Distribution des vitesses (m/s) dans le rotor-H ( $X=4$ ).....	51
Figure 5-4 : Distribution des pressions (Pa) sur un profil, $\theta=0$ (gauche), $\theta=90$ (droite).....	52
Figure 5-5 : Spécifications du rotor-S .....	53
Figure 5-6 : Coefficient de puissance en fonction de la vitesse spécifique pour le rotor-S .....	54
Figure 5-7 : Distribution des vitesses (m/s) dans le rotor-S ( $X=0.8$ ).....	55
Figure 5-8 : Distribution des pressions (Pa) sur un profil du rotor-H.....	56
Figure 5-9 : Spécifications du rotor S-H .....	57
Figure 5-10 : Distribution des vitesses (m/s) dans le rotor S-H ( $X=4$ ).....	58
Figure 5-11 : Coefficient de puissance en fonction de la vitesse spécifique pour le rotor-H .....	59
Figure 5-12 : Spécifications du rotor S-H Asynchrone.....	60
Figure 5-13 : Distribution des vitesses (m/s) dans le rotor S-H asynchrone ( $X=4$ ) .....	61
Figure 5-14 : Coefficient de puissance en fonction de la vitesse spécifique pour le rotor S-H ASYNC .....	62
Figure 5-15 : Comparaison entre le mode SYNC et ASYNC.....	63
Figure 5-16 : Couple en fonction du temps pour le rotor S-H ( $X=4$ ).....	64
Figure 5-17 : Couple en fonction du temps pour le rotor S-H asynchrone ( $X=4$ ).....	64
Figure 5-18 : Spécifications du rotor S-H Asynchrone inverse .....	65
Figure 5-19 : Distribution des vitesses (m/s) dans le rotor S-H asynchrone inverse ( $X=4$ ).....	66
Figure 5-20 : Coefficient de puissance en fonction de la vitesse spécifique pour le rotor S-H ASYNC INV .....	66

## LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

$A$  : Surface balayée du rotor (m)

$\vec{A}_f$  : Aire de la face  $f$

$a_i$  : Coefficient linéarisé de la variable  $\emptyset$

$a_j$  : Coefficients linéarisé des variables  $\emptyset_j$  provenant des cellules voisine de  $\emptyset$ .

$C$  : Couple (N.m)

$c$ : Corde du profil (m)

$C_d$  : Coefficient de trainée

$C_L$  : Coefficient de portance

$C_N$  : Coefficient de la force normale

$C_p$  : Coefficient de puissance

$C_T$  : Coefficient de la force tangentielle

$D$  : Force de trainée (N)

$E$  : Constante =9.793

$F$  : Force (N)

$f$  : Fonction caractéristique du demi-cycle du rotor

$\vec{g}$  : Accélération gravitationnelle ( $m/s^{-2}$ )

$k$  : Constante de Kármán = 0.4187

$L$  : Force de portance (N)

$\dot{m}$  : Débit massique (Kg/s)

$N$  : Force normale (N)

$\vec{n}$  : vecteur normal à la surface

$N_{faces}$ : Nombre de faces d'une cellule

$N_f$  : Nombre de nœuds de la face d'une cellule

$N_p$  : Nombre de pales du rotor

$P$  : Puissance (W)

$p$  : Pression statique (Pa)

$q$ : Pression dynamique (Pa)

$R, r$  : Rayon du rotor (m), rayon local du rotor (m)

$\vec{r}$  : Vecteur de déplacement du centre vers la face de la cellule  
 $Re$  : Nombre de Reynolds  
 $S$  : Surface de référence (N)  
 $T$  : Force tangentielle (N)  
 $u$  : Vitesse parallèle à la paroi (m/s)  
 $u_T$  : Vitesse de cisaillement (m/s)  
 $V$  : Vitesse du vent (m/s)  
 $\vec{v}$  : Vecteur de vitesse du flux dans une cellule (m/s)  
 $V_\infty$  : Vitesse du vent non perturbé (m/s)  
 $W$  : Vitesse relative de vent (m/s)  
 $X$  : Vitesse spécifique (TSR « Tip Speed Ration »)  
 $y$  : Distance de la paroi (m)  
 $Yplus$  : Mesure adimensionnelle de distance par rapport à la paroi  
 $Z$  : Altitude (m)

### **Lettre grecques**

$\sigma$  : Facteur d'interférence du rotor  
 $\alpha$  : Angle d'attaque (rad)  
 $\mu$  : Viscosité dynamique (Pa.s)  
 $\rho$  : Masse volumique (Kg/m<sup>3</sup>)  
 $\omega$  : Vitesse angulaire (rad/s)  
 $\theta$  : Azimut (rad)  
 $\delta$  : Inclinaison vertical des pales (rad)  
 $\epsilon$  : Facteur de frottement propre au type de terrain  
 $\bar{\tau}$  : Taux de cisaillement (N/m<sup>2</sup>)  
 $\emptyset$  : Variable scalaire  
 $\tau_\emptyset$  : coefficient de diffusion pour  $\emptyset$   
 $\emptyset_f$  : Valeur de  $\emptyset$  traversant la face  $f$   
 $\vartheta$  : Volume d'une cellule (m<sup>3</sup>)

**LISTE DES ANNEXES**

ANNEXE 1 – DÉTAIL DU MAILLAGE.....	75
ANNEXE 2 –MAILLAGE ALTERNATIF POUR LE ROTOR-H.....	77
(CALAGE RÉGLABLE)	

## INTRODUCTION

### Le contexte

Pour répondre au défi environnemental et énergétique, de nombreuses alternatives sont considérées. Les pouvoirs politiques, encore confus sur la stratégie à suivre, s'accordent tous cependant sur certaines actions à entreprendre, une ambition est partagée: Etendre et généraliser l'utilisation des énergies renouvelables par des politiques d'investissements, de subventions ou de détaxations. Les politiques d'incitations fiscales, pour favoriser l'initiative privée dans la production locale ou domestique de l'énergie durable, incitent de plus en plus de particuliers à installer des sources d'énergies renouvelables à petite échelle dans leur propriété. Le plus souvent, le choix de ces nouveaux consommateurs se tourne vers le photovoltaïque, mais de nouvelles compagnies mettent en vente des éoliennes de petites puissances.

L'éolien de grande puissance a déjà fait ses preuves et les grandes éoliennes à axe horizontal ont atteint une certaine maturité dans leur développement. Cependant, la technologie éolienne actuelle connaît certaines limites, en premier lieu, le problème majeur de cette technologie est que, souvent, son fonctionnement optimal ne correspond pas à tous les régimes de vent. En effet, les éoliennes de grandes puissances sont conçues pour fonctionner avec des vitesses de vent élevées et de direction constante. Par conséquent, les ressources éoliennes adaptées pour cette technologie sont limitées, et se situent essentiellement sur les côtes et dans les grandes plaines. Ce type d'éoliennes sont généralement des éoliennes à axe horizontale ou HAWT « Horizontal Axis Wind Turbine ».

En conséquence, de nouvelles voies sont à l'heure actuelle explorées. En particulier le développement de turbines pouvant fonctionner à de faibles vitesses de vent pour tirer plus grand profit du potentiel éolien et qui peuvent s'intégrer au milieu urbain, étant donné que le régime du vent des zones urbaines est défavorable aux technologies classiques. Ainsi, de nouveaux modèles qui s'adaptent mieux à cet environnement, sont constamment développés. La tendance est de concevoir des turbines qui peuvent tourner à faibles vents et indépendamment de la direction du vent, très imprévisible en milieu urbain. La technologie qui suscite le plus d'intérêt et qui se répand le plus pour les applications urbaines sont les éoliennes à axe vertical ou VAWT « Vertical Axis Wind Turbine ».

## Revue de littérature

La technologie des éoliennes à axe vertical est née avec l'invention de la turbine de type Savonius par l'ingénieur finlandais Johannes Savonius en 1925. Cette éolienne, formée de deux aubes en formes de demi-cercles, exploite la force de traînée du vent. Les aubes d'une éolienne de type Savonius tournent à peu près à la même vitesse que le vent qui l'entraîne. Ce type de turbine développe un couple élevé et il démarre et fonctionne à des faibles vitesses de vent (2-3m/s). Cependant son rendement est faible (20%).

Un certain nombre d'études ont été menées pour caractériser le fonctionnement de turbines Savonius. On remarque en particulier l'étude de V. D'Alessandro (2010) qui produit des résultats expérimentaux et numériques convainquants évaluant les performances d'une Savonius. On remarque aussi les recherches de Burçin Deda Altan (2008) qui démontre que l'on peut significativement améliorer (+40%) les performances d'une Savonius par l'utilisation de guides d'écoulements.

Contemporain de Savonius, l'ingénieur Français Jean-Marie Darrieus (1931) invente la turbine du même nom. Cette éolienne, formée d'au moins deux pales aérodynamiques exploite la force de portée du vent. Les pales d'une éolienne de type Darrieus tournent environ cinq fois plus vite que le vent qui l'entraîne. Cette l'éolienne est généralement plus efficace que le type Savonius, avec un rendement proche de 40%, mais son couple est plus faible et elle démarre plus difficilement (4-5m/s).

Après les travaux de Darrieus et Savonius, les éoliennes à axe vertical ont perdu l'intérêt du monde scientifique au milieu du 20ième siècle. On commence à s'y intéresser de nouveau à partir du début des années 80. Depuis le regain d'intérêt pour cette technologie, de nombreuses études ont été menées pour évaluer ces performances et modéliser son fonctionnement. Le chef de file dans ce domaine est le Professeur Ion Paraschivoiu. En 1981, Ce dernier expose son modèle « Double-Multiple Stream Tube for Darrieus Wind Turbines ». Depuis, ce modèle aérodynamique est la référence pour caractériser le fonctionnement et prédire les performances des éoliennes de type Darrieus. Dans la même période, le centre de recherche américain *Sandia National Laboratories* a effectué de nombreux essais expérimentaux sur des turbines du même type.



En 2004, Robert Nason Thomas a couplé deux éoliennes à axe vertical de type Darrieus pour que le vortex engendré par une turbine augmente l'efficacité de l'autre. Les deux turbines sont placées l'une à côté de l'autre sur des axes séparés, et l'une tourne dans le sens opposé de l'autre.

En 2005, un britannique du nom de Michael Mark Rainbow combine des turbines de type Darrieus et Savonius. Les deux turbines sont concentriques et solidaires du même axe, la turbine Savonius étant à l'intérieur la turbine Darrieus. L'avantage de ce système hybride est que les aubes de la Savonius permettent à l'éolienne de démarrer à de faibles vitesses de vents sans assistance, alors que les pales de la Darrieus exploitent la force de portée du vent. Le problème majeur de ce type est que des interférences entre les deux turbines nuisent au mouvement de l'ensemble.

Peu de temps après, un américain du nom Willian S. Becker (2005) élabore un autre modèle hybride. La turbine intérieure est cette fois de forme hélicoïdale, et la structure extérieure de cette éolienne la rend modulable, plusieurs modules pouvant s'emboîter les uns à la suite des autres verticalement ou horizontalement.

Dans la même période de temps, un scientifique japonais nommé Fumiro Kaneda (2007) développe une turbine avec trois pales concaves décalées par rapport au centre, qui s'apparente au type Savonius. Ces trois pales forment un rotor entouré de trois pales fixes qui servent à diriger l'air sur le rotor pour empêcher la formation de vortex et améliorer les performances.

Peu de temps après, deux américains Gary d. Roberts et David W. Roberts (2008) conçoivent une variation de la machine de Kaneda avec des formes de pales différentes. Les pales du rotor sont en forme de croissant et celles du guide d'air sont droites.

Toujours dans ces dernières années, une équipe canadienne formée de Pertti H. Naslaki, Angus MacLean, Neil C. C. Gray, J. Harry Lewis, et A. Patrick Newall (2008), améliorent la conception des turbines à trois pales concaves en leur donnant une forme hélicoïdale.

Peu d'études ont été effectuées sur le système hybride Darrieus-Savonius, on note surtout les travaux de chercheurs Japonais menés par Tetsuya Wakui qui publie en 2005 une étude expérimentale sur deux configurations d'hybrides : un montage où les deux rotors sont encastrés

l'un à l'intérieur de l'autre, et un montage où les deux rotors sont superposés en étage l'un au-dessus de l'autre, dans les deux cas il mesure le même rendement aérodynamique (20%). Gupta (2008), a lui aussi publié une étude expérimental sur un montage hybride en étage avec des turbines à trois pales montées en étage.

## Objectif

Le projet de recherche proposé consiste à développer et à évaluer une éolienne à axe vertical qui s'apparente au type hybride Darrieus-Savonius avec des mécanismes nouveaux qui ont pour but d'atténuer les interférences entre la turbine intérieure de type Savonius et la turbine extérieure de type Darrieus. L'élément nouveau est l'utilisation de trains épicycloïdaux entre l'arbre de la turbine et les rotors. Ainsi, les turbine Savonius et Darrieus ne tournent plus à la même vitesse, mais chacune tourne à la vitesse angulaire qui est la mieux adaptée à son fonctionnement, tout en entraînant le même arbre. Ce système constitue une idée originale qui n'a jamais été essayée auparavant. Nous avons nommé ce modèle l'éolienne hybride asynchrone.

Notre objectif général est de contribuer à la meilleure compréhension des VAWT et au développement de cette technologie récente. Nous espérons faire avancer de nouvelles idées, et proposer des éléments de solutions pour l'exploitation du vent par des technologies alternatives. Plus précisément, nous tenterons de caractériser, par des calculs numériques, l'interaction entre les deux principaux types de VAWT, les turbines à portance (ou type Darrieus) et les turbines à traînée (type Savonius) dans un fonctionnement couplé. Nous identifions deux causes d'interférences négatives entre les deux rotors d'une éolienne hybride :

- Les interférences par obstructions : Un rotor ralenti le vent qui attaque l'autre
- Les interférences de couplage : Un rotor ralenti la rotation de l'autre

Nous voulons comprendre la nature et l'impact de ces interférences et les caractériser. Nous voulons aussi déterminer si l'interaction des deux rotors peut être constructive plutôt

qu'obstructive, ce qui permettrait de créer une synergie entre les deux turbines. Enfin, notre objectif spécifique est d'améliorer le rendement de l'éolienne hybride standard.

Ce mémoire présentera le produit de notre recherche relativement à l'étude des VAWT et de l'éolienne hybride asynchrone. Nous exposerons nos travaux à travers les étapes suivantes.

- Chapitre 1 : Nous définirons tout d'abord les variables aérodynamiques qui caractérisent le fonctionnement et les performances des éoliennes, et qui sont nécessaires à la compréhension de cette étude.
- Chapitre 2 : Nous présenterons brièvement les différents types d'éoliennes et leur mode de fonctionnement pour cadrer notre projet de recherche et situer l'éolienne hybride asynchrone dans la gamme des technologies disponibles.
- Chapitre 3 : Nous présenterons les modèles aérodynamiques de références qui permettent de comprendre et de quantifier le fonctionnement de VAWT. Nous parlerons en particulier du modèle du double disque actuateur multiple, dont les résultats seront comparés aux simulations numériques.
- Chapitre 4 : Nous expliquerons la méthodologie des simulations exécutées dans ce projet de recherche, les méthodes numériques utilisées pour simuler le fonctionnement des différentes turbines étudiées, et nous justifierons le choix des paramètres de ces simulations
- Chapitre 5 : Enfin, après avoir vérifié la validité de nos calculs, nous analyserons les résultats et tirerons nos conclusions, sur les performances de l'éolienne hybride asynchrone, sur l'avancée réalisée, et sur l'avancement qui reste à réaliser.

## CHAPITRE 1 LES VARIABLES AERODYNAMIQUES

Un profil aérodynamique présente un nez arrondi, le bord d'attaque, et une queue affutée, le bord de fuite. La corde  $c$  du profil joint par une ligne droite le bord d'attaque et le bord de fuite. Le centre de pression est point d'application des forces aérodynamiques, il est généralement situé à  $c/4$  du bord d'attaque.

Face au vent, un profil aérodynamique subit deux types de forces, une force de portance et une force de trainée. La force de portance est perpendiculaire à la direction du vent, et elle est causée par la distribution de la pression sur le profil. La trainée est parallèle à la direction du vent, elle est causée par le frottement sur le profil et par la dépression dans son sillage. Les forces et les variables aérodynamiques pertinentes à ces études sont expliquées ci-dessous.

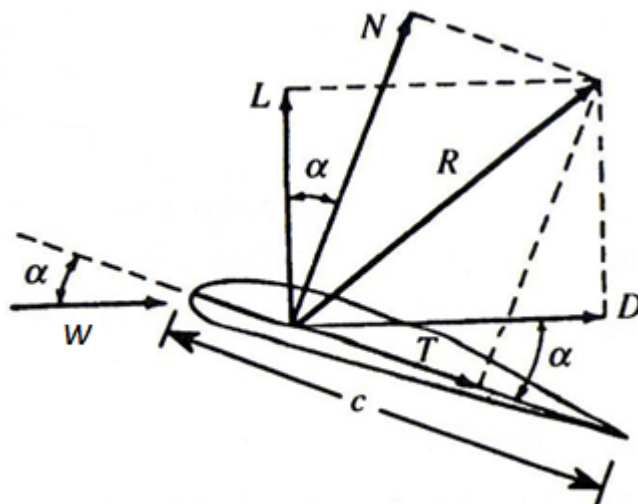


Figure 1-1 : Les forces sur un profil aérodynamique

### La vitesse relative $W$

La vitesse relative de l'écoulement sur le profil est la sommation vectorielle du vent perturbé (par le mouvement du profil) et la vitesse de déplacement du profil aérodynamique. Si le profil est immobile alors La vitesse relative n'est autre que la vitesse du vent non perturbé.

## **L'angle d'attaque $\alpha$**

L'angle d'attaque est l'angle formée par la corde  $c$  du profil aérodynamique par rapport à la direction de la vitesse relative du vent (Figure 1-1).

## **1.1 Les forces aérodynamiques**

### **La force de portance $L$**

Quand un profil est légèrement incliné par rapport à la direction du vent (faible angle d'attaque), l'écoulement reste attaché au profil, il est accéléré sur la partie inclinée face au vent, soit l'intrados, et il est ralenti sur la partie faisant dos au vent, soit l'extrados. Il se crée alors une dépression sur l'extrados et une surpression sur l'intrados. Cette différence de pression génère une force perpendiculaire à la direction du vent, dirigée de l'intrados vers l'extrados, c'est la portance.

### **La force de trainée $D$**

La force de trainée est la force qui résiste à l'écoulement, elle est donc de même sens et de même direction que la vitesse relative de l'écoulement. On distingue deux types de forces de trainées, la trainée de frottement et la trainée de pression. La trainée de frottement dépend de la rugosité de la paroi et de la viscosité du fluide. La trainée de pression dépend de l'importance de la dépression dans le sillage qui est due essentiellement à la forme du profil et à son orientation par rapport au vent. Ainsi, dans les écoulements attachés, la trainée est essentiellement due au frottement et son ampleur est limitée, alors que la portance est dominante. Par contre, quand un profil est fortement incliné par rapport au vent, l'écoulement se détache, une dépression apparaît dans le sillage, et la trainée de pression devient dominante, c'est ce qu'on appelle le décrochage (Figure 1-2).

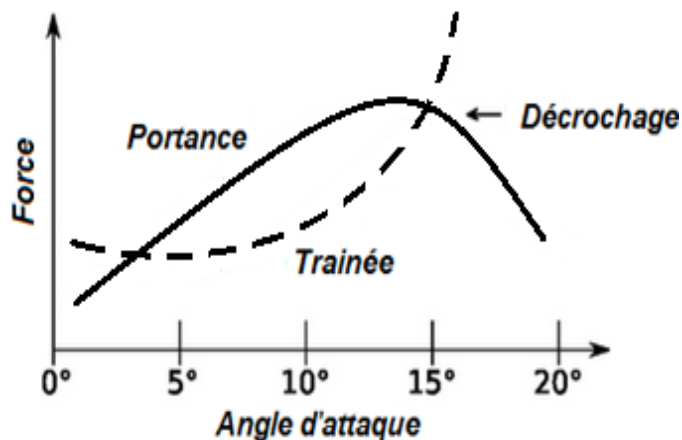


Figure 1-2 : Variation des forces aérodynamiques en fonction de l'angle d'attaque

La force normale  $N$ , perpendiculaire à la corde, et de la force tangentielle  $T$ , alignée avec la corde, peuvent être exprimées en fonction des forces de Portance, de Trainée et de l'angle d'attaque  $\alpha$  (Figure 1-1) :

$$N = L \cos \alpha + D \sin \alpha \quad (1-1)$$

$$T = L \sin \alpha - D \cos \alpha \quad (1-2)$$

## 1.2 Les coefficients aérodynamiques

### Le Nombre de Reynolds $Re$

Le nombre de Reynolds est un coefficient adimensionnel qui caractérise l'importance des forces de viscosité dans un fluide. Il est égal au rapport entre la force d'inertie et la force de viscosité.  $W$  étant la vitesse de vent relative sur la pale,  $\rho$  la densité,  $c$  la corde, et  $\mu$  la viscosité, le nombre de Reynolds est donné par :

$$Re = \frac{\rho W c}{\mu} \quad (1-3)$$

Il est très utile pour les études aérodynamiques d'exprimer ces forces de manière adimensionnelles, pour ce faire on définit les coefficients suivants :

$$\text{Coefficient de portance} \quad C_L = \frac{L}{Sq} \quad (1-4)$$

$$\text{Coefficient de trainée} \quad C_d = \frac{D}{Sq} \quad (1-5)$$

$$\text{Coefficient de la force normale} \quad C_N = \frac{N}{Sq} \quad (1-6)$$

$$\text{Coefficient de la force tangentielle} \quad C_T = \frac{T}{Sq} \quad (1-7)$$

$q$ : pression dynamique :  $q = \frac{1}{2} \rho V_\infty^2$

$V_\infty$ : Vitesse du vent non perturbé

Pour une section de pale (2D):  $S = c$  corde du profil de pale.

Pour un rotor :  $S =$  surface balayée

$C_L$  et  $C_D$  sont des coefficients adimensionnels, qui sont propre à la forme d'un profil aérodynamique mais indépendants de son échelle. Pour une géométrie de profil donnée et pour un nombre de Reynolds donné, ces coefficients varient donc en fonction de l'angle d'attaque  $\alpha$ .

### **Coefficient de puissance $C_p$**

Le coefficient de puissance est un coefficient adimensionnel qui correspond au rendement aérodynamique d'une éolienne. Il est le rapport entre la puissance disponible dans le vent et la puissance développée par le rotor. (Il ne prend pas en compte le rendement du générateur):

$$C_p = \frac{P}{P_{max}} = \frac{\omega C}{\frac{1}{2}\rho A V_\infty^3} \quad (1-8)$$

Où  $\omega$  est la vitesse angulaire du rotor,  $C$  le couple du rotor, et  $A$  la section balayée par le vent.

### **Vitesse spécifique (TSR « Tip Speed Ration ») $X$**

La vitesse spécifique est une variable adimensionnelle qui caractérise la vitesse relative du vent sur les pales. Elle est le rapport entre la vitesse tangentielle, produit de la vitesse angulaire  $\omega$  et du rayon  $R$ , et de la vitesse du vent non perturbé :

$$X = \frac{\omega R}{V_\infty} \quad (1-9)$$

*Les performances des éoliennes sont le plus souvent caractérisées, de manière adimensionnelle, par la variation du coefficient de puissance  $C_p$  en fonction de la vitesse spécifique  $X$ .*



## CHAPITRE 2 LES DIFFERENTS TYPES D'EOLIENNES

Les éoliennes se classent en deux grande familles : Les éoliennes à axe horizontal HAWT « Horizontal Axis Wind Turbine » et les éoliennes à axe vertical VAWT « Vertical Axis Wind Turbine ». Les HAWT sont les plus répandues dans l'éolien de grande puissance. Le développement des VAWT est plus récent, mais ce type de turbines connaît un développement accéléré, surtout pour des petites ou moyennes puissances adaptées à des applications urbaines ou domestiques. Des projets pour des VAWT de grandes puissances voient aussi le jour.

### 2.1 Les éoliennes à axe horizontal HAWT

Les éoliennes à axe horizontal ont une efficacité prouvée, elles sont globalement plus performantes que les éoliennes à axe vertical, du moins pour les vents laminaires de grandes vitesses. Cependant, elles fonctionnent mal dans des vents instables ou de directions incertaines. Elles sont généralement plus bruyantes que les VAWT. Enfin leurs pales peuvent briser, elles posent donc un problème sécuritaire plus important que les VAWT. Les HAWT classiques utilisent des profils aérodynamiques et fonctionnent sur la force de portance. Les principales caractéristiques de ce type d'éoliennes sont les suivantes (Figure 2-1) :

- Exploite la force de portée du vent.
- Coefficient de puissance max = 45-50%
- Vitesse spécifique optimale = 5 à 6
- Vitesse de démarrage = 4-5m/s

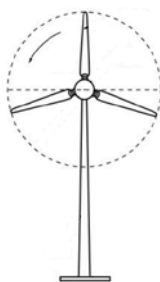


Figure 2-1 : Les caractéristiques d'une HAWT

## 2.2 Les éoliennes à axe vertical (VAWT)

Les éoliennes à axe vertical sont plus adaptées à une utilisation dans le milieu urbain, étant donné que leur fonctionnement est indépendant de la direction du vent, imprévisible dans cet environnement, et qu'elles sont généralement plus robustes que les HAWT et moins bruyantes. La forme privilégiée pour les VAWT, du moins pour le milieu urbain, n'est pas encore bien identifiée puisque aucun modèle ne s'est encore imposé comme étant le plus performant. On peut toutefois classer Les VAWT en deux familles de turbines, le type Darrieus et le type Savonius.

### 2.2.1 Le type Darrieus

Les éoliennes de type Darrieus sont constituées de deux ou trois pales à profils aérodynamiques, et fonctionnent sur la force de portance. Elles peuvent être à pales droites, troposkein ou hélicoïdales. Les principales caractéristiques de ce type d'éoliennes sont les suivantes (Figure 2-2):

- Exploite la force de portée
- Coefficient de puissance max = 35-40%
- Vitesse spécifique optimale = 4 à 6
- Vitesse de démarrage = 4-5m/s

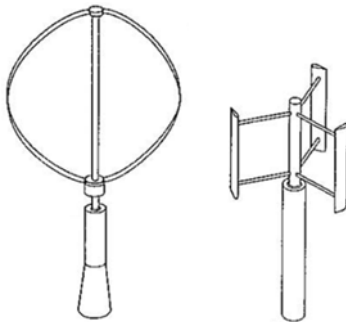


Figure 2-2 : Les caractéristiques d'une éolienne Darrieus

### 2.2.2 Le Type Savonius

Les éoliennes de type Savonius sont constituées de deux ou trois aubes, généralement en forme de demi-cylindre et fonctionnent sur la force de trainée. Elles peuvent être à pales droites, ou torsadées. Les principales caractéristiques de ce type d'éoliennes sont les suivantes (Figure 2-3):

- Exploite la force de trainée
- Coefficient de puissance max = 15-25%
- Vitesse spécifique optimale = 0.8 à 1
- Vitesse de démarrage = 2-3m/s

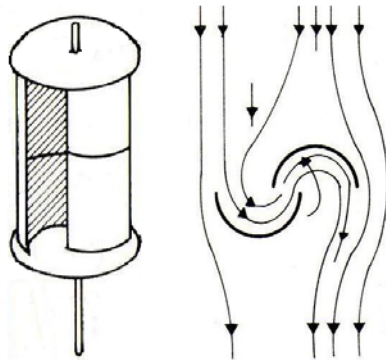


Figure 2-3 : Les caractéristiques d'une éolienne Savonius

### 2.2.3 Le type hybride Darrieus-Savonius

Les éoliennes de type hybride Darrieus-Savonius sont constituées de deux rotors généralement concentriques, un rotor externe de type Darrieus et un rotor interne de type Savonius. Les deux rotors peuvent aussi être montés l'un au-dessus de l'autre. Elles exploitent donc à la fois la force de trainée et la force de portée. Les principales caractéristiques de ce type d'éoliennes sont les suivantes (Figure 2-4) :

- Exploite la force de portée et de traînée
- Coefficient de puissance max  $\approx 20\%$
- Vitesse spécifique optimal = 3 à 5
- Vitesse de démarrage = 2-3m/s

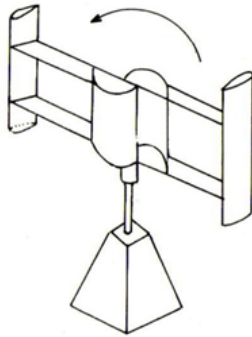


Figure 2-4 : Les caractéristiques d'une éolienne hybride Darrieus-Savonius

Les performances des différents types d'éoliennes peuvent être résumées, de manière approximative, par le graphique suivant (Figure 2-5) qui définit le coefficient de pression en fonction de la vitesse spécifique.

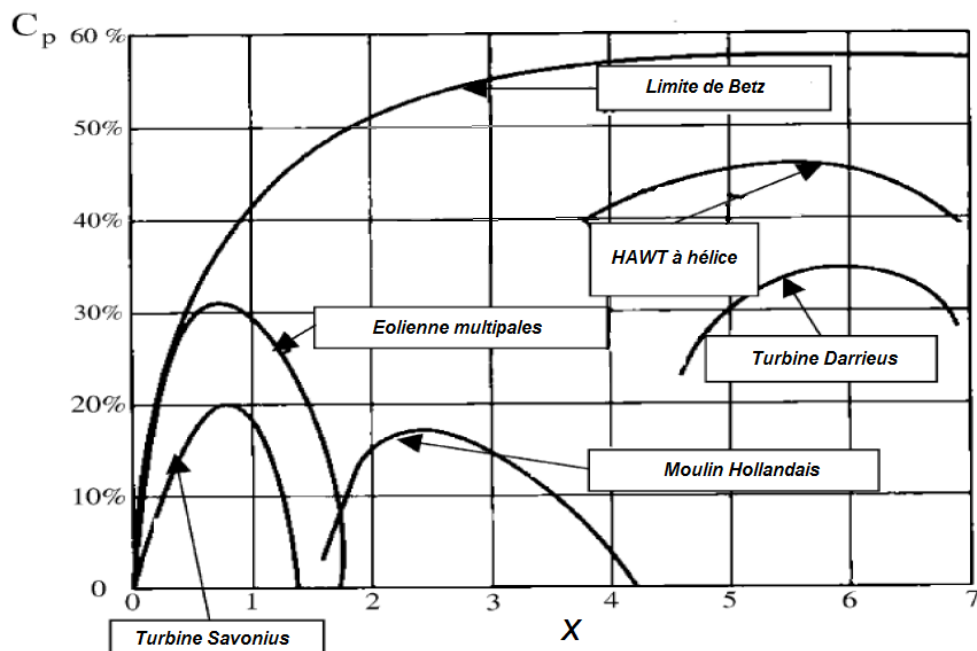


Figure 2-5 : Rendement des différents types d'éoliennes

## 2.3 L'éolienne hybride asynchrone

L'éolienne hybride que nous proposons et que nous étudierons dans ce mémoire est une variante de l'éolienne hybride Darrieus-Savonius. On la qualifie d'asynchrone car les deux turbines concentriques tournent à des vitesses angulaires différentes. Différents montages et différents modes de fonctionnements sont proposés. Les différents modes de fonctionnement de l'éolienne hybride asynchrone sont les suivant :

- **Le fonctionnement asynchrone :** Les deux turbines tournent à des vitesses angulaires différentes dans le même sens de rotation. Dans ce cas les deux rotors sont chacun couplés à l'axe de rotation par l'intermédiaire d'un train épicycloïdal.
- **Le fonctionnement asynchrone inverse :** Les deux turbines tournent à des vitesses angulaires différentes dans des sens de rotations opposés. Dans ce cas une turbine est couplée à l'axe de rotation par l'intermédiaire d'un train épicycloïdal et l'autre est fixée directement à l'axe.

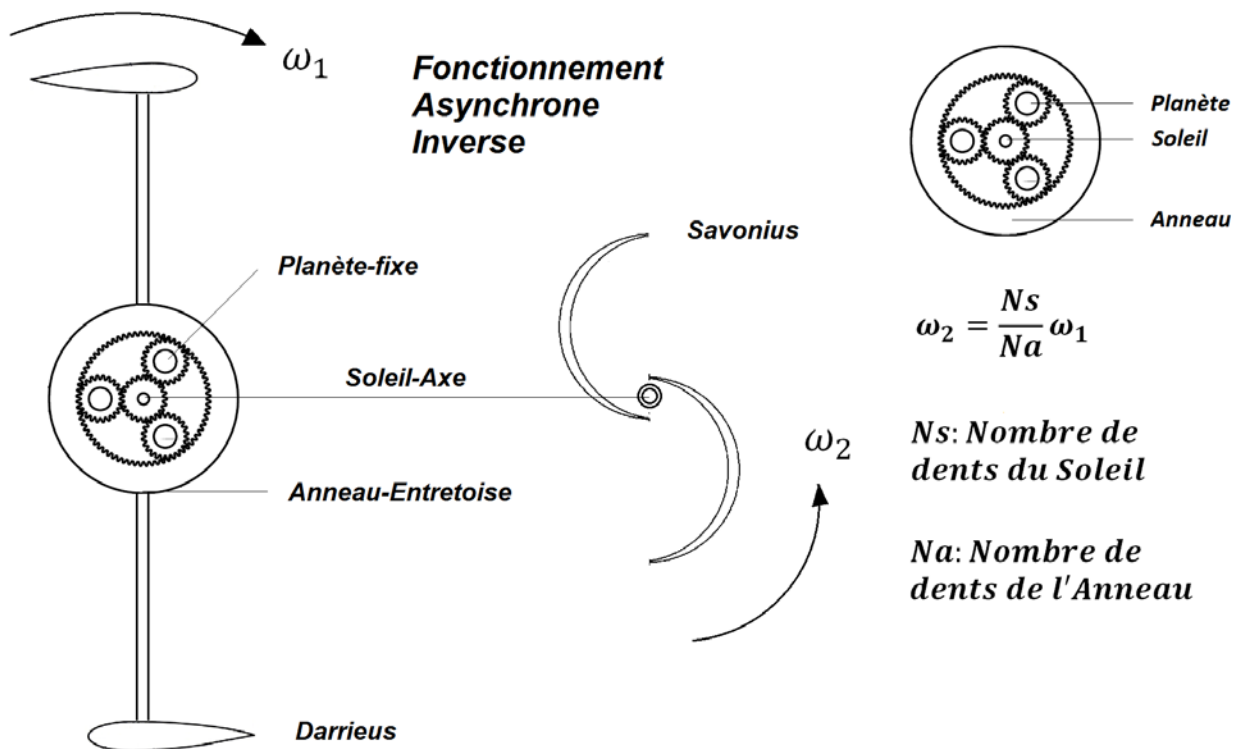


Figure 2-6 : Schéma de principe de l'éolienne hybride asynchrone

Le rapport entre les vitesses angulaires des deux rotors dépend du ratio de distribution des vitesses des trains épicycloïdaux auquel ils sont liés. L'engrenage central (le Soleil) des trains épicycloïdaux est fixé à l'axe d'entraînement. Les axes des engrenages intermédiaires (les Planètes) sont fixes. L'engrenage périphérique (l'Anneau) du train épicycloïdal est lié à l'entretoise d'un rotor. Ces mécanismes ont pour but d'éliminer les interférences de couplage. La Figure 2-6 illustre le principe de fonctionnement du mode asynchrone inverse.

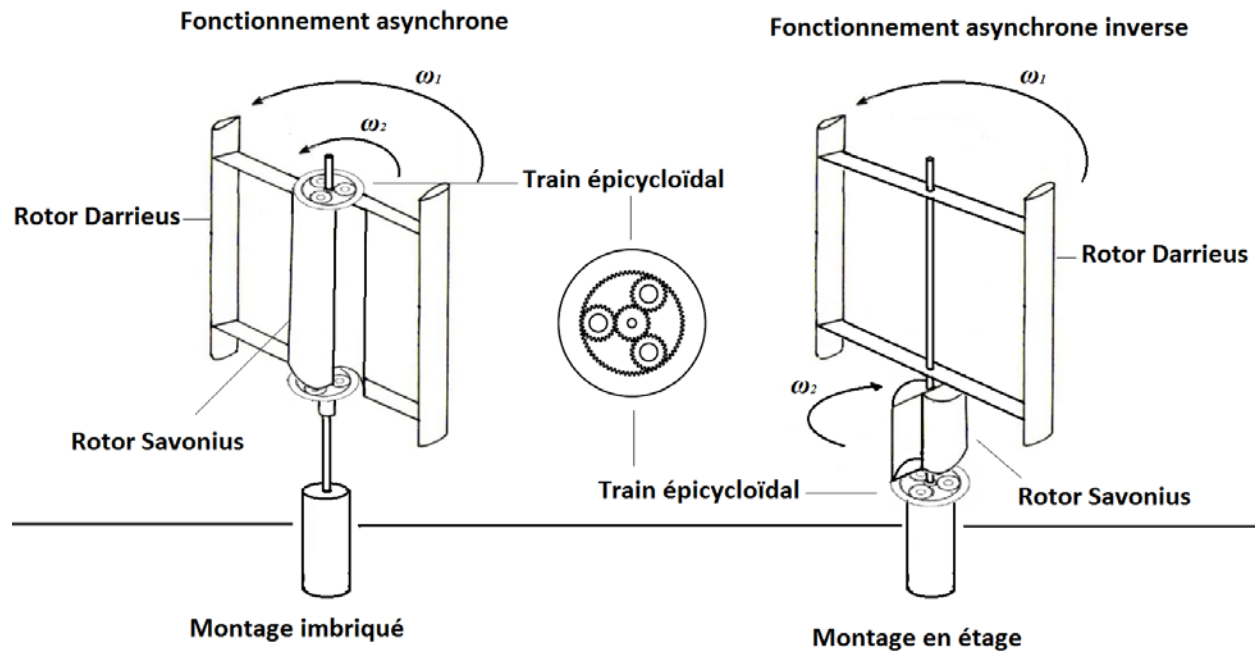


Figure 2-7 : Les différents montages de l'éolienne hybride asynchrone

D'autre part les différents montages proposés sont (Figure 2-7) :

- **Le montage imbriqué** : Le rotor Savonius est à l'intérieur du rotor Darrieus. Dans ce cas la Savonius peut s'étendre sur toute la hauteur de la tour.
- **Le montage en étage** : Les rotors sont montés l'un au-dessus de l'autre, de préférence, le rotor Darrieus est monté au-dessus du rotor Savonius, ce qui, structurellement, semble plus favorable. D'autre part, cela permet à la Darrieus de profiter du vent d'altitude puisque son rendement est meilleur pour les vents forts.

## CHAPITRE 3 LES MODELES AERODYNAMIQUES DE REFERENCES

### 3.1 Le modèle du disque actuateur simple

Dans le modèle du disque actuateur, le rotor est considéré avoir un nombre infini de pales ; la vitesse traversant le rotor est considérée constante ; la pression statique éloignée du disque en amont et en aval est égale à la pression atmosphérique  $p_a$  ; les forces exercées localement sur les pales ne sont pas étudiées ; on considère que la force de poussée exercée par le vent est égale à la force de trainée exercée sur le rotor (Figure 3-1).

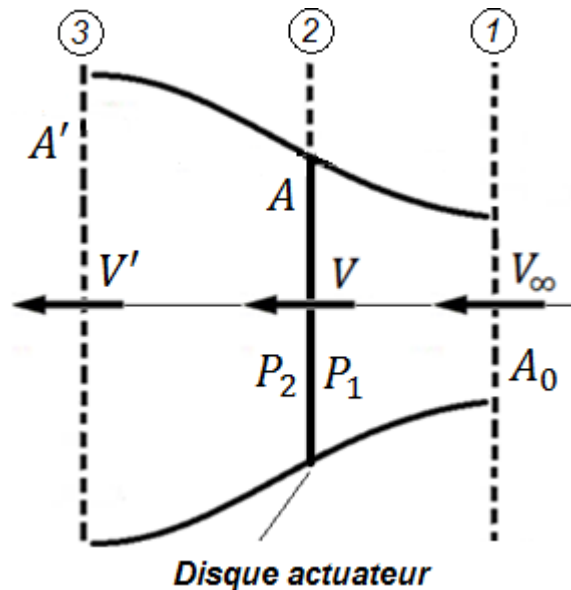


Figure 3-1 : Disque actuateur simple

En appliquant les relations de conservation de la masse, de la quantité de mouvement, et l'équation de Bernoulli, sur 2 volumes de contrôle (1-2, et 2-3), on peut établir des relations utiles pour la force de trainée  $D$  ainsi que la vitesse  $V$  traversant le disque actuateur :

**Conservation de la masse :**  $\rho A_0 V_\infty = \rho A V = \rho A' V'$  (3-1)

**Conservation de la quantité de mouvement :**  $D = \rho A V (V_\infty - V')$  (3-2)

**Force de Poussée :**  $F = (p_1 - p_2) A = D$  (3-3)

Considérant que la pression statique en 1 et 3 est égale à la pression atmosphérique  $p_a$  l'équation de Bernoulli donne

$$\text{En amont :} \quad p_a + \frac{\rho V_\infty^2}{2} = p_1 + \frac{\rho V^2}{2} \quad (3-4)$$

$$\text{En aval :} \quad p_a + \frac{\rho V'^2}{2} = p_2 + \frac{\rho V^2}{2} \quad (3-5)$$

En associant les relations précédentes (3-6) (3-7) (3-8) (3-9) on peut démontrer que la vitesse du vent traversant la section du rotor est la moyenne des vitesses en amont et en aval:

$$V = \frac{(V_\infty + V')}{2} \quad (3-10)$$

Avec le débit massique traversant le rotor  $\dot{m} = \rho AV$  on peut calculer la puissance développée qui correspond à la différence d'énergie cinétique du vent par unité de temps entre l'amont et l'aval :

$$P = \frac{1}{2} \rho AV (V_\infty^2 - V'^2) \quad (3-11)$$

D'autre part, la puissance maximale disponible correspond à l'énergie cinétique du vent non perturbé traversant la surface A par unité de temps

$$P_{max} = \frac{1}{2} \rho AV_\infty^3 \quad (3-12)$$

Ave (3-11) et (3-12) on peut calculer le coefficient de puissance du rotor (ou rendement aérodynamique) :

$$C_p = \frac{P}{P_{max}} = \frac{(V_\infty + V')}{2} \cdot \frac{(V_\infty^2 - V'^2)}{V_\infty^3} \quad (3-13)$$

*On peut démontrer que le coefficient de puissance maximum est :  $C_{pmax} = 16/27 \approx 0.59$*

*C'est ce qu'on appelle la limite de Betz, généralement considérée comme le rendement aérodynamique théorique maximal pour une éolienne.*



### 3.2 Le modèle du double disque actuateur

Dans le modèle du double disque actuateur, développé par Lapin (1975), la première demi-révolution azimutale est représentée par un disque actuateur en amont du vent et la seconde demi-révolution est représentée par un disque actuateur en aval du vent. La différence entre les deux modèles est que dans le dernier on considère que la vitesse du vent qui traverse le rotor dans sa 1<sup>ère</sup> demi-révolution n'est pas la même que celle qui le traverse dans sa 2<sup>nd</sup> demi-révolution puisque le vent a été ralenti. En conséquence, les forces qu'il subit sont aussi différentes. D'autre part, on prend aussi en compte l'écoulement représenté par la vitesse  $V_\Omega$  qui s'échappe du 1<sup>er</sup> disque actuateur sans attaquer le second (Figure 3-2).

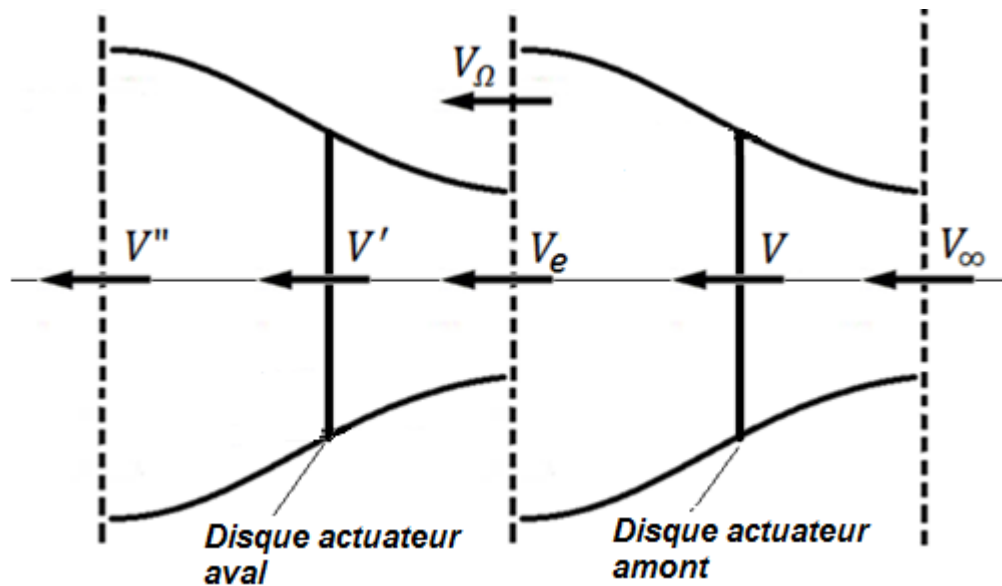


Figure 3-2 : Disque actuateur double

De la même manière que vue précédemment, en appliquant les relations de conservation de la masse, de la quantité de mouvement, et l'équation de Bernoulli, sur cinq volumes de contrôles pertinents, on peut établir des relations utiles pour les forces de trainée  $D_1$  et  $D_2$  ainsi que pour la vitesse traversant les disques actuateurs amont et aval.

- **disque actuateur amont**

$$V = \frac{V_\infty + V_\Omega}{2} \quad (3-14)$$

$$D_1 = 2\rho AV(V_\infty - V) \quad (3-15)$$

On obtient ainsi une relation entre la traînée du 1<sup>er</sup> rotor et la vitesse induite  $V$ , et on peut définir le coefficient de traînée du 1<sup>er</sup> rotor :

$$(C_{D1})_{rotor} = \frac{D_1}{\frac{1}{2}\rho V_\infty^2 A} \quad (3-16)$$

- **disque actuateur aval**

$$V'' = V' \pm [V'^2 + 4V(V - V' - V_\infty) + V_\infty(2V' + V_\infty)]^{1/2} \quad (3-17)$$

$$D_2 = \rho AV'(2V - V_\infty - V'') \quad (3-18)$$

On obtient ainsi une relation entre la traînée du 2<sup>nd</sup> rotor et les deux vitesses induites  $V$  et  $V'$  et la vitesse de sortie  $V''$ , et on peut définir le coefficient de traînée du 2<sup>nd</sup> rotor :

$$(C_{D2})_{rotor} = \frac{D_2}{\frac{1}{2}\rho V_\infty^2 A} \quad (3-19)$$

*En utilisant les résultats de ce Modèle Newman (1983) a démontré que le coefficient de puissance maximale pour le double disque actuateur est :  $C_{pmax} = 16/25 \approx 0.64$ .*

### 3.3 La théorie des éléments de pale

Le modèle du disque actuateur fournit une évaluation générale sur les performances d'un rotor, mais pas de données détaillées. Des données plus précises peuvent être obtenues par l'analyse des forces agissant sur un élément de pale. Les forces agissant sur une section élémentaire de pale sont déterminées sur la base de données expérimentales et ensuite intégrées sur le long de la géométrie du rotor afin de prédire la force de de trainée ou de portée d'une éolienne, de même que son couple et sa puissance.

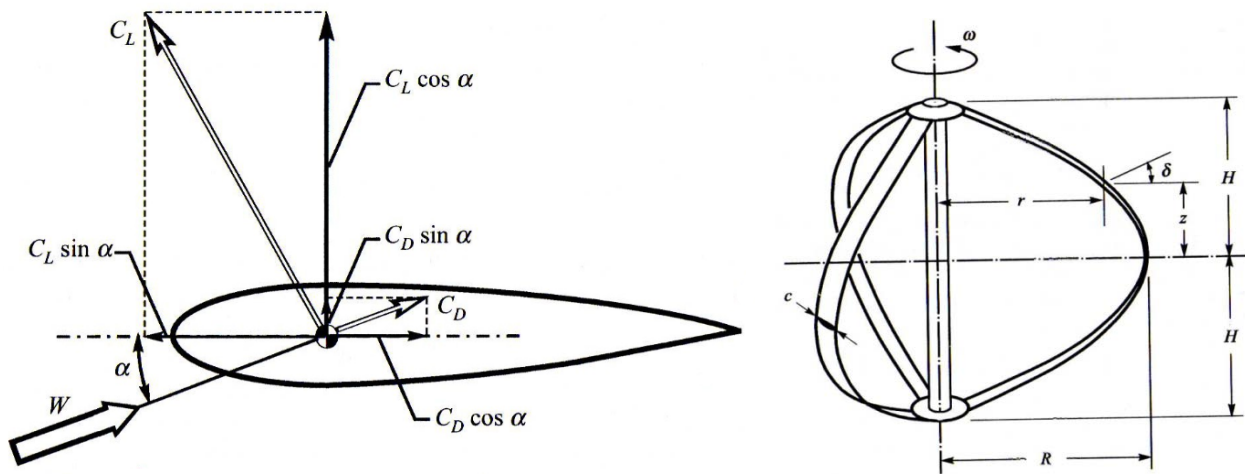


Figure 3-3 : Les coefficients aérodynamiques pour une éolienne Darrieus

Référant au schéma ci-dessus (Figure 3-3), les coefficients aérodynamiques précédemment définis sont liés par les relations suivantes:

$$C_N = C_L \cos \alpha + C_D \sin \alpha \quad (3-20)$$

$$C_T = C_L \sin \alpha - C_D \cos \alpha \quad (3-21)$$

Pour les profils de pales utilisés dans l'industrie, les valeurs de  $C_L$  et  $C_D$  sont connues expérimentalement en fonction de  $\alpha$  et  $R_e$ , avec :

$$R_e = \frac{\rho W c}{\mu} \quad (3-22)$$

Référant au schéma ci-dessus (Figure 3-3), les forces élémentaires exercées sur un élément de pale peuvent être définies de la manière suivante (pour des pales droites  $\cos \delta = 1$ ):

$$dL = qc \left( -C_N \sin \theta + C_T \frac{\cos \theta}{\cos \delta} \right) dz \quad (3-23)$$

$$dD = qc \left( C_N \cos \theta + C_T \frac{\sin \theta}{\cos \delta} \right) dz \quad \text{avec: } q = \frac{1}{2} \rho W^2 \quad (3-24)$$

Pour un rotor de  $N_p$  pales, on peut calculer la force de trainée totale en intégrant la force élémentaire de l'élément de pale (3-24), sur la hauteur total ( $-H \leq z \leq H$ ) et sur la révolution azimutale ( $0 \leq \theta \leq 2\pi$ ):

$$D = \frac{N_p c}{2\pi} \int_{z=-H}^H \int_{\theta=0}^{2\pi} q \left( C_N \cos \theta + C_T \frac{\sin \theta}{\cos \delta} \right) d\theta dz \quad (3-25)$$

Avec l'équation (3-26) et les équations (3-20) et (3-21), on obtient une relation entre la force de trainée  $D$  du rotor, l'angle d'attaque  $\alpha$ , la vitesse relative  $W$ , le coefficient de trainée du profil de pale  $C_D = f(R_e, \alpha)$ , et le coefficient de portée du profil de pale  $C_L = f(R_e, \alpha)$ , avec  $R_e = \rho Wc / \mu$ . Et on peut définir le coefficient de trainée du rotor :

$$(C_D)_{rotor} = \frac{D}{\frac{1}{2} \rho V_\infty^2 A} \quad (3-26)$$

De la même manière, à partir de la force tangentielle élémentaire, on peut calculer le couple du rotor:

$$C = \frac{N_p c}{2\pi} \int_{z=-H}^H \int_{\theta=0}^{2\pi} \frac{C_T q r}{\cos \delta} d\theta dz \quad ; \quad \text{avec } dC = r dT \quad ; \quad dT = \frac{C_T q c}{\cos \delta} dz \quad (3-27)$$

La puissance de l'éolienne est le produit du couple total par la vitesse angulaire:

$$P = \omega C \quad (3-28)$$

### 3.4 Le modèle du double disque actuateur multiple

Le modèle du double disque actuateur multiple a été développé par Paraschivoiu (1981) pour l'étude d'une éolienne à axe vertical de type Darrieus. On considère le schéma fondamental ci-dessous (Figure 3-4). L'angle de calage, entre la corde et l'entretoise est nul comme ça sera le cas dans toute cette étude. L'angle  $\theta$  représente l'azimute, l'angle d'attaque  $\alpha$  est mesuré entre la corde de la pale et la direction de la vitesse relative  $W$ . La vitesse relative  $W$  est la somme vectorielle de la vitesse du vent  $V$  qui traverse le rotor et la vitesse tangentielle  $R\omega$  du rotor égale au produit de la vitesse angulaire  $\omega$  et du rayon du rotor  $R$ . Modélisant ce type de rotor par deux disques actuateurs en tandem comme vu précédemment, on considère la 1<sup>ère</sup> demi-révolution azimutale ( $-\pi/2 \leq \theta \leq \pi/2$ ) comme correspondant au 1<sup>er</sup> disque actuateur (disque amont) et la 2<sup>nd</sup> demi-révolution ( $\pi/2 \leq \theta \leq 3\pi/2$ ) comme correspondant au 2<sup>nd</sup> disque actuateur (disque aval). On définit donc des variables différentes pour les deux demi-révolutions.

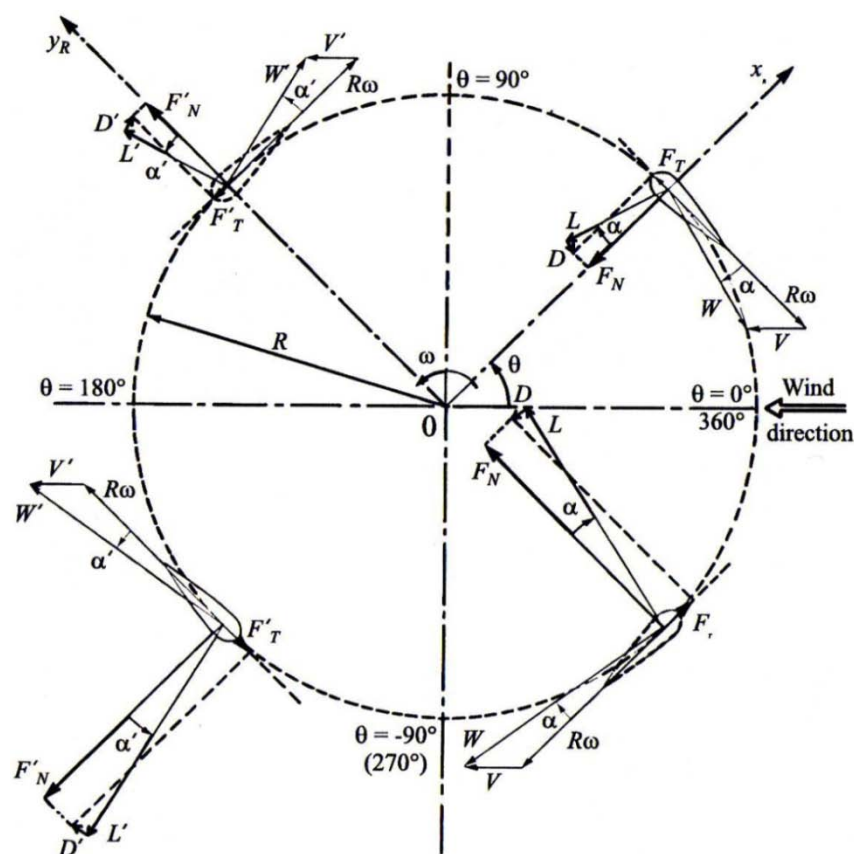


Figure 3-4 : Section horizontale d'une éolienne Darrieus

Pour commencer nous définissons analytiquement la vitesse relative et l'angle d'attaque :

- **Disque actuateur amont :**

$$W^2 = V^2[(X - \sin \theta)^2 + \cos^2 \theta \cos^2 \delta]; \quad (-\pi/2 \leq \theta \leq \pi/2) \quad (3-29)$$

$$\alpha = \sin^{-1} \left[ \frac{\cos \theta \cos \delta}{\sqrt{(X - \sin \theta)^2 + \cos^2 \theta \cos^2 \delta}} \right] \quad (3-30)$$

Avec  $X = r\omega/V$  vitesse spécifique locale du rotor amont

- **Disque actuateur aval :**

$$W'^2 = V'^2[(X' - \sin \theta)^2 + \cos^2 \theta \cos^2 \delta]; \quad (3\pi/2 \leq \theta \leq 5\pi/2) \quad (3-31)$$

$$\alpha' = \sin^{-1} \left[ \frac{\cos \theta \cos \delta}{\sqrt{(X' - \sin \theta)^2 + \cos^2 \theta \cos^2 \delta}} \right] \quad (3-32)$$

Avec  $X' = r\omega/V'$  vitesse spécifique locale du rotor aval

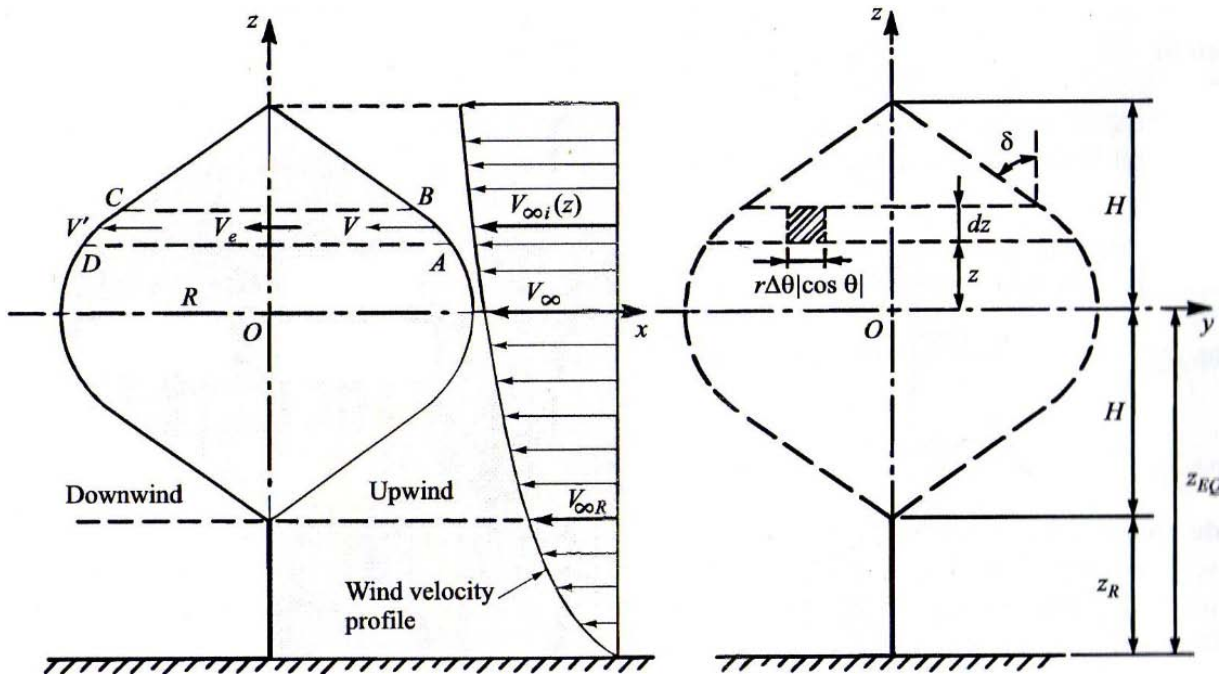


Figure 3-5 : Section verticale d'une éolienne Darrieus

Dans le cas le plus général, en plus des variations dans le plan horizontal on considère également les variations dans le plan vertical (Figure 3-5). Sur ce plan, la forme de l'éolienne peut changer, ainsi que la distribution du vent. Le profil du vent balayant le sol peut être modélisé par la relation suivante :

$$\frac{V_{\infty i}}{V_{\infty}} = \left( \frac{Z_i}{Z_{EQ}} \right)^{\epsilon} \quad (3-33)$$

Où  $V_{\infty i}$  est la vitesse du vent à l'altitude  $Z_i$ ,  $Z_{EQ}$  est la hauteur médiane du rotor, et  $\epsilon$  un facteur de frottement propre au type de terrain.

Dans le modèle « Double Multiple Stream Tube » développé par le Paraschivoiu (1981), en plus de considérer deux disques actuateurs, on considère aussi l'influence des variations dans le plan vertical. Pour ce faire, on applique la théorie du « Double Stream Tube » sur un volume élémentaire de hauteur  $z$  qui traverse horizontalement l'éolienne.

*Bien que l'on expose le principe du cas général, dans le cas d'une étude en 2D comme la nôtre, on considère une distribution de vitesse uniforme dans le plan vertical, et des pales droites dans le plan vertical (on ne modélisera pas non plus les pertes en bout de pales), négligeant ainsi les variations dans le plan vertical.*

Pour chaque volume de contrôle élémentaire, après avoir égalisé les coefficients de trainées des rotors obtenus d'une part avec la théorie des disques actuateurs (3-16) (3-19) et de l'autre par la théorie des éléments de pales (4.21), on obtient les relations suivantes :

- **Disque actuateur amont :**

$$f\sigma = \pi r(1 - \sigma)/R \quad \sigma = V/V_{\infty i} \quad (3-34)$$

$$f = \frac{cN_p}{8\pi R} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \left( C_N \frac{\cos \theta}{|\cos \theta|} - C_T \frac{\sin \theta}{|\cos \theta| \cos \delta} \right) \left( \frac{W}{V} \right)^2 d\theta \quad (3-35)$$

- **Disque actuateur aval :**

$$f'\sigma' = \pi r(1 - \sigma')/R \quad \sigma' = V'/V_e = V'/(2u - 1)V_{\infty i} \quad (3-36)$$

$$f' = \frac{cN_p}{8\pi R} \int_{\pi/2}^{3\pi/2} \left( C'_N \frac{\cos \theta}{|\cos \theta|} - C'_T \frac{\sin \theta}{|\cos \theta| \cos \delta} \right) \left( \frac{W'}{V'} \right)^2 d\theta \quad (3-37)$$

### Résolution par itération

Pour chaque volume de contrôle élémentaire (« stream tube »), avec les relations précédemment définies, connaissant  $V_{\infty}$ ,  $\omega$ ,  $\delta$ ,  $c$ ,  $r$ , on peut calculer les facteurs d'interférences  $\sigma$  et  $\sigma'$  du 1<sup>er</sup> et 2<sup>nd</sup> disque actuateur, par un calcul itératif selon la méthode suivante :

Initialisation :  $\sigma=1$

- $\sigma \rightarrow V \rightarrow \alpha$  et  $W$
- $W \rightarrow R_e$
- $\alpha$  et  $R_e \rightarrow C_L$  et  $C_D$
- $C_L$  et  $C_D \rightarrow C_N$  et  $C_T$
- $V$ ,  $W$ ,  $C_N$  et  $C_T \rightarrow f$
- $f \rightarrow$  Nouvelle valeur de  $\sigma$

...On continue les itérations jusqu'à convergence des valeurs de  $\sigma$ . On considère qu'il y a convergence pour une erreur inférieure à  $10^{-4}$ . Après avoir calculé  $\sigma$ , on peut ensuite calculer  $\sigma'$  par un processus itératif similaire avec  $\sigma' = \sigma$  pour valeur initiale. Avec les valeurs de  $\sigma$  et  $\sigma'$  les autres variables peuvent être déduites.

### Evaluation des performances :

Considérant un rotor de  $N_p$  pales, en utilisant la théorie des éléments de pales, on peut calculer la force tangentielle de chaque rotor en intégrant la force élémentaire de l'élément de pale, sur la hauteur total ( $-H \leq z \leq H$ ) et sur la demi-révolution en aval pour le 1<sup>er</sup> disque ( $-\pi/2 \leq \theta \leq -\pi/2$ ), et la demi-révolution en amont pour le 2<sup>nd</sup> disque ( $\pi/2 \leq \theta \leq 3\pi/2$ ).



- **Disque actuateur amont :**

$$dT_1 = \frac{C_T q c}{\cos \delta} dz ; \text{ avec: } q = \frac{1}{2} \rho W^2 \text{ pression dynamique sur le 1}^{er} \text{ disque} \quad (3-38)$$

$$C_1 = \frac{c N_p}{2\pi} \int_{z=-H}^H \int_{\theta=\pi/2}^{-\pi/2} \frac{C_T q r}{\cos \delta} d\theta dz \quad (3-39)$$

- **Disque actuateur aval :**

$$dT_2 = \frac{C_T q' c}{\cos \delta} dz ; \text{ avec: } q' = \frac{1}{2} \rho W'^2 \text{ pression dynamique sur le 2}^{nd} \text{ disque} \quad (3-40)$$

$$C_2 = \frac{c N_p}{2\pi} \int_{z=-H}^H \int_{\theta=\pi/2}^{3\pi/2} \frac{C_T r q'}{\cos \delta} d\theta dz \quad (3-41)$$

On somme les forces tangentielles (3-39) et (3-41) pour avoir le couple total de l'éolienne :

$$C = C_1 + C_2 \quad (3-42)$$

La puissance totale de l'éolienne est le produit du couple total par la vitesse angulaire :

$$P = \omega C \quad (3-43)$$

Le coefficient de puissance, ou rendement aérodynamique de l'éolienne,  $C_p$  est :

$$C_p = \frac{P}{P_{max}} = \frac{\omega C}{\frac{1}{2} \rho A V_{\infty}^3} \quad (3-44)$$

Où  $A$  est la section vertical de l'éolienne. De manière adimensionnelle, le coefficient de puissance peut être exprimé en fonction de la vitesse spécifique du rotor :

$$X_{EQ} = \frac{R\omega}{V_{\infty}} \quad (3-45)$$

Le modelé du « Double Multiple Stream Tube » est reconnu pour sa précision. Le code CARAAV basé sur ce modèle et développé par le Prof. Paraschivoiu est probablement le code le plus utilisé dans l'industrie. Il a été validé maintes fois par comparaison à des essais expérimentaux, notamment ceux du centre de recherche de SANDIA (Paraschivoiu, 2002).

## CHAPITRE 4 SIMULATIONS NUMERIQUES

### 4.1 Méthodologie des simulations

**Hypothèse :** Etant donné que nous ferons des calculs numériques en 2D, on ne prendra pas en compte les variations de l'écoulement dans le plan vertical. Par conséquent, dans le plan vertical, on considère une vitesse de vent de distribution uniforme, et des pales droites. D'autre part, on néglige les pertes en bout de pale. En cas réel, les effets de pertes en bout de pale sont négligeables si les pales sont d'une longueur importante par rapport au diamètre du rotor, ou si elles sont terminées par un élément (comme un disque) qui empêche l'air de s'échapper verticalement, par hypothèse c'est ce cas que l'on considère.

#### Simulation CFD d'une éolienne H-Darrieus

- **Validation :** Evaluer les performances d'une H-Darrieus, par des calculs numériques, et valider le schéma numérique en comparant les résultats obtenus avec ceux du modèle du « Double Multiple Stream Tube », et les publications pertinentes.
- **Analyse :** A partir des données numériques générées, analyser le fonctionnement de la H-Darrieus, en comparaison avec le modèle aérodynamique du double disque actuateur, et les publications pertinentes.

#### Simulation CFD d'une éolienne Savonius

- **Validation :** Evaluer les performances d'une Savonius, par des calculs numériques, et valider le schéma numérique en comparant avec les résultats expérimentaux disponibles dans la littérature pour une turbine de la même forme.
- **Analyse :** A partir des données numériques générées, analyser le fonctionnement de la Savonius, en comparaison avec les publications pertinentes.

### **Simulation CFD d'une éolienne hybride Darrieus-Savonius**

- Combiner les schémas numériques, précédemment validés, de la turbine Savonius et de la Darrieus pour modéliser l'hybride Darrieus-Savonius dans un mode de fonctionnement synchrone où les deux rotors tournent à la même vitesse angulaire, ce qui correspond à un hybride conventionnel.
- A partir des données numériques générées, analyser le fonctionnement et les performances de l'hybride, en comparaison avec le fonctionnement séparé des deux turbines précédemment étudiée, et avec les publications pertinentes.

### **Simulation CFD d'une éolienne hybride asynchrone**

- Utilisant le même schéma numérique, modéliser un fonctionnement asynchrone où les deux rotors tournent à des vitesses angulaires différentes, ce qui correspond à l'utilisation de deux trains épicycloïdaux pour deux rotors.
- A partir des données numériques générées, analyser le fonctionnement et les performances de l'hybride asynchrone, en comparaison avec l'hybride conventionnel, la Darrieus et la Savonius.
- Analyse le fonctionnement asynchrone inverse, où les deux rotors tournent à des vitesses angulaires différentes et de sens opposés, ce qui correspond à l'utilisation d'un train épicycloïdal pour un rotor, l'autre étant fixe à l'axe.

*Après avoir analysé le fonctionnement et les performances des différentes éoliennes nous tirerons nos conclusions, nous ferons nos recommandations, et identifierons les travaux futurs.*

## 4.2 Introduction au CFD

Le CFD « Computational Fluid Dynamics » fournit une approximation numérique des équations qui régissent le mouvement des fluides. Il offre une réduction considérable de temps et de coûts, en fournissant des données pertinentes dans la phase de conception. Un code CFD contient trois éléments principaux:

- Un préprocesseur, qui prend en entrée le maillage défini selon la géométrie étudiée, les paramètres d'écoulement et les conditions limites.
- Un solveur, qui est utilisé pour résoudre les équations régissant le fluide dans les conditions prévues.
- Un post-processeur, qui permet de manipuler les données et d'afficher les résultats sous forme graphique.

Il existe quatre différentes méthodes utilisées pour résoudre les équations numériques de fluide: La méthode de différences finies, la méthode des éléments finis, la méthode des volumes finis, et la méthode spectrale. La plupart des programmes CFD comme celui qui a été utilisé dans ce projet (FLUENT) sont basés sur la méthode des volumes finis.

L'utilisation du CFD pour analyser un problème nécessite les étapes suivantes. Tout d'abord, le domaine est divisé en petits éléments. Puis, les modèles mathématiques appropriés sont sélectionnés. Alors, les équations mathématiques décrivant l'écoulement du fluide sont discrétisées et formulées sous forme numérique. Puis, les conditions limites du problème sont définies. Enfin, le système algébrique est résolu en utilisant un processus itératif. Nous détaillerons toutes ces étapes dans ce chapitre, afin d'expliquer comment les calculs CFD ont été réalisés pour analyser les performances de l'éolienne à l'étude.

### **4.3 Technique de maillage**

La génération du maillage a pour but la discrétisation du domaine de calcul. Dans la méthode des volumes finis la grille de points générés par le maillage forme un ensemble de volumes qui sont appelées cellules. Chaque cellule constitue un volume de contrôle où les valeurs des variables mécaniques, comme la vitesse et la pression, seront calculées.

Le raffinement du maillage est nécessaire pour résoudre les petites variations du flux. En augmentant le nombre de nœuds on augmente la précision, mais cela augmente aussi la charge de calcul. Par conséquent, l'une des principales difficultés de la génération du maillage est d'accroître le raffinement là où les gradients élevés sont attendus et de diminuer de raffinement là où les gradients sont censés être faibles.

Généralement, le raffinement est nécessaire près des murs, des points de stagnation, dans les régions de séparation, et dans les sillages. En particulier, le raffinement est nécessaire le long des surfaces solides où la couche limite est développée.

Les maillages peuvent être catégorisés en deux groupes : les maillages structurés et les maillages non structurés. Les programmes de calculs numériques basés sur le modèle de différences finies nécessite d'avoir un maillage structuré, alors que les programmes basés sur le modèle de volumes finis peuvent utiliser l'un ou l'autre, bien qu'un maillage de structure régulière est toujours préférable.

#### **4.3.1 Maillages non structurés**

Le principal avantage des maillages non structurés est qu'ils ont l'avantage de se conformer à presque n'importe quelle géométrie désirée. Cela facilite l'automatisation de la génération du maillage, ce qui explique la popularité croissante de ce modèle. Toutefois, des grilles non structurées exigent de stocker plus d'informations, et les changements géométriques des éléments peuvent augmenter les erreurs d'approximations numériques. Un type populaire de maillage non structuré est constitué d'éléments triangulaires (2D) ou tétraédriques (3D). Ces grilles ont

tendance à être plus faciles à produire que ceux composés d'éléments quadrilatéraux, mais ils ont généralement une plus faible précision numérique.

### 4.3.2 Maillages structurés

Quand un maillage avec une structure régulière est utilisé, le principal avantage est que le solveur numérique est plus rapide que si un maillage non structuré est utilisé. Cela est dû au fait que l'indexation des points dans un maillage régulier est plus directe que dans un maillage irrégulier comme illustré dans (Figure 4-1). Ainsi, la relation qui existe entre une cellule et ses voisines est plus simple dans un maillage régulier, ce qui permet aux données d'être trouvées plus facilement. Alors que dans un maillage irrégulier, trouver les valeurs des variables de flux dans des volumes voisins entraîne une surcharge de calcul. Par conséquent, par rapport aux grilles non structurées, les grilles structurées sont plus efficaces en termes de précision et de temps de calcul.

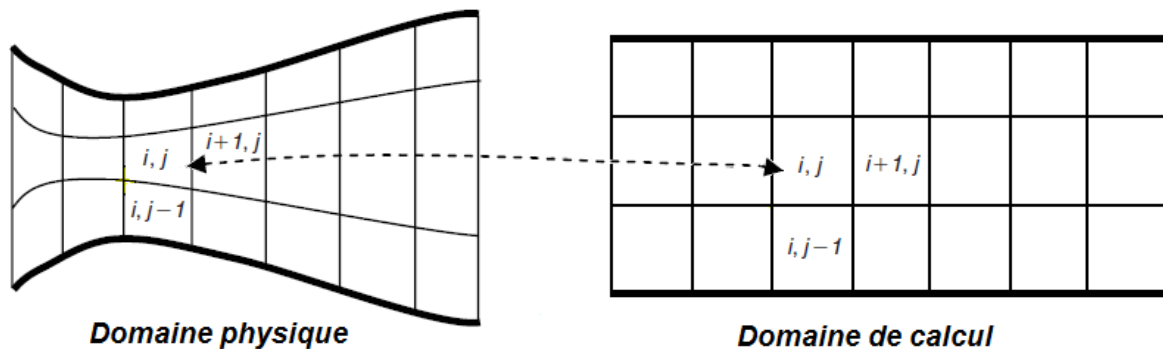


Figure 4-1 : Indexage directe dans un maillage structuré

Les maillages structurés sont basés sur des éléments quadrilatéraux (2D) ou hexaédriques (3D). Les étapes pour générer une grille structurée sont les suivants:

- Spécifier la distribution des points sur les arêtes par des fonctions polynomiales, trigonométriques, ou logarithmiques.

- Déterminer de la distribution des points intérieurs en utilisant des algorithmes algébriques de maillage

Le meilleur choix pour un type de grille dépend de plusieurs facteurs: la facilité de production, les besoins en mémoire, la précision numérique, l'adaptabilité aux géométries complexes et de l'adaptabilité du raffinement pour des régions localisées.

Dans ce projet, des maillages structurés ont été utilisés afin de bénéficier de flexibilité dans la conception, d'une meilleure précision et de la réduction du temps de calcul. Le concept suivi dans le maillage a été d'aligner les lignes du maillage avec la forme de l'écoulement envisagé de façon à suivre les lignes de courants. Le raffinement du maillage varie selon l'intensité des gradients envisagés, comme expliqué précédemment.

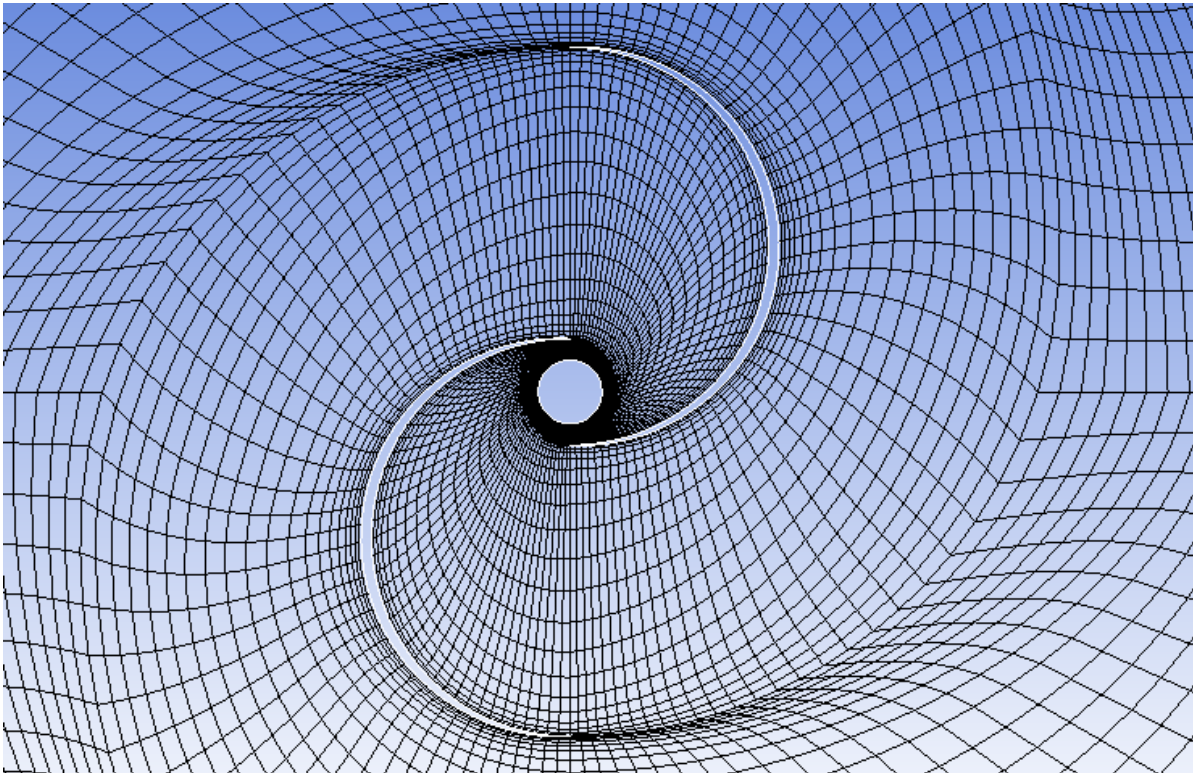


Figure 4-2 : Vue rapprochée du maillage de la turbine Savonius

Nous ferons nos calculs en 2D en considérant des éoliennes à pales droites, dont l'écoulement varie essentiellement dans le plan horizontal. Pour des travaux futurs, ce type de maillage structuré 2D peut facilement être transformé en 3D par extrusion.

Utilisant le logiciel Gambit, nous avons dessiné des maillages 2D avec des architectures originales qui permettent de réduire le nombre de points de mesures nécessaires, par une distribution judicieuse, avec un raffinement croissant vers les parois et les bords de fuite.

Pour la turbine Savonius, nous avons construit un maillage avec des formes en spirales (Figure 4-2, Figure 4-5). Pour le maillage de la Darrieus, nous avons créé un maillage en anneau avec une distribution en forme de C autour des pales. Le maillage en forme de C est un maillage de référence utilisé dans l'étude des profils aérodynamiques, nous l'avons intégré dans une forme annulaire pour l'utiliser dans un maillage tournant (Figure 4-3, Figure 4-4).

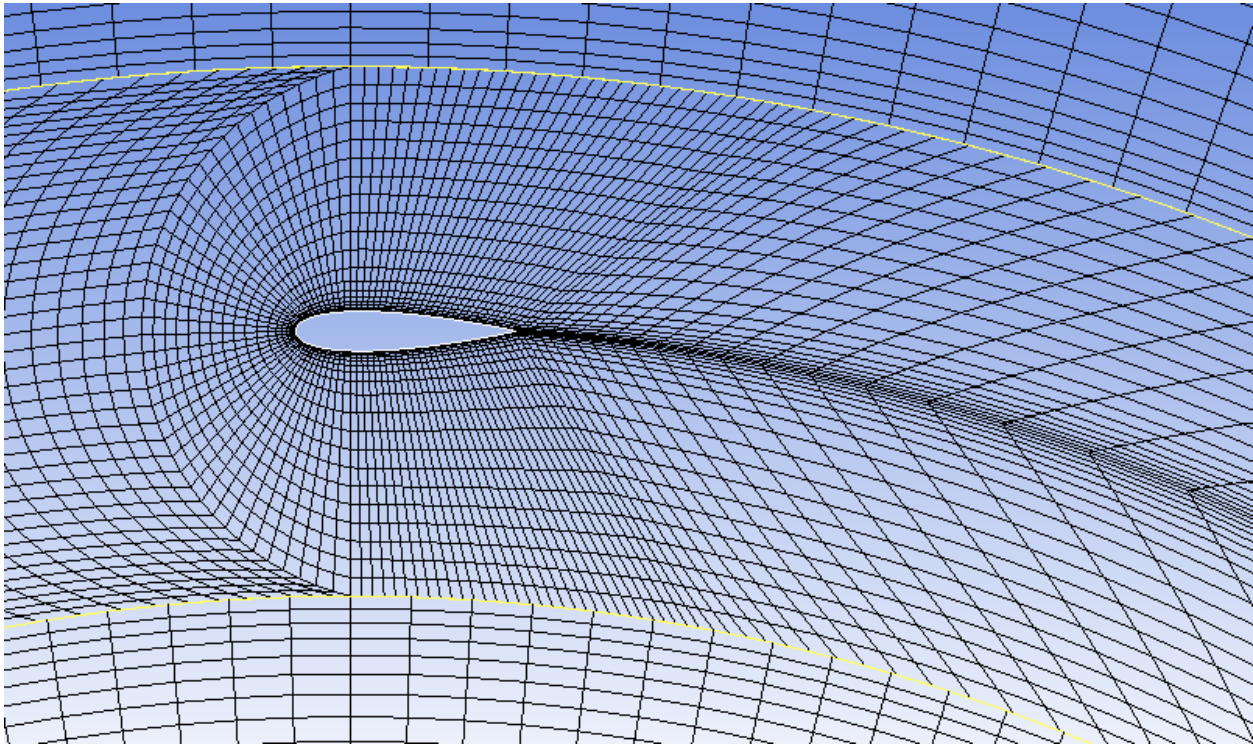


Figure 4-3 : Vue rapprochée du maillage du profil aérodynamique dans la turbine Darrieus



### 4.3.3 Maillages coulissants « Sliding meshes »

Pour simuler l'interaction entre des éléments rotatifs comme les rotors concentriques que nous désirons étudier, en générant des résultats précis, la méthode des maillages coulissants est la plus adaptée. Cette méthode nécessite un calcul instationnaire et génère des résultats variables dans le temps plutôt qu'une moyenne temporelle comme on peut obtenir avec la méthode des référentiels rotatif ou « multiple moving reference frames ». Bien que ce soit une méthode plus lourde en calcul, nous avons utilisé la méthode « Sliding meshes » afin d'obtenir des résultats précis et d'évaluer les interactions entre les rotors et les observer.

En utilisant la technique des maillages coulissants, différentes zones de fluides englobant différents éléments tournant comme nos rotors, constituent des maillages différents qui tournent l'un par rapport à l'autre. Ces zones maillées restent en tout temps adjacentes et sont liées par une interface. Lors du calcul instationnaire, les zones maillées tournent en pas de temps discret. Pour calculer le flux à travers l'interface, l'intersection entre les zones interfacées est définie à chaque nouveaux pas de temps, de manière à déterminer quelles cellules adjacentes, d'une part et d'autre de l'interface, se transmettrons leurs informations.

### 4.3.4 Convergence du maillage

La discrétisation introduit des erreurs qui dépendent de la distance  $\Delta x$  entre les nœuds du maillage. En conséquence, en augmentant le nombre de nœuds on réduit  $\Delta x$  et on réduit l'erreur, mais on augmente le temps de calcul. Afin de déterminer le nombre de nœuds nécessaires pour obtenir des résultats suffisamment précis on doit faire accroître la résolution du maillage jusqu'à ce que les résultats obtenus avec un nombre de nœuds différent soit suffisamment proche. On peut alors considérer qu'on a une convergence de maillage ou « grid convergence ». Afin de valider nos maillages nous avons essayé différentes résolutions jusqu'à ce que les résultats convergent.

*Les maillages que nous avons construits pour les différentes turbines sont les suivants :*

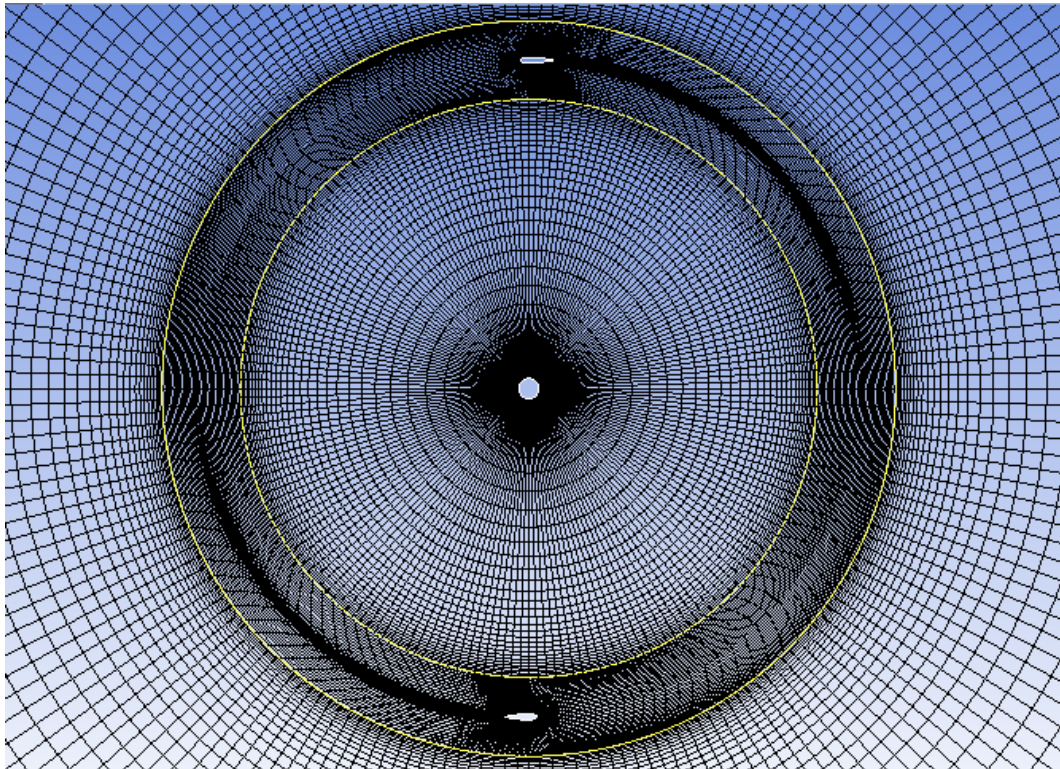


Figure 4-4 : Maillage 2D de la turbine Darrieus

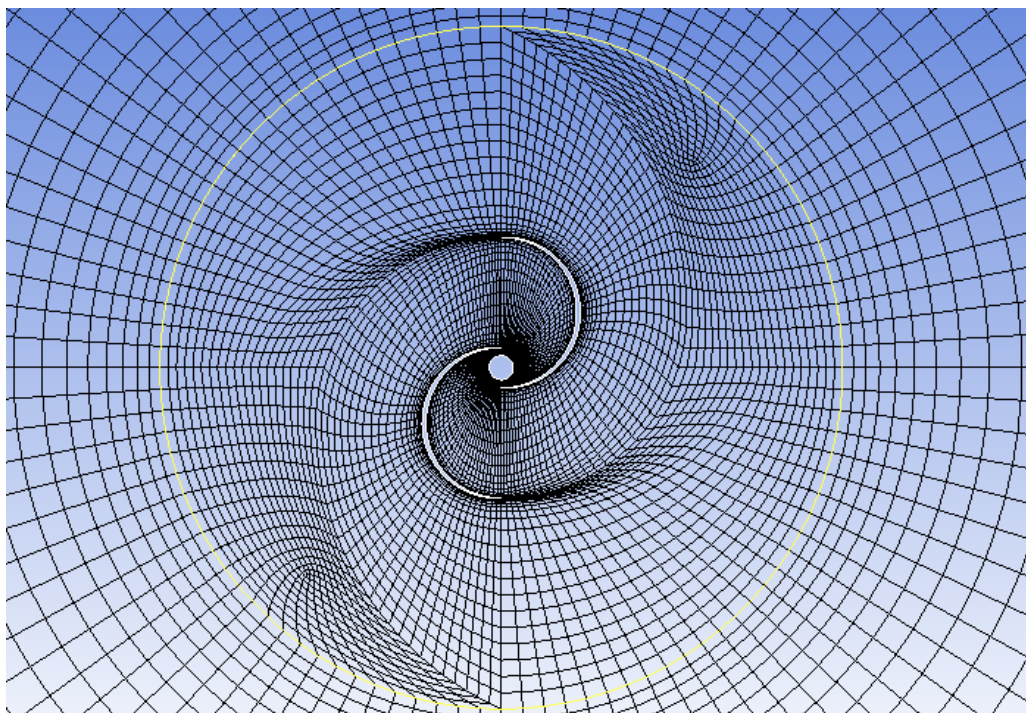


Figure 4-5 : Maillage 2D de la turbine Savonius

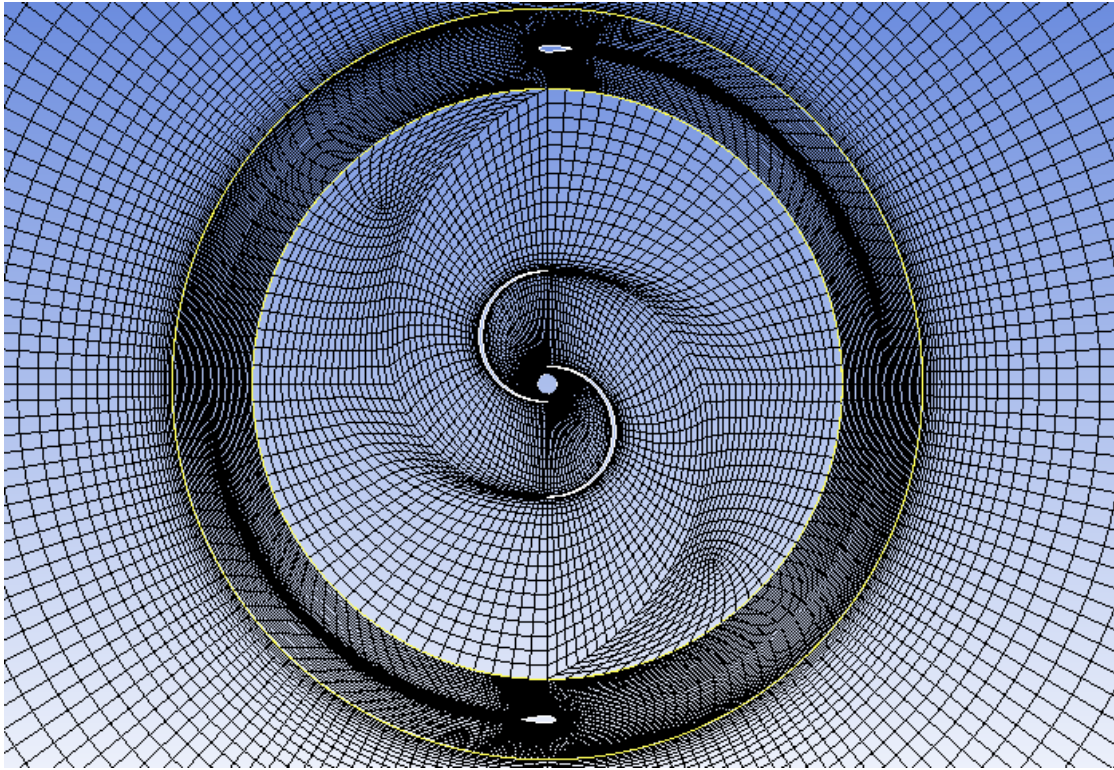


Figure 4-6 : Maillage 2D de l'hybride Darrieus-Savonius

#### 4.4 Modèle mathématique

Les équations régissant le mouvement des fluides sont les trois principes fondamentaux de la conservation de la masse, la conservation de la quantité de mouvement, et la conservation de l'énergie. Les écoulements fluides, où le nombre de Mach est inférieur à 0,3 peuvent être considéré comme incompressible. Puisque les vitesses étudiées avec les éoliennes sont bien en dessous de ce nombre critique, nous pouvons considérer l'écoulement comme incompressible. Ainsi, nous n'aurons pas besoin de calculer l'équation d'énergie, ni la loi des gaz parfaits, mais seulement les équations de conservation de la masse et de la quantité de mouvement. Ces équations dans leur notation vectorielle peuvent être écrites comme suit :

**Conservation de la masse:**

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (4-1)$$

Où  $\rho$  est la densité et  $\rho \vec{v}$  le débit massique élémentaire.

**Conservation de la quantité de mouvement:**

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\bar{\tau}) + \rho \vec{g} + \vec{F} \quad (4-2)$$

Où  $p$  est la pression statique,  $\bar{\tau}$  le taux de cisaillement,  $\rho \vec{g}$  la force gravitationnelle, et  $\vec{F}$  représente d'autres forces externes. Cette formule est aussi désignée comme l'équation de Navier-Stokes (N-S).

**4.4.1 Les équations RANS**

Dans l'étude des écoulements visqueux, un régime laminaire existe seulement pour de faibles nombres de Reynolds. Pour des nombres de Reynolds plus élevés, le régime d'écoulement devient turbulent. Les écoulements turbulents sont caractérisés par des champs de vitesses fluctuants. Ces fluctuations pouvant être de petite échelle et de haute fréquence, la résolution directe des équations instationnaires de Navier-Stokes, pour des écoulements turbulents, est trop coûteuse en temps de calcul. Alternativement, les équations précédemment définies peuvent être moyennées dans le temps. Selon Reynolds, pour chacune des variables instationnaires dans les équations de Navier-Stokes une composante moyenne dans le temps  $\bar{v}_i$  et une composante variable  $v'_i$  peuvent être définies. Par exemple, la vitesse peut être décomposée de la manière suivante :

$$v_i = \bar{v}_i + v'_i \quad (4-3)$$

$$\bar{v}_i = \frac{1}{\Delta t} \int_{t_0}^{t_0 + \Delta t} v_i dt \quad (4-4)$$

Après l'application de l'expression précédente à toutes les variables dans les équations de N-S, on obtient les équations moyennées de N-S, communément appelées RANS « Reynolds-Averaged Navier-Stokes ». Les équations RANS permettent de modéliser efficacement les écoulements turbulents en réduisant considérablement les ressources nécessaires aux calculs numériques. Cependant, ces équations modifiées introduisent des inconnues supplémentaires. En conséquence, des modèles de turbulence sont nécessaires pour déterminer ces inconnues. Une large gamme de modèles de turbulence sont disponibles dans FLUENT notamment Spalart-Allmaras,  $k-\varepsilon$ ,  $k-\omega$ , et d'autres.

Pour notre étude, le modèle Spalart-Allmaras a été choisi. Il est souvent recommandé dans la littérature pour ce genre de calcul, et il est généralement retenu comme la solution la plus appropriée pour l'étude aérodynamique des éoliennes

#### **4.4.2 Le modèle Spalart-Allmaras**

Le modèle Spalart-Allmaras (S-A) est un modèle relativement simple qui résout une équation de transport modélisée pour la viscosité turbulente. Le modèle Spalart-Allmaras a été conçu originalement pour les applications aérospatiales, et l'équation et ses coefficients ont été calibrés pour des flux turbulents sur des profils aérodynamiques. C'est la raison pour laquelle le modèle S-A est très efficace pour les flux aérodynamiques attachés. Néanmoins, il l'est moins pour des écoulements détachés.

Dans la couche limite, le modèle S-A a été programmé pour utiliser la loi logarithmique de la paroi lorsque la résolution du maillage n'est pas suffisamment détaillée. Cela en fait un bon choix pour un maillage relativement grossier comme celui utilisé dans ce projet. Ainsi, pour un maillage grossier, il est supposé que le centre de la cellule adjacente à la paroi tombe dans la région logarithmique de la couche limite, et la loi logarithmique de la paroi est alors employée :

### 4.4.3 La loi de la paroi « low of the wall »

$$\frac{u}{u_T} = \frac{1}{k} \ln E(Yplus) \quad (4-5)$$

La loi de la paroi est décrite par la relation (4-5) où  $u$  est la vitesse parallèle à la paroi,  $u_T$  est la vitesse de cisaillement,  $k$  est la constante de Kármán (0.4187), et  $E=9.793$  ;

$Yplus$  est une mesure adimensionnelle de distance par rapport à la paroi :

$$Yplus \equiv \frac{\rho u_T y}{\mu} \quad ; \quad \text{où } y \text{ est la distance de la paroi} \quad (4-6)$$

Pour une fonction modélisant la loi de la paroi, chaque cellule adjacente au mur doit se trouver dans la région logarithmique de la couche limite qui se définit telle suit :

$$30 < Yplus < 300.$$

Le plus exactitude étant obtenu pour les valeurs proches de trente:  $Yplus \approx 30$

Les maillages utilisés dans ce projet ont été ajustés pour atteindre cette valeur.

## 4.5 Schéma de discrétisation

Les codes CFD comme FLUENT utilisent une technique basée sur les volumes finis afin de convertir une équation scalaire de transport en une équation algébrique qui peut être résolue numériquement. C'est une distinction importante par rapport à l'approche de différences finies, où l'espace discrétisé est considéré comme un ensemble de points, tandis que dans la méthode des volumes finis l'espace discrétisé est formé par un ensemble de petites cellules qui constituent des volumes des contrôles. Chaque cellule est associée à un point en son centre auquel sont affectées les valeurs des variables. Dans cette technique, les équations des lois de conservations sont intégrées sur chaque volume de contrôle, et ensuite discrétisées. La discrétisation de ces équations peut être illustrée de manière générale en considérant l'équation instationnaire de transport d'une quantité scalaire  $\phi$  écrite sous sa forme intégrale pour un volume de contrôle arbitraire:

$$\int_{\vartheta} \frac{\partial \rho \phi}{\partial t} d\vartheta + \oint \rho \phi \vec{v} \cdot d\vec{n} - \oint \tau_{\phi} \nabla \phi \cdot d\vec{n} = \oint_{\vartheta} S_{\phi} d\vartheta \quad (4-7)$$

$\rho$  : densité

$\vec{v}$  : vecteur de vitesse,  $\vec{v} = u\vec{i} + v\vec{j}$  (in 2D)

$\vec{n}$  : vecteur normal à la surface

$\tau_{\phi}$  : coefficient de diffusion pour  $\phi$

$S_{\phi}$  : source de  $\phi$

$\nabla \phi$  : gradient de  $\phi$ ,  $\nabla \phi = \frac{\partial \phi}{\partial x} \vec{i} + \frac{\partial \phi}{\partial y} \vec{j}$  (en 2D)

L'équation précédente est appliquée à chaque volume de contrôle, c'est à dire chaque cellule dans le domaine de calcul. La discrétisation de l'équation de transport sur une cellule donne:

$$\frac{\partial \rho \phi}{\partial t} \vartheta + \sum_f^{N_{faces}} \rho_f \vec{v}_f \phi_f \cdot \vec{A}_f - \sum_f^{N_{faces}} \tau_{\phi} \nabla \phi_f \cdot \vec{A}_f = S_{\phi} \vartheta \quad (4-8)$$

$N_{faces}$  = nombre de faces de la cellule

$\phi_f$  = valeur de  $\phi$  traversant la face  $f$

$\rho_f \vec{v}_f \cdot \vec{A}_f$  = débit massique à travers la face  $f$

$\vec{A}_f$  = aire de la face  $f$ ,  $|A| = |A_x \vec{i} + A_y \vec{j}|$  (en 2D)

$\nabla \phi_f$  = gradient de  $\phi$  sur la face  $f$

$\vartheta$  = volume de la cellule

La formulation en volumes finis traduit le fait que la variation de la valeur moyenne  $\phi$  de la cellule sur un intervalle de temps est égale à la somme des flux échangés entre les cellules voisines. Pour les flux stationnaires, la solution numérique est obtenue quand est atteint l'équilibre de l'ensemble des flux entrant ou sortant du volume contrôle. Pour les flux instationnaires que nous analysons, la dérivée partielle temporelle  $\partial \rho \phi / \partial t$  est non nulle, elle doit donc être prise en compte.

Ainsi, la discrétisation des équations de conservation consiste en une discrétisation spatiale et, pour les écoulements instationnaires, en une discrétisation temporelle. Les schémas de discrétisations spatiale et temporelle sont présentés ci-dessous.

### 4.5.1 Discrétisation spatiale

Dans FLUENT, les valeurs discrètes des variables scalaires  $\phi$  sont enregistrées au centre de la cellule. Cependant, les valeurs sur les faces  $\phi_f$  sont requises pour les termes convectifs dans les équations de conservation intégrales et doivent être interpolées à partir des valeurs du centre de la cellule. Ceci est accompli en utilisant un schéma « upwind ». Ce terme anglais qui réfère à l'amont, signifie que la valeur surfacique moyenne  $\phi_f$  est extrapolée à partir de la valeur de la valeur centrale  $\phi$  de la cellule en amont. Plusieurs schémas « upwind » sont disponibles dans un code CFD comme FLUENT. Le schéma « first-order upwind » est une approximation basique correspondant à un développement de premier-ordre. Dans ce schéma, la valeur surfacique  $\phi_f$  est égalisée à la valeur du centre de la cellule en amont, considérant que la valeur au centre est la valeur moyenne et uniforme d'une cellule. D'autre part, Le schéma « second-order upwind », qui correspond à un développement du second-ordre, offre plus de précision ; il est expliqué ci-dessous.

#### Le schéma « Second-Order Upwind »

Dans ce schéma la valeur surfacique  $\phi_f$  est évaluée par un développement de Taylor de second ordre de la valeur centrale  $\phi$  de la cellule. L'expression obtenue est la suivante :

$$\phi_f = \phi + \nabla\phi \cdot \vec{r} \quad (4-9)$$

Où  $\phi$  est la valeur centrale de la cellule amont, et  $\nabla\phi$  son gradient ;  $\vec{r}$  est le vecteur de déplacement du centre vers la face de la cellule amont (Figure 4-7). Ce modèle nécessite donc de calculer le gradient  $\nabla\phi$  de chaque cellule. Dans un code CFD comme FLUENT plusieurs méthodes sont disponibles pour calculer ces gradients. La méthode « Green-Gauss node-based » est connue pour être plus précise que les autres.



### Le schéma «Green-Gauss node-based»

Ce schéma permet de calculer le gradient d'une variable scalaire  $\phi$  au centre  $c_0$  d'une cellule. Son expression discrétisée est :

$$(\nabla\phi)_{c_0} = \frac{1}{\vartheta} \sum_f \bar{\phi}_f \vec{A}_f \quad (4-10)$$

Avec le schéma «cell-based averaging» la valeur surfacique  $\bar{\phi}_f$  est la moyenne arithmétique des valeurs aux centres des cellules voisines. Avec le schéma «node-based averaging», plus complexe mais plus précis, la valeur surfacique  $\bar{\phi}_f$  est la moyenne arithmétique des valeurs des nœuds délimitant la face:

$$\bar{\phi}_f = \frac{1}{N_f} \sum_n^{N_f} \bar{\phi}_n \quad (4-11)$$

Où  $N_f$  est le nombre de nœuds de la face, et la valeur des nœuds  $\bar{\phi}_n$  est la moyenne pondérée des valeurs aux centres des cellules qui entourent le nœud.

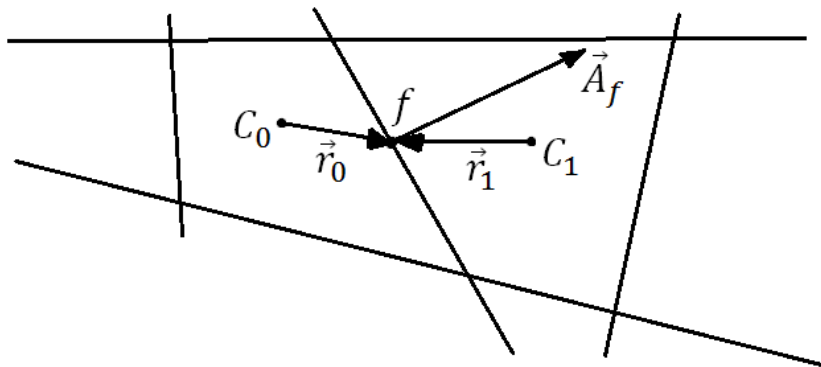


Figure 4-7 : Schéma d'une cellule et des vecteurs associés

Dans cette étude, la méthode de discrétisation spatiale utilisée est le « Second-Order Upwind » avec le «Green-Gauss node-based», puisque cette méthode, bien que plus couteuse en temps de calcul, est celle qui offre le plus de précision.

## 4.5.2 Discrétisation temporelle

Pour les simulations instationnaires, les équations de transports doivent être discrétisées non seulement dans l'espace mais aussi dans le temps. On prend donc en compte la dérivée temporelle des variables  $\partial\phi/\partial t$  dans l'équation de transport (4-8). Comme pour la discrétisation spatiale, la discrétisation temporelle peut être un développement du premier ou du second ordre, le second étant évidemment le plus précis. Considérant que dans l'équation de transport (4-8) on peut exprimer la variation temporelle des flux en fonction des variations spatiales, une expression générale pour la variation temporelle d'une variable  $\phi$  est:

$$\frac{\partial\phi}{\partial t} = F(\phi) \quad (4-12)$$

Où la fonction  $F$  inclut la discrétisation spatiale.

Bien que la discrétisation temporelle du 1<sup>er</sup> ordre puisse donner des résultats acceptables, la discrétisation du second ordre a été préférée pour plus de précision.

La discrétisation temporelle du second ordre peut s'écrire :

$$\frac{3\phi^{n+1} - 4\phi^n + \phi^{n-1}}{2\Delta t} = F(\phi) \quad (4-13)$$

Avec

$\phi^n$  = variable scalaire au temps  $t$

$\phi^{n+1}$  = variable scalaire au temps  $t + \Delta t$

$\phi^{n-1}$  = variable scalaire au temps  $t - \Delta t$

Le pas de temps  $\Delta t$  utilisé pour la discrétisation temporelle est défini par l'utilisateur et doit être ajusté selon la périodicité de l'appareil à l'étude. Pour l'étude des rotors, le guide du logiciel Ansys Fluent 12.0 (2009) recommande, comme mesure de référence, de laisser 20 pas de temps entre le passage de chaque pale.

## 4.6 Conditions limites

Les conditions limites permettent de définir les variables de flux sur les limites du modèle physique choisi, certaines variables sont fixées et les autres calculées en fonction des variables fixes. Il est donc important qu'elles soient définies de manière cohérente avec la réalité physique. Les conditions limites sont aussi nécessaires pour avoir un nombre d'équations égales au nombre d'inconnues, afin de résoudre le système algébrique. De nombreux types de conditions limites peuvent être utilisés dans un code CFD, ceux utilisés dans notre étude sont les suivants.

### **Mur « Wall »**

Une paroi ou un élément solide est défini comme un Mur. Dans les éoliennes à l'étude, les pales et la tour sont définies comme des Murs. Différentes variables peuvent être fixées comme conditions limites sur un Mur comme la rugosité ou le taux de cisaillement. Nous définirons une rugosité correspondant à un mur lisse, et à la place de définir le taux de cisaillement nous avons utilisé la condition « No slip » (sans glissement) qui fixe la vitesse relative du fluide à zéro au niveau des parois.

### **« Velocity-Inlet »**

Le « Velocity-Inlet », ou vitesse à l'entrée, permet de définir la valeur, la direction, et la variation de la vitesse de l'écoulement à l'entrée du domaine de calcul. Nous définirons une vitesse horizontale fixe (la direction du vent n'a pas d'importance pour une VAWT). Nous pouvons aussi définir la pression relative (de gauge) sur cette limite, que nous fixerons à zéro. Par conséquent, il est important de placer cette limite suffisamment loin de l'éolienne pour que les variations de la pression au niveau du rotor ne soient pas affectées par la pression fixée à la limite du domaine. Nous avons éloigné la limite du domaine à plus de 25 fois le rayon du rotor.

### **« Pressure-Outlet »**

Le « Pressure-Outlet », ou pression en sortie, permet de définir la valeur de la pression relative à la sortie du domaine de calcul. On peut aussi spécifier des variables régulant le refoulement de flux ou « Backflow » qui se produit quand la pression limite en sortie est supérieure à la pression en amont. Soucieux que les conditions limites n'influent pas sur le fonctionnement des rotors, on

s'est assuré de ne pas avoir de flux inverses dans nos simulations, et nous avons éloigné la limite du domaine à plus de 25 fois le rayon du rotor. Il est à noter que ce qui nous permet d'utiliser cette condition limite, tout comme le «Velocity-Inlet», est le fait que l'on considère un écoulement incompressible, sinon ces conditions limites ne sont pas définissables.

## 4.7 Méthode de résolution

Deux méthodes numériques sont disponibles dans le code FLUENT, le «Pressure-based solver» et le «Densité à base solveur». Le premier a été développé pour les écoulements incompressibles à basse vitesse, tandis que le second a été créé pour les écoulements compressibles de haute vitesse. Dans la présente étude, qui implique les écoulements incompressibles, le «Pressure-based solver» a été utilisé.

### Le «Pressure-based solver»

Dans le «Pressure-based solver», les équations de continuité et de conservation de quantité de mouvement sont couplées pour calculer le champ de pression. Les équations impliquées étant non linéaires, la résolution du système algébrique requière un processus itératif. Ainsi les équations de conservations sont résolues répétitivement jusqu'à convergence de la solution.

### Linéarisation et résolution du système

L'équation de transport discrétisée (4-8) contient les variables inconnues  $\phi$  au centre d'une cellule ainsi que les variables inconnues des cellules avoisinantes. Cette équation est généralement non linéaire. La méthode utilisée pour la résoudre est de linéariser cette équation en y introduisant une valeur à deviner. Une forme linéarisée de l'équation de transport peut s'écrire sous la forme suivante :

$$a_i \phi = \sum_j a_j \phi_j + b \quad (4-14)$$

Où  $a_i$  est le coefficient linéarisé de la variable  $\phi$  ;  $a_j$  représente les coefficients linéarisés des variables  $\phi_j$  provenant des cellules voisines de  $\phi$ .

L'ensemble des équations de transports (continuité et conservation de la quantité de mouvement) discrétisées et linéarisées, pour l'ensemble des cellules, constituent, avec les conditions limites, le système algébrique à résoudre. Ce système est résolu de manière itérative. Lorsque la différence entre les résultats que l'on nomme les résidus atteint une valeur suffisamment petite on considère que le calcul a convergé. Dans nos calculs, nous avons poursuivi les itérations jusqu'à des résidus de l'ordre de  $10^{-4}$ , des essais ont aussi été effectués pour des valeurs de  $10^{-5}$  et  $10^{-6}$ , les résultats étant pratiquement identiques nous avons gardé la valeur initiale.

#### **4.8 Traitement des données**

Le logiciel FLUENT intègre un module de traitement des données. Les résultats numériques peuvent être présentés sous différentes formes, graphiques ou numériques.

La visualisation graphique nous permet d'observer la distribution des variables de flux. On s'intéresse essentiellement à observer la distribution des vitesses puisque c'est là que se trouve l'énergie. On s'intéresse aussi à la distribution des pressions étant donné que ce sont les gradients de pression qui déterminent la distribution des vitesses. Dans les observations graphiques, notre but est de caractériser l'écoulement et de comprendre comment sont causées les pertes d'énergies cinétiques et où va l'énergie dissipée.

D'autre part, le logiciel permet de mesurer les coefficients adimensionnels des forces aérodynamiques précédemment présentés. A partir de ces coefficients, on peut calculer les forces en utilisant les formules du Chapitre 1. On s'intéresse essentiellement à mesurer le couple qui permet de calculer la puissance. Ayant choisi la vitesse angulaire et fixé la vitesse du vent en entrée on peut calculer le rendement à partir de la formule (1-8). Le rendement est calculé en fonction de la vitesse spécifique (1-9).

Nous ferons alternativement le lien entre les observations graphiques et le rendement mesuré pour comprendre d'où viennent les pertes. Notre but spécifique est d'améliorer le rendement de l'éolienne hybride

## 4.9 Résumé des paramètres CFD

*En résumé, dans nos simulations numériques, nous avons utilisé les paramètres suivants :*

- **Maillage**
  - Structure : Maillages structurés à éléments quadrilatéraux
  - Méthode de rotation : Maillages coulissants « Sliding meshes »
  
- **Le modèle mathématique**
  - Equations de conservation : Continuité et Navier-Stokes, instationnaire et incompressible
  - Modèle de turbulence : Spalart-Allmaras
  - Couche limite : « Low of the wall » ( $Y_{plus} \approx 30$ )
  
- **Schéma de discrétisation**
  - Discrétisation spatiale du second ordre : « Second-Order Upwind »
  - Calcul des gradients : « Green-Gauss node-based »
  - Discrétisation temporelle du second ordre
  
- **Conditions limites**
  - Sur les parois : « No slip »
  - En entrée : « Velocity-Inlet »
  - En sortie : « Pressure-Outlet »
  
- **Solveur** : « Pressure-based »

## CHAPITRE 5 ANALYSE DES RESULTATS

### 5.1 Le rotor H-Darrieus

La première série de simulations a pour but premier d'évaluer les performances de l'éolienne à axe vertical de type H-Darrieus (ou Rotor-H), fonctionnant seule, et de caractériser l'écoulement dans ce type de machine. L'autre objectif est de valider nos calculs numériques pour ce type de rotor, en comparant les résultats obtenus par simulations avec les résultats générés par le logiciel CARDAAV qui implémente le model du « Double Multiple Stream Tube » (Paraschivoiu, 1981) précédemment expliqué. Bien évidemment, dans le deux cas, on utilise la même géométrie et les mêmes conditions d'écoulements. La géométrie étudiée est caractérisée par les données suivantes (Figure 5-1):

- 2 pales droites
- Profil : NACA0018
- Corde  $C=10\text{cm}$
- Rayon du rotor  $R= 1\text{m}$
- Diamètre de la tour=  $0.06\text{m}$
- Vitesse du vent  $V_{\infty}=10\text{m/s}$

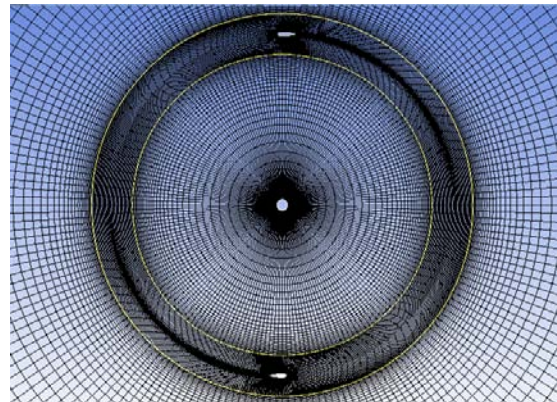


Figure 5-1 : Spécifications du rotor-H

#### 5.1.1 Validation

Etant donné que nos calculs numériques sont effectués en 2D, pour avoir des conditions d'écoulement similaires avec le « Double Multiple Stream Tube », on ne prend pas en compte les variations dans le plan vertical. Par conséquent, on considère une distribution de vitesse du vent droite, et des pales droites dans le plan vertical, et on néglige les pertes en bout de pale.

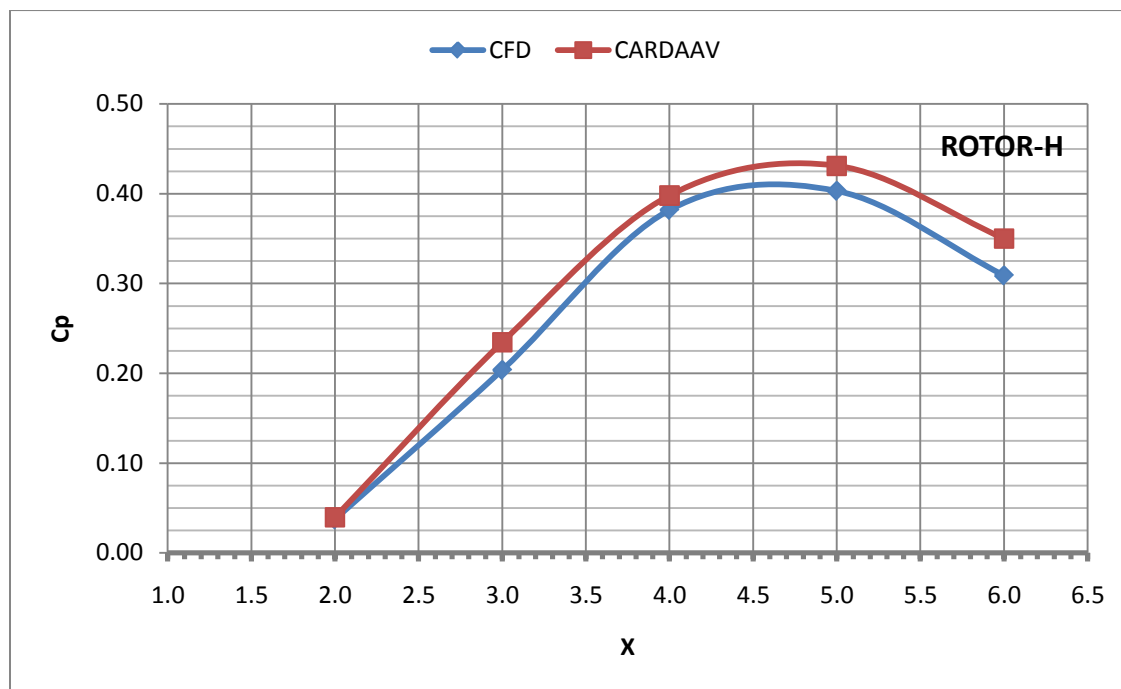


Figure 5-2 : Coefficient de puissance en fonction de la vitesse spécifique pour le rotor-H

On observe une bonne concordance entre les résultats CFD et les résultats du « Double Multiple Stream Tube » avec un petit écart jugé acceptable (Figure 5-2), d'autant plus qu'un écart du même ordre existe entre CARDAAV et les essais réels. De plus, ces résultats sont cohérents avec les standards de l'industrie et les publications pertinentes. On fait référence en particulier, à l'article de Sandra Eriksson (2008) qui passe en revue une large gamme de résultats expérimentaux pour les VAWT. On considère donc que nos calculs numériques sont valides, pour ce modèle.

### 5.1.2 Analyse

Considérant la courbe CFD (Figure 5-2), on observe que le  $C_p$  maximal est près de 42% pour une vitesse spécifique de près de 4.6. D'autre part, sur la Figure 5-3, nous pouvons observer la distribution de la vitesse du vent dans le fonctionnement d'une Darrieus-H. Avec un vent non perturbé de 10m/s, et une vitesse spécifique de 4, la vitesse perturbée qui traverse le rotor dans sa première demi-révolution est de 9m/s, vers le centre le vent est près de 7.5m/s, il est localement



ralenti par la tour, et il traverse à nouveau le rotor dans sa seconde demi-révolution avec une vitesse moyenne de 6.5m/s. Cette observation est assez conforme avec le modèle du double disque actuateur, et cela permet d'envisager les problèmes d'obstructions que l'on connaîtra avec le modèle hybride.

**Remarque :** Il est à noter que dans les visualisations graphiques nous avons fixé l'échelle supérieure à 15m/s pour un vent nominal de 10m/s afin d'observer les gradients dominants ; mais des vitesses plus élevées existent localement.

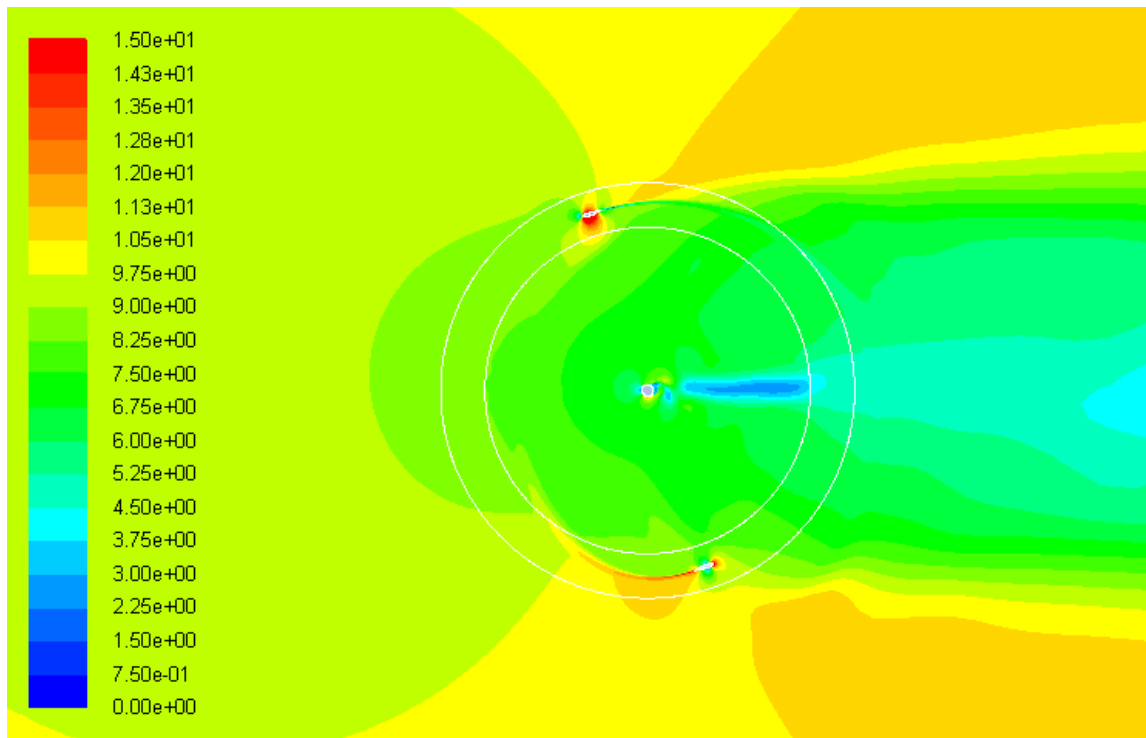


Figure 5-3 : Distribution des vitesses (m/s) dans le rotor-H (X=4)

Il est aussi intéressant de noter que le vent qui s'échappe sur les côtes est accéléré de près de 20%. Dans le modèle du double disque actuateur cet écoulement correspond à la vitesse  $V_{\Omega}$  (Figure 3-2). Cet écoulement ne profite pas au rotor dans sa seconde demi-révolution (le second disque actuateur) ce qui constitue une perte. De plus, le fait que cet écoulement soit fortement accéléré correspond à une perte d'énergie cinétique.

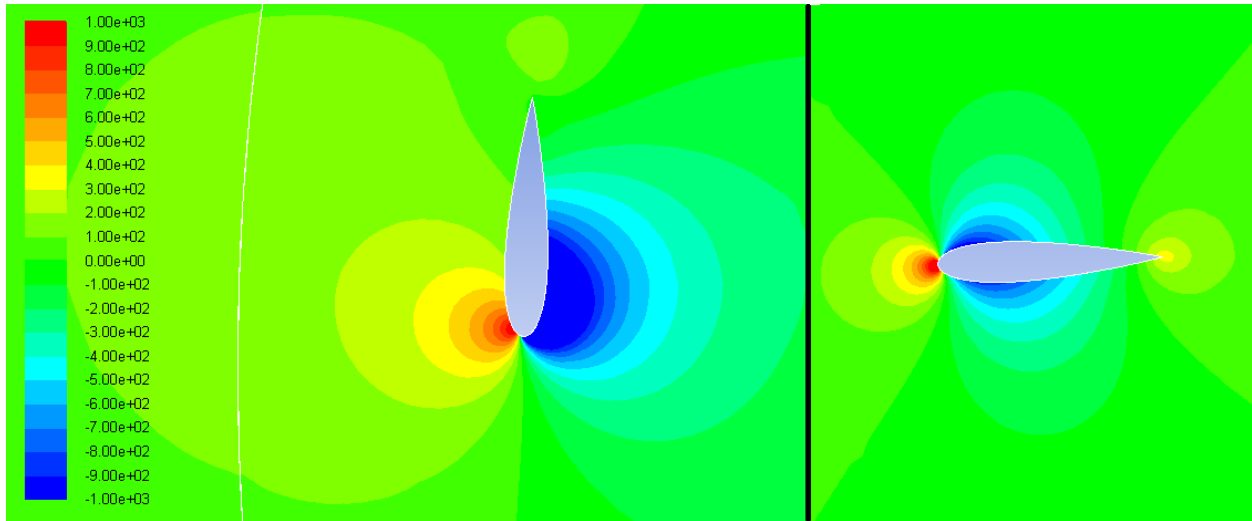


Figure 5-4 : Distribution des pressions (Pa) sur un profil,  $\theta=0$  (gauche),  $\theta=90$  (droite)

Cette accélération correspond à la formation d'écoulement tourbillonnaires, ou vortex, causés par la force de trainée de pression qui est dominante dans cette région. En effet, on peut expliquer ce phénomène en observant la Figure 5-4. L'image de gauche représente la distribution de pression sur le profil à l'azimute 0deg. On peut voir qu'il existe une différence de pression marquée entre l'extrados qui fait face au vent et l'intrados. C'est dans cette position que la portance est la plus forte et que la production d'énergie est donc la plus importante. L'image de droite représente la distribution de pression sur le profil à l'azimute 90deg (Figure 5-4). On peut voir qu'il n'y a pas de gradient de pression entre l'extrados et l'intrados ; la portance est par conséquent inexistante. Par contre il existe une nette différence de pression entre le nez et la queue qui cause une force de trainée de pression. C'est donc dans cette position que la perte d'énergie est la plus importante.

Robert Nason Thomas (2004) a réussi à tirer profit de ce phénomène en plaçant des turbine-H côtes à côtes de manière à ce que le fluide accéléré sur les côtés par une turbine bénéficie à la turbine adjacente.

## 5.2 Le rotor Savonius

La seconde série de simulations a pour but premier d'évaluer les performances de l'éoliennes à axe vertical de type Savonius (ou Rotor-S), fonctionnant seule, et de caractériser l'écoulement dans ce type d'éolienne. L'autre objectif est de valider nos calculs numérique pour ce type de rotor, en comparants les résultats numériques avec les résultats expérimentaux obtenus par V. D'Alessandro (ref). La géométrie étudiée est caractérisée par les données suivantes (Figure 5-5) :

- 2 aubes en demi-cercle
- Diamètre des aubes  $d=0.38\text{m}$
- Rayon du rotor  $R=0.33\text{m}$
- Diamètre de la tour  $=0.06\text{m}$
- Vitesse du vent  $V_{\infty}=10\text{m/s}$

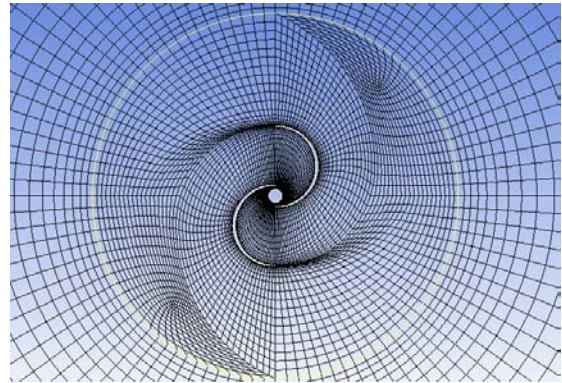


Figure 5-5 : Spécifications du rotor-S

### 5.2.1 Validation

Les essais en soufflerie de V. D'Alessandro (2010) ont été conduits de manière à être cohérente avec un écoulement en 2D, puisque le but de ces essais étaient de valider une étude CFD 2D. Pour ce faire D'Alessandro a placé deux disques sur le dessous et le dessus de son rotor de manière à empêcher toute circulation verticale de l'air. A quelques détails près, nous avons utilisé la même géométrie que D'Alessandro. On observe une très bonne corrélation entre les résultats CFD et les résultats expérimentaux. On considère donc que nos calculs numériques, pour ce modèle, sont valides. On observe sur la Figure 5-6 que le  $C_p$  maximal est près de 24% pour une vitesse spécifique de près de 0.9, ces résultats sont cohérents avec les standards de l'industrie et les publications pertinentes (Kamoji, 2009).

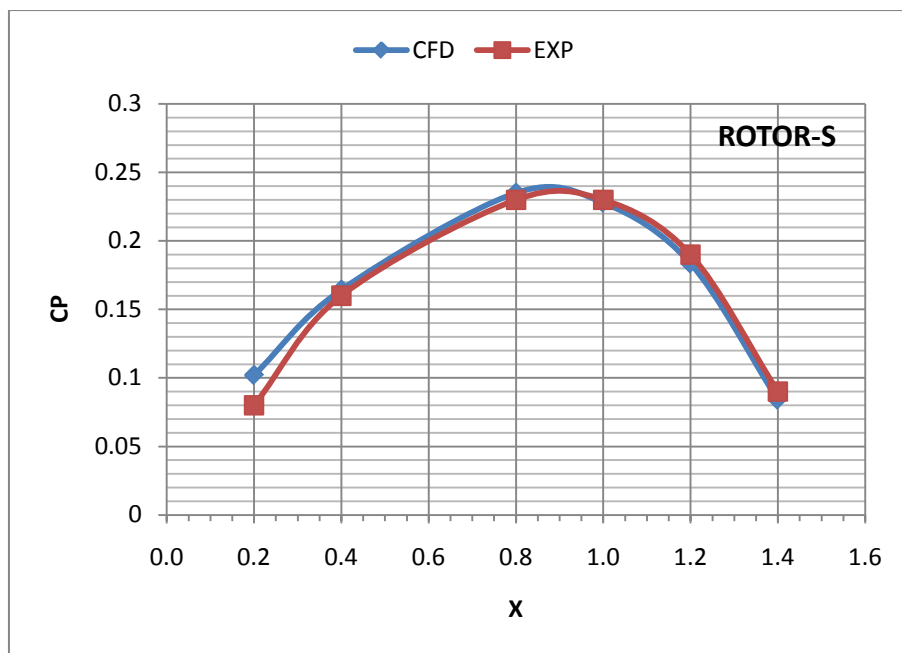


Figure 5-6 : Coefficient de puissance en fonction de la vitesse spécifique pour le rotor-S

### 5.2.2 Analyse

On note (Figure 5-6) que la vitesse spécifique optimale de 0.9 de ce type de rotor est très différente de celle de la turbine H dont on a précédemment mesuré la vitesse spécifique maximale à 4.6. Nous verrons comment cela peut affecter le fonctionnement couplé entre les rotors H et S. Le  $C_p$  maximal de 24% (Figure 5-6) est aussi largement inférieur à celui de la Darrieus, ce qui implique que la perte d'énergie cinétique dans l'écoulement est d'autant plus importante.

Sur la Figure 5-7, nous pouvons observer la distribution des vitesses de l'écoulement dans le fonctionnement d'une Savonius. Avec un vent non perturbé de 10m/s, et une vitesse spécifique de 0.8, la vitesse qui frappe le rotor est d'environ 7 à 8m/s, ce qui veut dire que ce type de turbine affecte beaucoup le vent qui l'attaque en amont. D'autre part, on observe que le vent qui quitte le rotor en amont est d'environ 3m/s en moyenne, ce qui veut dire que cette turbine affecte beaucoup le vent en aval. Cette observation est aussi révélatrice des interférences qui peuvent affecter le fonctionnement couplé avec la H-Darrieus.

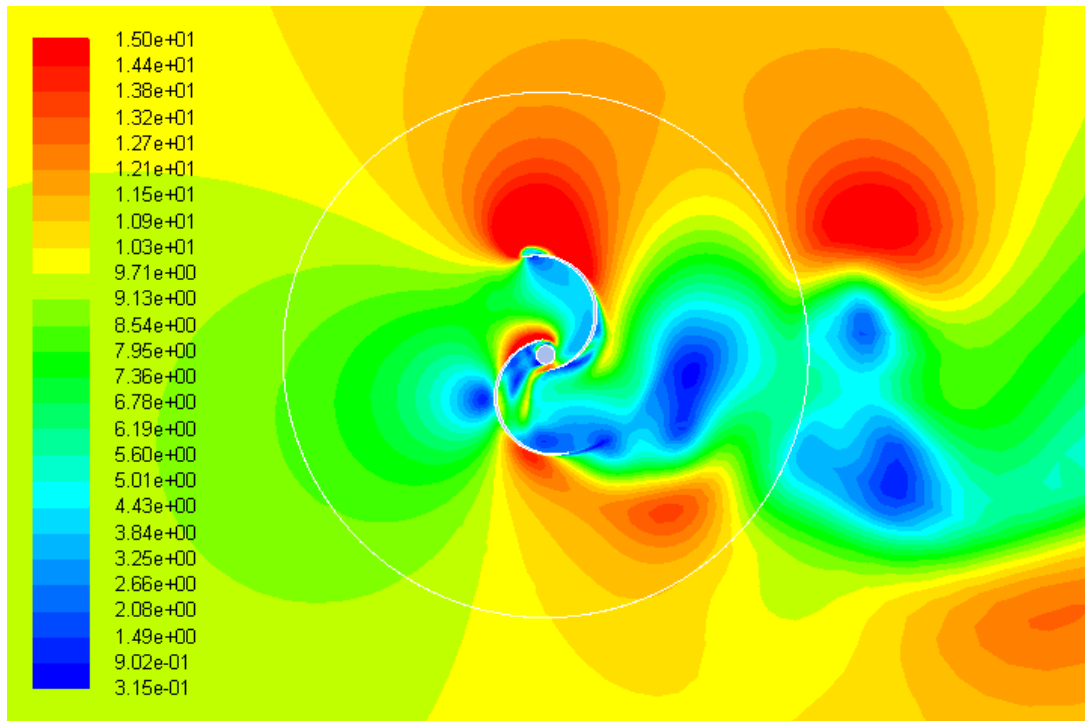


Figure 5-7 : Distribution des vitesses (m/s) dans le rotor-S ( $X=0.8$ )

On note aussi que l'écoulement est fortement accéléré sur les côtés vers l'azimute 90 ou -90 où il est en moyenne 30% supérieur au vent non perturbé. Cette accélération correspond à des écoulements tourbillonnaires, ou vortex, caractéristiques des turbines qui fonctionnent sur la force de traînée (drag-divise). Nous verrons si cela peut affecter ou avantager le fonctionnement couplé. Ces écoulements tourbillonnaires sont causés par des grandes différences de pression entre les deux faces des pales comme on peut le voir sur la Figure 5-8.

On note, en particulier, la forte pression sur l'aube du bas qui ralentit le vent à ce niveau, et crée le gradient qui accélère le vent du côté du bas. On note d'autre part la forte dépression sur de bout de l'aube du dessus qui cause le vortex au-dessus.

Ce sont ces différences de pression qui engendre la traînée de pression qui fait tourner la Savonius avec un couple élevé. Cependant se mode de fonctionnement engendre beaucoup de pertes, et l'écoulement accéléré correspond à une perte puisque c'est de l'énergie cinétique qui est transmise au vent et dissipée.

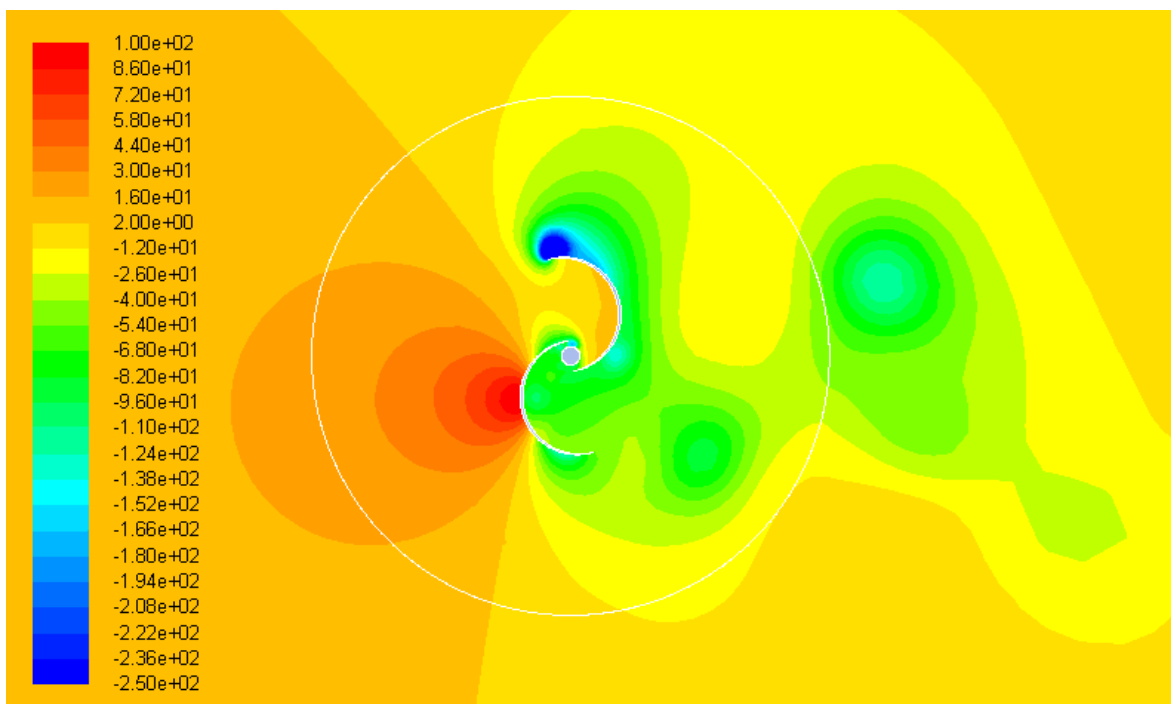


Figure 5-8 : Distribution des pressions (Pa) sur un profil du rotor-H

Il serait donc avantageux de bénéficier de cette énergie cinétique perdue, comme l'a fait Robert Nason Thomas (2004) avec le couplage des Darrius. D'autre part, Shigetomi (2011) a observé dans ses mesures que des turbines Savonius, placées l'une à proximité de l'autre peuvent avoir une interaction positive. On verra si le couplage de la Savonius avec la Darrius peut avoir un effet semblable. Burçin Deda Altan (2008) affirme que l'on peut augmenter le rendement de la Savonius en plaçant des guides d'écoulements de manière à diriger le vent sur l'aube qui fait face au vent et bloquer le flux sur l'aube qui fait dos au vent ; cet assemblage augmenterait le rendement d'une Savonius de 40%.

### 5.3 L'éolienne hybride Darrieus-Savonius

Après avoir évalué les performances des ROTOR-H et ROTOR-S séparément, et validé les modèles numériques utilisés, on combine les deux rotors dans une même simulation numérique. Dans cette série de simulations on évalue donc les performances d'une éolienne hybride de type Darrieus-Savonius (ROTOR S-H SYNC). Dans ce type de montage, les deux rotors étant directement fixés à l'axe de rotation, ils tournent à la même vitesse angulaire  $\omega$ . On parlera donc d'un mode de fonctionnement synchrone. On examine les coefficients de puissances des deux rotors séparément et ensembles par rapport à la vitesse spécifique du rotor-H. Le mode de fonctionnement étudié est caractérisé par les données suivantes (Figure 5-9) :

- ROTOR-S + ROTOR-H
- Vitesse du vent  $V_{\infty}=10\text{m/s}$
- ROTOR-S : rayon  $R= 0.33\text{m}$
- ROTOR-H : rayon  $R= 0.33\text{m}$
- Diamètre de la tour =  $0.06\text{m}$
- ROTOR-H : Vitesse angulaire :  $\omega_H$
- ROTOR-S : Vitesse angulaire :  $\omega_S = \omega_H$

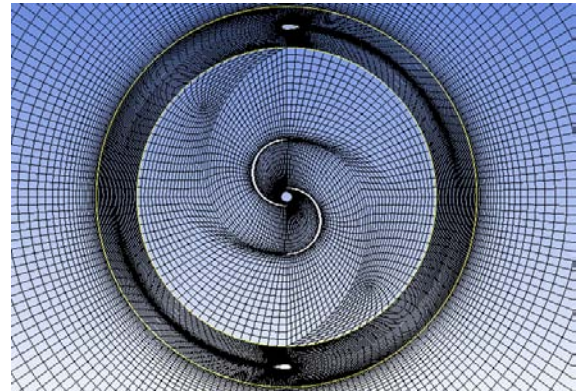


Figure 5-9 : Spécifications du rotor S-H

On peut observer sur la Figure 5-10, qui correspond à un fonctionnement à une vitesse spécifique de 4, que la vitesse sur les aubes de la Savonius est plus de 50% plus élevée que la vitesse du vent non perturbé de 10m/s. Cela veut dire que la turbine centrale transmet de l'énergie cinétique au vent au lieu de l'extraire, donc qu'elle consomme de l'énergie, ce qui correspond à un rendement négatif à cette vitesse spécifique comme on peut le voir dans le graphique de la Figure 5-11. Ceci est seulement rendu possible par le fait que, dans nos simulations, on impose une vitesse angulaire, mais en conditions réelles la turbine-S freinera la turbine-H pour lui imposer une vitesse de rotation plus proche de sa zone de fonctionnement.

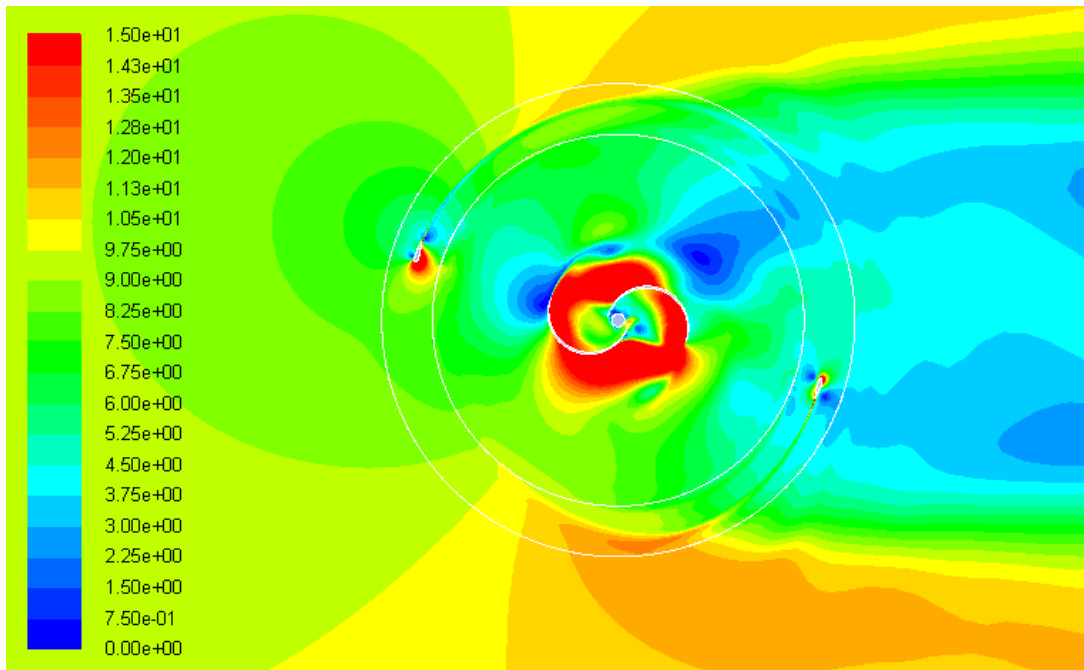


Figure 5-10 : Distribution des vitesses (m/s) dans le rotor S-H ( $X=4$ )

Dans la courbe bleue du graphique de la Figure 5-11, on a mesuré le coefficient de puissance du rotor-H dans la turbine hybride en mode synchrone. On observe un  $C_p$  maximal de 0.24 ce qui est nettement inférieur, presque de moitié, au  $C_p$  max du même rotor fonctionnant seul. Ceci est principalement dû au fait que, considérant le modèle du double disque actuateur, le disque aval, correspondant à la seconde demi-révolution du rotor-H, ne reçoit presque plus de vent. En effet le rotor-S ralenti considérablement le vent qui attaque la seconde moitié du rotor-H, comme on peut le voir dans la Figure 5-10 il est de près de 4m/s à ce niveau.

Dans la courbe verte du graphique de la Figure 5-11 on a mesuré le coefficient de puissance du rotor-S dans la turbine hybride en mode synchrone. On observe que le  $C_p$  max est de 0.17, donc inférieure au  $C_p$  max de 0.24 mesuré pour la même turbine fonctionnement seule. Ceci est dû au fait que le vent qui attaque le rotor-S est préalablement ralenti par la première demi-révolution du rotor-H qui agit comme un premier disque actuateur en amont du rotor-S. Comme on peut le voir dans la Figure 5-10 la vitesse du vent est près de 7.5m/s à ce niveau.

On note Surtout que dans la zone de fonctionnement de la turbine hybride, le rendement aérodynamique du rotor-S est négatif pour la moitié supérieure de la plage des vitesses



spécifiques, avec un  $C_p$  minimal de -0.47. Ce qui explique le rendement négatif est le fait que quand le ROTOR-H tourne à des vitesses spécifiques élevées, le ROTOR-S, qui tourne à la même vitesse angulaire, tourne trop vite et sort de sa zone de fonctionnement et consomme de l'énergie au lieu d'en produire, comme on l'a vu dans la Figure 5-10.

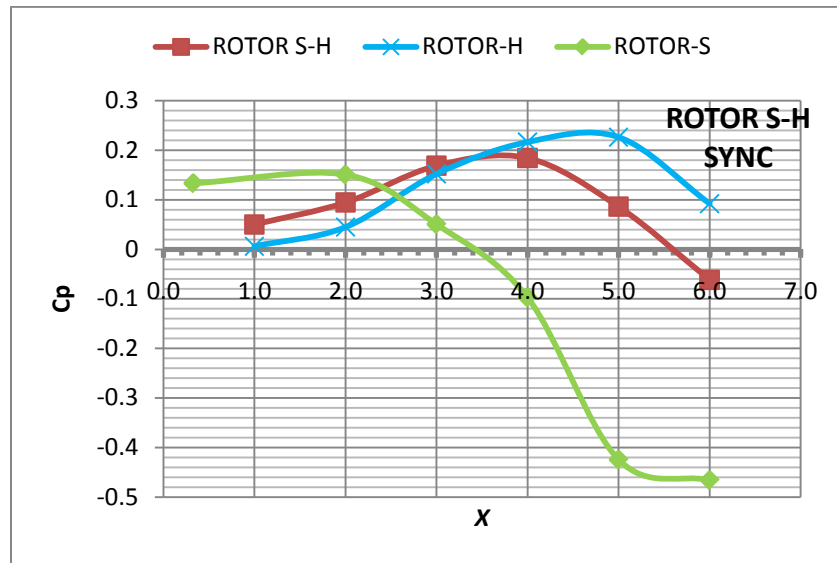


Figure 5-11 : Coefficient de puissance en fonction de la vitesse spécifique pour le rotor-H

Dans la courbe rouge du graphique de la Figure 5-11 on a mesuré le coefficient de puissance total du rotor S-H (la turbine hybride) en mode synchrone. On observe que le  $C_p$  max est de 0.19 pour une vitesse spécifique de 3.8. On note que ce résultat est cohérent avec les résultats expérimentaux de Wakui (2005) qui a mesuré un  $C_p$  max de 0.2 sur son hybride. C'est un rendement inférieur à celui du rotor-H et même du rotor-S, fonctionnant séparément. Ceci veut dire que, montés ensemble, chacun des rotors fonctionne nettement moins bien que montés seuls. Ce couplage n'est donc pas harmonieux du point de vue du rendement maximal. On note aussi que le  $C_p$  max du rotor hybride est inférieur au  $C_p$  max du rotor-H au sien du montage hybride qui est de 0.24. Ceci s'explique par le fait que pour la vitesse spécifique correspondante 4.5, le rotor-S a un rendement négatif de -0.37. On note par contre, que pour des faibles vitesses spécifiques, de l'ordre de 2, le rendement de l'hybride est deux fois supérieur à celui de la H-Darrieus, ce qui est dû à l'apport de la Savonius qui atteint son maximum à cette vitesse spécifique.

## 5.4 L'éolienne hybride asynchrone

L'introduction des trains épicycloïdaux entre les rotors et l'axe de rotation, permet de fixer un rapport entre les vitesses angulaires du rotor-H et du rotor-S. Les deux rotors concentriques auront donc des vitesses angulaires différentes  $\omega_S$  et  $\omega_H$ . On fera donc référence à ce montage comme le mode de fonctionnement asynchrone. On fixe le rapport des vitesses angulaires de manière à ce que les vitesses spécifiques respectives des deux rotors correspondent à leur point de fonctionnement optimal ( $X_S = 0.9$  et  $X_H = 4.6$ ):

$$X_S = \frac{\omega_S R_S}{V}; \quad \text{et} \quad X_H = \frac{\omega_H R_H}{V_\infty}$$

Avec  $V_\infty = 10\text{m/s}$  : La vitesse du vent non perturbé, et  $V \approx 9\text{m/s}$  : La vitesse du vent ralenti par le rotor-H dans sa 1<sup>ère</sup> demi-révolution (Figure 3-2), dont la valeur a été précédemment identifiée dans la Figure 5-2. D'où :

$$\frac{\omega_S}{\omega_H} = \frac{X_S V R_H}{X_H V_\infty R_S} = \frac{(0.9)(9)(1)}{(4.6)(10)(0.33)} \approx 0.5$$

Ayant évalué le mode synchrone, on pourra comparer les performances des deux modes. On examine les coefficients de puissances des deux rotors séparément et ensemble par rapport à la vitesse spécifique du rotor-H. Le mode de fonctionnement étudié est caractérisé par les données suivantes (Figure 5-12) :

- ROTOR-S + ROTOR-H
- Vitesse du vent  $V_\infty = 10\text{m/s}$
- ROTOR-S : rayon  $R = 0.33\text{m}$
- ROTOR-H : rayon  $R = 1\text{m}$
- Diamètre de la tour =  $0.06\text{m}$
- ROTOR-H : Vitesse angulaire :  $\omega_H$
- ROTOR-S : Vitesse angulaire :

$$\omega_S = \omega_H / 2$$

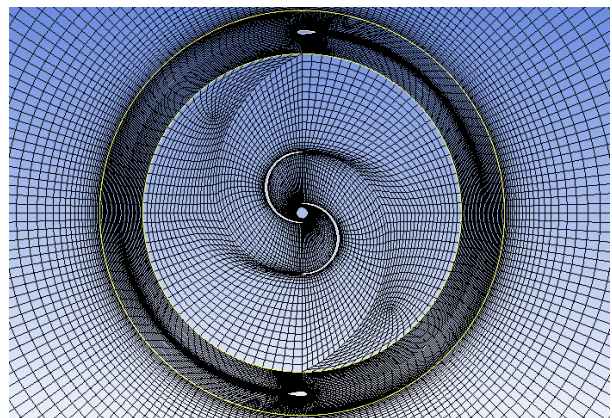


Figure 5-12 : Spécifications du rotor S-H Asynchrone

Dans la Figure 5-13 on peut voir que, pour une même vitesse spécifique ( $X=4$ ), contrairement au fonctionnement synchrone, la turbine centrale fonctionne normalement, transformant l'énergie cinétique du vent qui se voit affaibli en aval. En conséquence, le vent qui traverse le rotor externe dans sa seconde demi-révolution est bien plus faible que dans le fonctionnement de la turbine-H seul. En effet il est d'environ 1.5m/s alors qu'il était de 6.5m/s dans le 1er cas. D'autre part, on observe aussi une accélération du vent sur les côtés du rotor-S mais le vent ayant été préalablement ralenti par la première demi-révolution du rotor-H, la vitesse au niveau du rotor-H reste plus au moins la même. Il n'y a donc pas d'effet de synergie

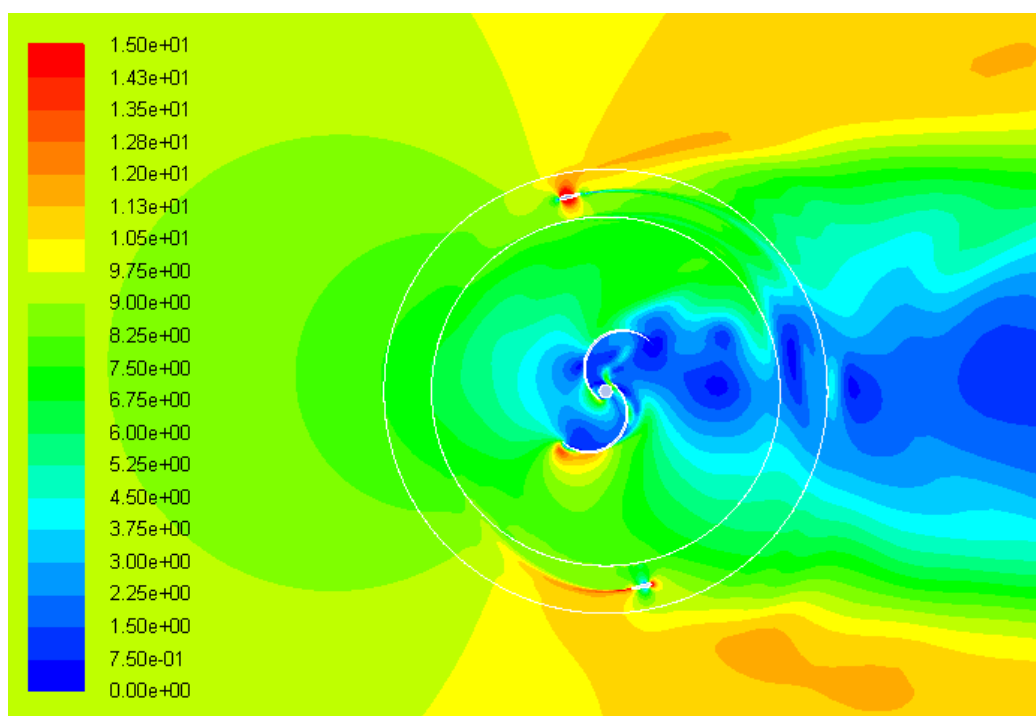


Figure 5-13 : Distribution des vitesses (m/s) dans le rotor S-H asynchrone ( $X=4$ )

Dans la courbe verte du graphique de la Figure 5-14 on a mesuré le coefficient de puissance du rotor-S dans la turbine hybride en mode asynchrone. On observe que le  $C_p$  max est de 0.11, donc inférieure au  $C_p$  max de 0.17 mesuré pour la même turbine fonctionnement en mode synchrone. Ceci veut dire que le couplage synchrone fonctionne mieux pour une faible vitesse spécifique qui correspond au domaine de fonctionnement du rotor-S. Par contre, on note que dans la zone de fonctionnement de la turbine hybride, le rendement aérodynamique du rotor-S n'est presque jamais négatif, il est positif pour la plage de vitesses spécifiques allant de 1 à 5.5, ce qui couvre

pratiquement toute la zone de fonctionnement du rotor-H. Donc dans l'ensemble, le rotor-S fonctionne mieux en mode asynchrone.

Dans la courbe bleue du graphique de la Figure 5-14 on a mesuré le coefficient de puissance du rotor-H dans la turbine hybride en mode asynchrone. On observe, pour une vitesse spécifique de 4, un  $C_p$  maximal de 0.2, ce qui est inférieur au  $C_p$  max du même rotor dans le fonctionnement synchrone vu précédemment. On explique cet écart par les observations que nous avons fait précédemment sur la Figure 5-10 et la Figure 5-13, à savoir, que dans la plage des vitesses spécifiques élevées du rotor-H (3 à 5) le rotor-S fonctionne normalement dans le mode asynchrone et ralenti le vent, alors que dans le mode synchrone il accélère le vent ce qui profite au rotor-H (en cas réel c'est plutôt la turbine-H qui sera ralenti pour tourner à la vitesse imposée par la turbine -S).

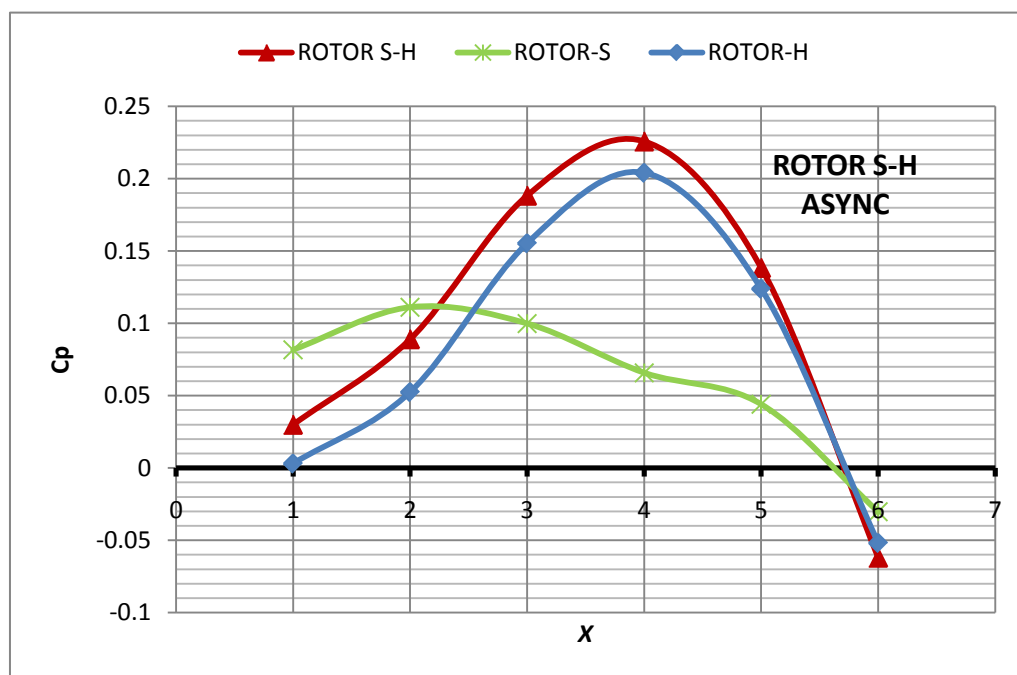


Figure 5-14 : Coefficient de puissance en fonction de la vitesse spécifique pour le rotor S-H ASYNC

Dans la courbe rouge du graphique de la Figure 5-14 on a mesuré le coefficient de puissance total du rotor hybride S-H en mode asynchrone. On observe que le  $C_p$  max est de 0.23 pour une vitesse spécifique de 4. C'est un rendement inférieur à celui du rotor-H fonctionnant seul, et presque égale à celui du rotor-S fonctionnant seul. Par contre, comme on peut le voir dans le graphique de la Figure 5-15, le  $C_p$  du mode asynchrone est nettement supérieure à celui du mode synchrone (+21%). Pourtant, les  $C_p$  max des rotors dans le mode synchrone mesurés séparément sont supérieurs aux  $C_p$  max des rotors dans le mode asynchrone mesurés séparément. Ceci s'explique par le fait que dans le mode asynchrone le rotor-S a toujours un rendement positif alors qu'en mode synchrone se rendement est négatif pour la moitié supérieure des vitesses spécifiques. On peut aussi faire cette observation en examinant les graphiques de la Figure 5-16 et la Figure 5-17 qui représentent l'oscillation du couple des rotors H et S, dans leurs fonctionnements synchrones et asynchrones pour une vitesse spécifique de 4. Dans le mode synchrone (Figure 5-16) le couple oscille autour d'une valeur négative, alors qu'il oscille autour d'une valeur positive dans le mode asynchrone (Figure 5-17).

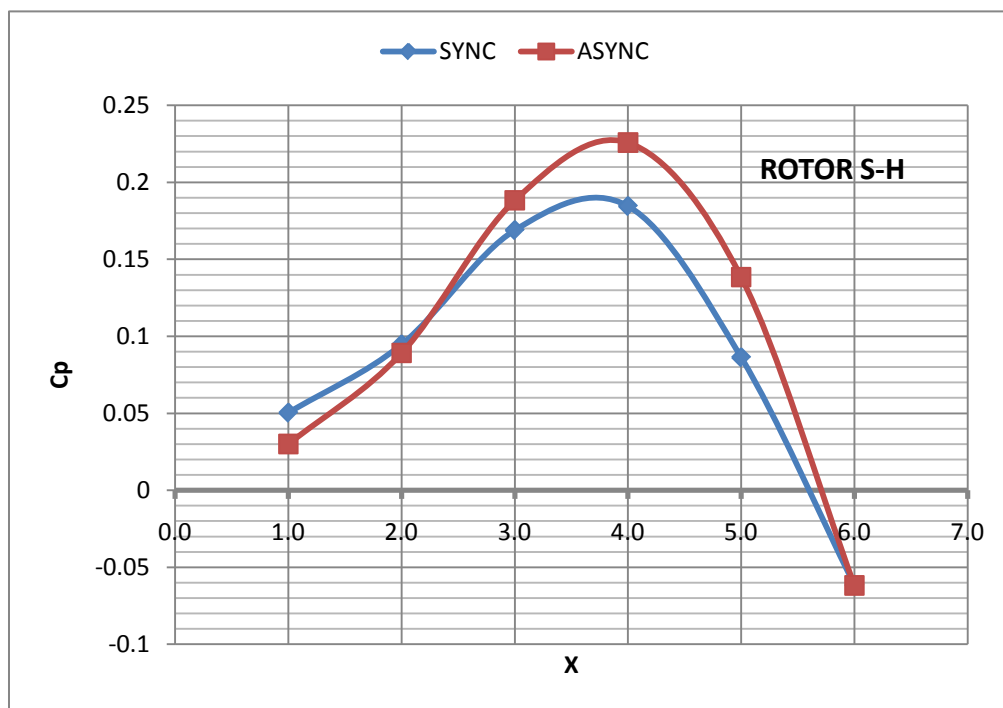


Figure 5-15 : Comparaison entre le mode SYNC et ASYNC

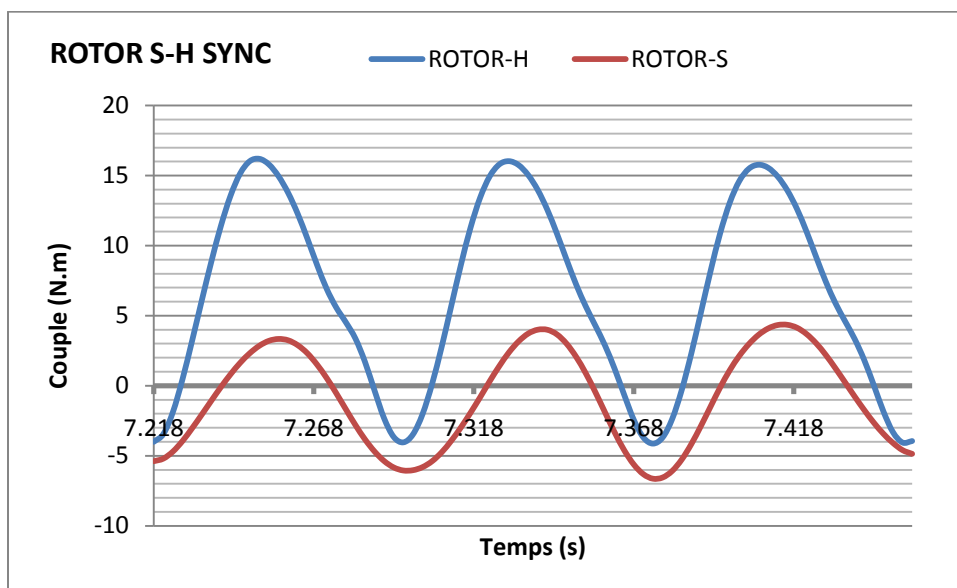


Figure 5-16 : Couple en fonction du temps pour le rotor S-H ( $X=4$ )

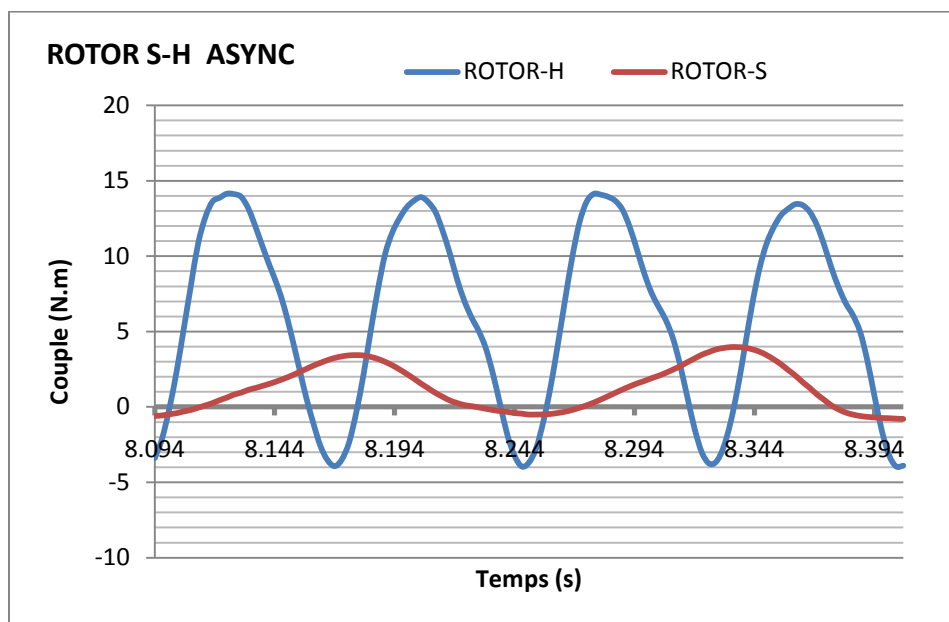


Figure 5-17 : Couple en fonction du temps pour le rotor S-H asynchrone ( $X=4$ )

## 5.5 L'éolienne hybride asynchrone en fonctionnement inverse

Avec un fonctionnement asynchrone inverse, au lieu de faire tourner les deux rotors dans le même sens, on peut les faire tourner en sens inverse, ce qui permet d'utiliser deux fois moins de trains épicycloïdaux. On fera donc référence à ce montage comme le mode de fonctionnement asynchrone inverse. Une fois de plus, on examine les coefficients de puissances des deux rotors séparément et ensemble par rapport à la vitesse spécifique du rotor-H. Le mode de fonctionnement étudié est caractérisé par les données suivantes (Figure 5-18)

- ROTOR-S + ROTOR-H
- Vitesse du vent  $V_{\infty}=10\text{m/s}$
- ROTOR-S : rayon  $R= 0.33\text{m}$
- ROTOR-H : rayon  $R= 0.33\text{m}$
- Diamètre de la tour=  $0.06\text{m}$
- ROTOR-H : Vitesse angulaire :  $\omega_H$
- ROTOR-S : Vitesse angulaire :  

$$\omega_S = -\omega_H/2$$

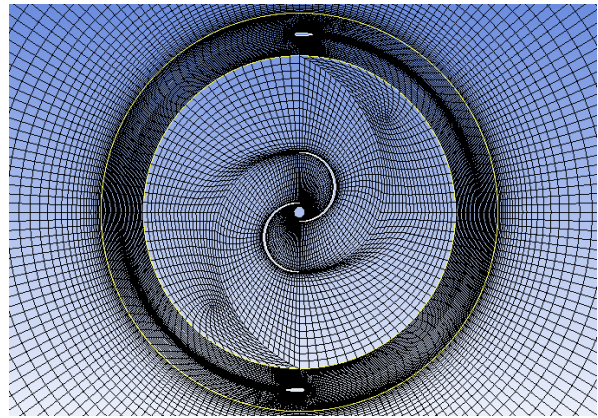


Figure 5-18 : Spécifications du rotor S-H Asynchrone inverse

On peut voir dans la Figure 5-19 que l'écoulement dans le mode asynchrone inverse est similaire à celui du mode asynchrone.

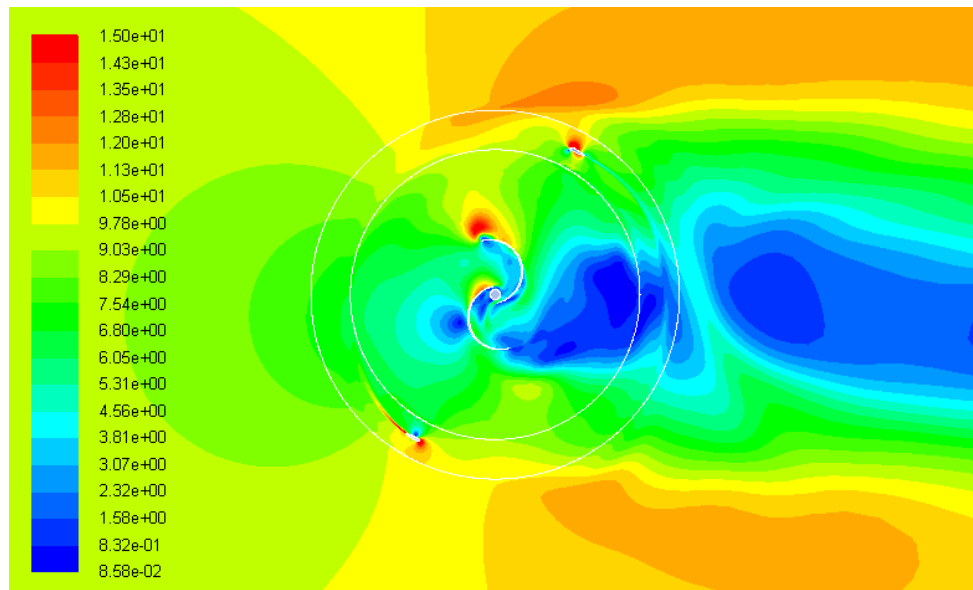


Figure 5-19 : Distribution des vitesses (m/s) dans le rotor S-H asynchrone inverse ( $X=4$ )

D'autre part, dans le graphique de la Figure 5-20 nous observons que l'allure et les valeurs des courbes pour le fonctionnement inverse sont pratiquement identiques à celle du fonctionnement asynchrone, les deux modes sont donc équivalents.

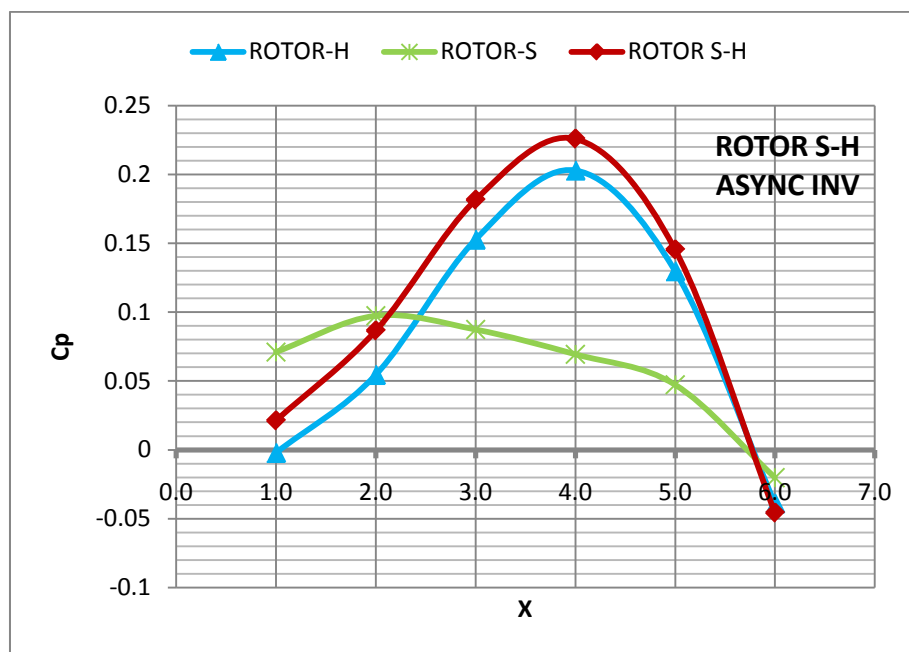


Figure 5-20 : Coefficient de puissance en fonction de la vitesse spécifique pour le rotor S-H ASYNC INV

## 5.6 Discussion

Suite à l'analyse des résultats, on conclut que le mode de fonctionnement asynchrone, permis par l'utilisation du train épicycloïdal, permet d'améliorer le rendement du montage hybride en permettant à chaque rotor de tourner à la vitesse spécifique qui correspond à son mode de fonctionnement. En éliminant ainsi les pertes de couplage nous avons augmenté le rendement de l'éolienne de plus de 20%. Cependant, les pertes de rendement causées par les obstructions successives du vent restent très importantes puisque le rendement de l'hybride asynchrone reste deux fois moins efficace que la Darrieus, et puisque les rendements des rotors couplés sont bien inférieurs à leurs rendements respectifs fonctionnent seul.



Vu l'importance des pertes par obstruction, causées par le montage imbriqué des deux rotors, on préfère le montage superposé ou une turbine est placée au-dessus de l'autre. Wakui (2005) a expérimenté cette configuration en comparaison avec le montage imbriqué mais dans un fonctionnement synchrone classique. Il n'a pas observé de différence significative de rendement entre les deux montages, avec un  $C_p$  de 0.2, probablement à cause du fait que la Savonius impose son mode de fonctionnement à la Darrieus. Cependant, on a vu, dans l'analyse des résultats précédents, que dans le mode asynchrone les deux turbines fonctionnent dans leur plage de vitesse spécifique, et la seule cause de la perte de rendement est l'obstruction du vent. Par conséquent, dans un montage en étage il ne devrait pas y avoir de pertes causées par les interférences entre les deux turbines, ni par obstruction ni par couplage. On pourrait ainsi bénéficier d'un haut rendement et d'une faible vitesse de démarrage. En outre, vu que les performances des fonctionnements asynchrones et asynchrones inverse sont identiques, on préfère le mode inverse vu qu'il est plus facile à implémenter.

D'autre part, nous n'avons pas réussi à générer de synergie entre les turbines concentriques. Nous avons observé de nombreuses pertes d'énergies cinétiques dissipées sur les côtés des éoliennes, et il aurait été intéressant que le couplage des deux turbines permette que l'écoulement accéléré par une turbine bénéficie à l'autre, mais nous n'avons pas observé de tels phénomènes. Nous n'avons pas pu créer une cohérence entre les deux écoulements et il n'y a donc pas de synergie dans ce type de configuration, ou en tout cas pas avec cette géométrie.

Toutefois, nous n'enterrons pas complètement la possibilité de générer une synergie entre des turbines concentriques. Dans cette recherche, nous avons uniquement étudié des écoulements en 2D, ignorant ainsi les flux verticaux. Cependant, des écoulements verticaux peuvent aussi être mis à profit dans le fonctionnement des éoliennes. Haers et Dick (1983) ont montré en expérimentant leur système de transformation d'énergie « the tornado wind energy concentrator » qu'un collecteur de vent en forme de spirale peut induire un écoulement vertical en vortex. Dans le cadre de l'étude des interactions entre des turbines concentriques, nous pensons qu'il serait intéressant d'étudier l'influence d'un flux vertical induit par une Savonius torsadée en forme de spirale. Ceci nécessite des simulations en 3D qui pourraient faire l'objet de travaux futurs.

## CONCLUSION

Dans ce projet de recherche, nous avons analysé les performances des principaux types d'éoliennes à axe vertical : la Darrieus, la Savonius, l'hybride Darrieus-Savonius. Nous avons étudié les écoulements que ces turbines induisent par des simulations CFD. Nous avons souligné les phénomènes aérodynamiques qui causent les pertes d'énergies cinétiques et qui affectent donc le rendement. Peu d'études ont été menées sur les turbine hybrides et nous espérons donc avoir contribué à la meilleure compréhension de cette technologie qui est encore marginale dans le monde de l'éolien mais qui pourrait avoir son rôle à jouer dans la diversification des sources d'énergies, en particulier dans l'exploitation du vent en milieu urbain.

De plus, nous avons introduit le concept d'un mode de fonctionnement asynchrone pour des turbines concentriques de différentes formes. Nous avons établi, pour des formes conventionnelles, que ce mode de fonctionnement permet d'augmenter le rendement d'une éolienne hybride de manière significative, plus de 20% considérant un montage imbriqué. Nous concluons que ce gain correspond une réduction presque totale des pertes de couplage, le reste correspondant aux pertes par obstructions qui sont très importantes. Mais, considérant que les pertes par obstruction sont virtuellement inexistantes dans un montage en étage (quoique les flux verticaux peuvent avoir un impact), nous avons conclu qu'un montage en étage implémentant un mécanisme asynchrone peut fonctionner presque sans pertes causées par obstruction ou par couplage, et ainsi permettre un fonctionnement optimal pour les deux rotors. De cette manière, une éolienne hybride pourrait fonctionner à haut rendement avec une faible vitesse de démarrage et indépendamment de la direction du vent, ce qui peut être intéressant pour une utilisation urbaine. Le couplage avec une Savonius pourrait aussi permettre d'empêcher l'emballement d'une Darrieus, en remplacement d'un système de régulation supplémentaire.

D'autre part, dans nos simulations numériques, nous avons développé des maillages avec des architectures originales qui ont fournies des résultats précis. Ce type de maillage structuré 2D peut facilement être transformé en 3D par extrusion. Le maillage pour la turbine Savonius a été construit avec des formes en spirales qui permettent de réduire le nombre de points de mesures nécessaires en leur assignant une distribution judicieuse. Ce type d'architectures original pourrait servir à l'étude d'autres turbines. Le maillage en forme de C est un maillage de référence utilisé

dans l'étude des profils aérodynamiques fixes. Dans le maillage pour la Darrieus, nous avons intégré cette forme dans un anneau, ce qui est aussi une originalité qui pourrait être utile dans l'étude numérique des éoliennes à axe vertical.

Enfin, dans le couplage des turbines que nous avons étudié, nous n'avons pas réussi à créer une cohérence entre les écoulements induits de manière à générer une synergie entre les rotors concentriques. Nous en sommes arrivés à la conclusion, que si une telle synergie est possible, elle ne se produira pas pour des géométries classiques, et elle ne se produira pas pour un écoulement en 2D. Pour chercher à créer un tel phénomène il sera donc nécessaire de développer des géométries différentes qui peuvent agir sur la circulation verticale du flux. Par conséquent, pour des recherches futures, nous pensons qu'il serait intéressant d'étudier des formes spirales torsadées et leur influence sur les flux verticaux. Ce que l'on cherche à savoir, c'est si un flux vertical peut créer une aspiration vers le centre.

## BIBLIOGRAPHIE

- Amet, E., Maître, T., Pellone, C., Achard, J.-L. (2009). 2D Numerical Simulations of Blade-Vortex Interaction in a Darrieus Turbine. *Journal of Fluids Engineering*, 131(11), 1111031-11110315,
- Ansys Fluent 12.0 (2009). Theory Guide. ANSYS: Consulté le 12 Mars 2011, tiré de [https://www.sharcnet.ca/Software/Fluent12/html/th/main\\_pre.htm](https://www.sharcnet.ca/Software/Fluent12/html/th/main_pre.htm)
- Becker, W.S. (2008). *Wind turbine device*. Brevet américain US 7362004 B2. Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office. Consulté le 20 Octobre 2010, tiré de Google patent search.
- Burçin Deda Altan, Mehmet Atılğan, (2008). An experimental and numerical study on the improvement of the performance of Savonius wind rotor. *Energy Conversion and Management*, 49(12), 3425-3432
- Cunty, G. (2001). *Éoliennes et aérogénérateurs: guide de l'énergie éolienne* (Nouvelle ed). Aix-en-Provence : Edisud
- D'Alessandro, V., Montelpare, S., Ricci, R., Secchiaroli, A., (2010). Unsteady Aerodynamics of a Savonius wind rotor: a new computational approach. *Energy*, 35(8), 3349-3363
- Darrieus, J.M. (1931). *Turbine having its rotating shaft transverse to the flow of the current*. Brevet américain 1835018. Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office. Consulté le 20 Octobre 2010, tiré de Google patent search.
- Eldho, T.I., Prabhu, S.V. (2001). Influence of the deflector plate on the performance of modified Savonius water turbine. *Applied Energy*, 88(9), 3207-3217

- Eriksson, S., Bernhoff, H., Leijon, M. (2008). Evaluation of different turbine concepts for wind power. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 12(5), 1419-1434
- Gupta, R. (2011), CFD analysis of flow physics and aerodynamic performance of a combined three-bucket Savonius and three-bladed Darrieus turbine. *International Journal of Green Energy*, 8(2), 209-233
- Gupta, R., Biswas, A., Sharma, K.K. (2008) Comparative study of a three-bucket Savonius rotor with a combined three-bucket Savonius–three-bladed Darrieus rotor, *Renewable Energy*, 33(9), 1974-1981
- Haers, F., Dick, E. (1983). Performance analysis of the tornado wind energy concentrator. *Wind engineering*, 7(4), 223-232
- Hau, E. (2006). Wind turbines: fundamentals, technologies, application, economics (2nd ed). Berlin: Springer
- Hirsch, C. (2007). Numerical computation of internal and external flows: introduction to the fundamentals of CFD ( nouvelle ed.). Oxford : Butterworth-Heinemann. Consulté le 2 Septembre 2010, tiré de Engineering Village:  
<http://www.engineeringvillage.com/controller/servlet/OpenURL?genre=book&isbn=9780750665940>
- Howell, R., Qin, N., Edwards, J., Durrani, N. (2010). Wind tunnel and numerical study of a small vertical axis wind turbine. *Renewable Energy*, v 35, n 2, p 412-422
- Islam, M., Ting, D. S.-K., Amir Fartaj, A. (2008). Aerodynamic models for Darrieus-type straight-bladed vertical axis wind turbines. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 12(4), 1087-1109

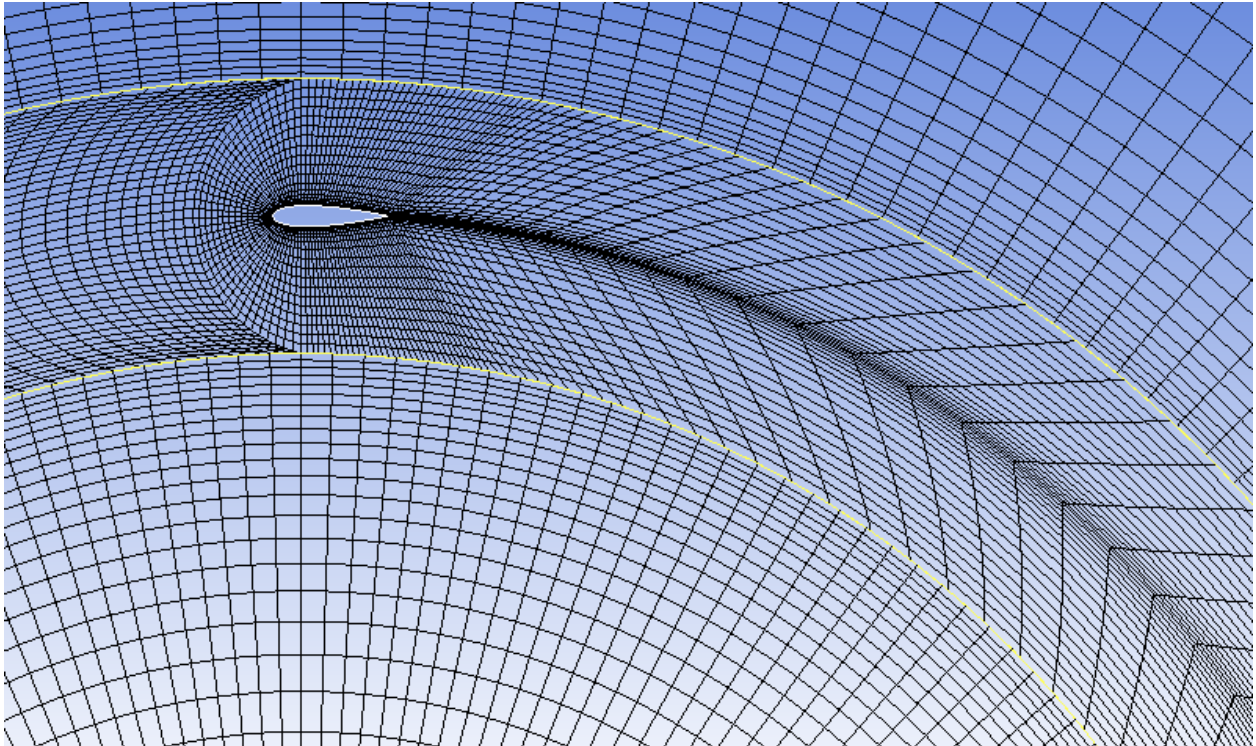
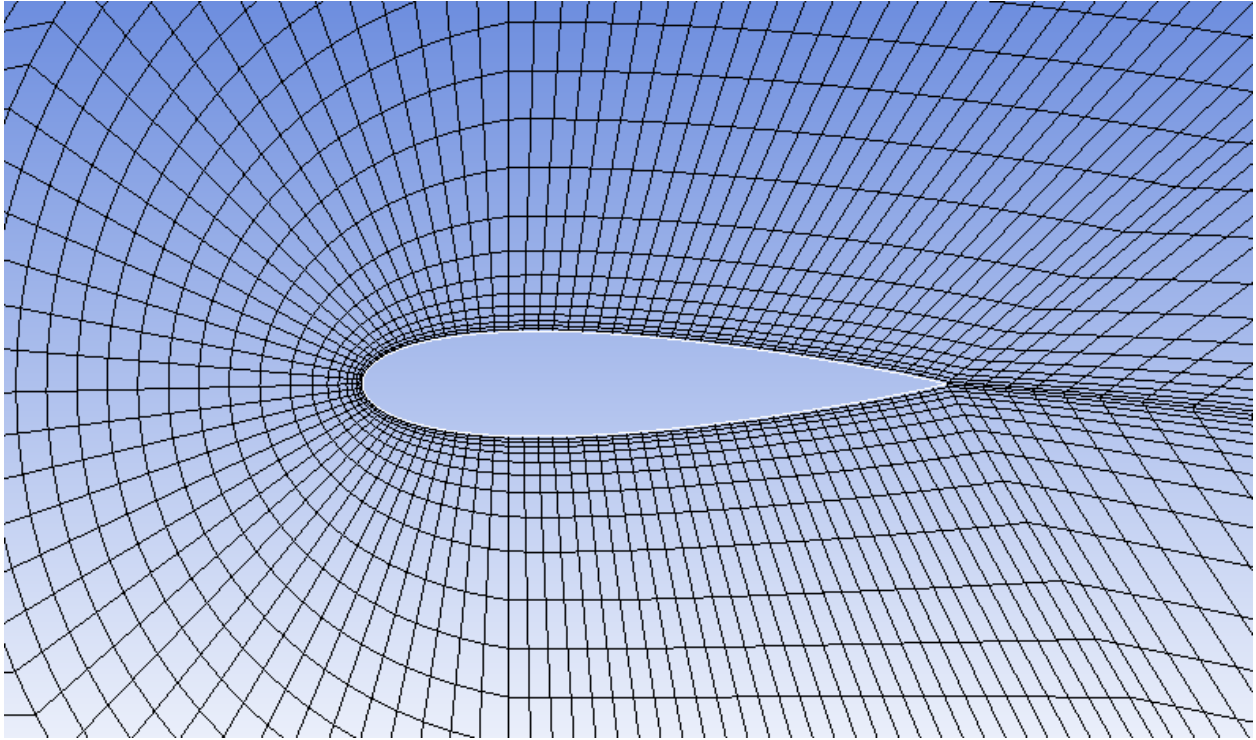
- Jahangir Alam, Md. (2009). Design and development of hybrid vertical axis turbine ( p 1178-1183, 2009) *Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering, CCECE '09*
- J. Kjellin, F. Bülow, S. Eriksson, P. Deglaire, M. Leijon, H. Bernhoff, Power coefficient measurement on a 12 kW straight bladed vertical axis wind turbine, *Renewable Energy*, 36(11), 3050-3053
- Kamoji, M.A., Kedare, S.B., Prabhu, S.V. (2009). Performance tests on helical Savonius rotors. *Renewable Energy*, 34(3), 521-529
- Kaneda, F. (2007). *Three blade type vertical windmill device*. Brevet américain US 7220107 B2. Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office. Consulté le 20 Octobre 2010, tiré de Google patent search.
- Lapin, E.E., (1975). *Theoretical Performances of Vertical axis Wind Turbines*, (75-WA/ENER-1). ASME Paper
- Löhner, R. (2008). *Applied computational fluid dynamics techniques: an introduction based on finite element methods* (2nd ed). Angleterre: John Wiley & Sons
- Mohamed, M.H., Janiga, G., Pap, E., Thévenin , D. (2011). Optimal blade shape of a modified Savonius turbine using an obstacle shielding the returning blade. *Energy Conversion and Management*, 52(1), 236-242
- Naslaki, P.H., MacLean, A., Gray, N.C.C., Lewis, J.H., Newall, A.P. (2008). *Helical wind turbine*. Brevet américain US 7 344 353 B2. Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office. Consulté le 20 Octobre 2010, tiré de Google patent search.
- Newman, B.G. (1983). Actuator-Disk Theory for Vertical-Axis Wind turbines, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 15(1-3), 347-355

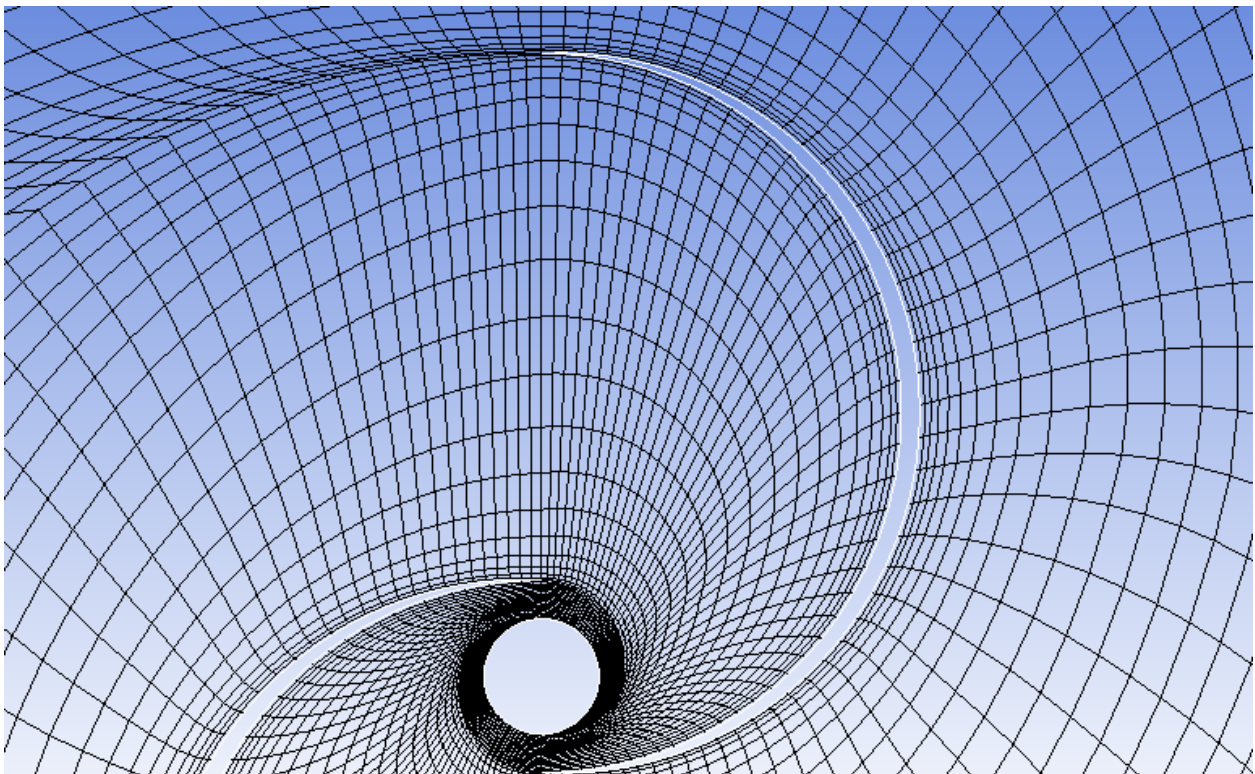
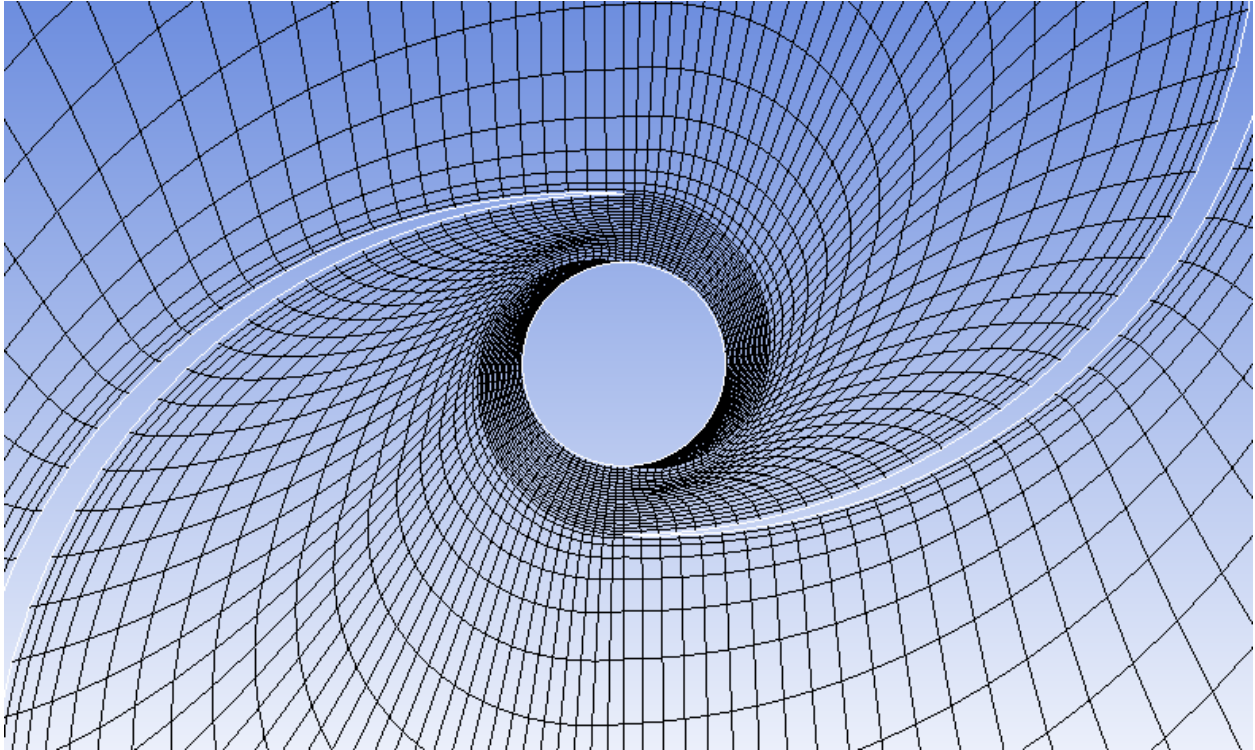
- Newman, B.G. (1986). Multiple actuator-disk theory for Wind turbines, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 24(3), 215-225
- Paraschivoiu, I. (1981). Double Multiple Stream tube Model for Darrieus Wind Turbines, *Second DOE/NASA Wind Turbine Dynamics Workshop*, (p 19-25), Cleavland, Ohaio: NASA CP21-85
- Paraschivoiu, I.(1982). Aerodynamic loads and performance of the Darrieus rotor. *Journal of energy*, 6(6), 406 -412
- Paraschivoiu, I. (1986). IERQ's aerodynamic model based on two actuator-disks theory for Darrieus wind turbines, *Pergamon Press*, 4, 1974-1978
- Paraschivoiu, I. (2002). *Wind Turbine Design with Emphasis on Darrieus Concept*. Quebec: Presses Internationales Polytechnique.
- Pope, K., Dincer, I., Naterer, G.F. (2010) Energy and exergy efficiency comparison of horizontal and vertical axis wind turbines. *Renewable Energy*, 35(9), 2102-2113
- Rainbow, M.M. (2005). *Fan assembly*. Brevet américain US 6935841 B2. Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office. Consulté le 20 Octobre 2010, tiré de Google patent search.
- Raciti Castelli, M., et al. (2011) The Darrieus wind turbine: Proposal for a new performance prediction model based on CFD [version électronique], *Energy*, doi:10.1016/j.energy.2011.05.036
- Roberts, G. D., Roberts, D.W. (2008). *Aerodynamic-hybrid vertical-axis wind turbine*. Brevet américain US 7329965 B2. Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office. Consulté le 20 Octobre 2010, tiré de Google patent search.

- Saha, U.K., Jaya Rajkumar, M. (2006). On the performance analysis of Savonius rotor with twisted blades. *Renewable Energy*, 31(11), 1776-1788
- Savonius, J. (1929). *Rotor adapted to be driven by wind or flowing water*. Brevet américain 1697574. Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office. Consulté le 20 Octobre 2010, tiré de Google patent search.
- Sheldahi, R.E., Klimas, P.C., Feltz, L.V. (1980). Aerodynamic performance of 5-meter-diameter Darrieus turbine with extruded aluminum NACA-0015 blades (SAND 80-0179). Albuquerque, N.M: Sandia National Laboratories
- Shigetomi, A., Murai, Y., Tasaka, Y., Takeda, Y. (2011). Interactive flow field around two Savonius turbines. *Renewable energy*, 36(2), 536-545
- Strickland, J.H., (1975). *The Darrieus Turbine: A performance prediction model using multiple streamtubes* (SAND 75-0430), Albuquerque, N.M.: Sandia National Laboratories
- Templin, R.J. (1974). *Aerodynamics Performance Theory for the NRC Vertical-Axis Wind Turbine* (LTR-LA-160), Conseil National de Recherche du Canada
- Thomas, R.N. (2004). *Coupled vortex vertical axis wind turbine*. Brevet américain US 6784566 B2. Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office. Consulté le 20 Octobre 2010, tiré de Google patent search.
- Wakui, T., Tanzawa, Y., Hashizume, T., Nagao, T. (2005). Hybrid Configuration of Darrieus and Savonius Rotors for Stand-Alone Wind Turbine-Generator Systems. *Electrical Engineering in Japan*, 150(4), 13-22



## ANNEXE 1 – DÉTAIL DU MAILLAGE





**ANNEXE 2 – MAILLAGE ALTERNATIF POUR LE ROTOR-H  
(CALAGE RÉGLABLE)**

