

**UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À RIMOUSKI**

**Étude numérique de l'anémométrie à la nacelle**

Mémoire présenté

dans le cadre de la maîtrise en génie

en vue de l'obtention du grade de maitre ès Sciences Appliquées

PAR

**© OLOUFEMI FAKOREDE**

**Avril 2012**



**Composition du jury :**

**Hussein Ibrahim, président du jury, Université du Québec à Rimouski**

**Adrian Ilinca, directeur de recherche, Université du Québec à Rimouski**

**Marcelo Reggio, examinateur externe, École Polytechnique**

Dépôt initial le 28 avril 2011

Dépôt final le 20 avril 2012

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À RIMOUSKI

## Service de la bibliothèque

## Avertissement

La diffusion de ce mémoire ou de cette thèse se fait dans le respect des droits de son auteur, qui a signé le formulaire « *Autorisation de reproduire et de diffuser un rapport, un mémoire ou une thèse* ». En signant ce formulaire, l'auteur concède à l'Université du Québec à Rimouski une licence non exclusive d'utilisation et de publication de la totalité ou d'une partie importante de son travail de recherche pour des fins pédagogiques et non commerciales. Plus précisément, l'auteur autorise l'Université du Québec à Rimouski à reproduire, diffuser, prêter, distribuer ou vendre des copies de son travail de recherche à des fins non commerciales sur quelque support que ce soit, y compris l'Internet. Cette licence et cette autorisation n'entraînent pas une renonciation de la part de l'auteur à ses droits moraux ni à ses droits de propriété intellectuelle. Sauf entente contraire, l'auteur conserve la liberté de diffuser et de commercialiser ou non ce travail dont il possède un exemplaire.

À ma mère

## REMERCIEMENTS

Les travaux de recherches effectués dans ce mémoire de maîtrise ont été réalisés au laboratoire de recherche en énergie éolienne (LREE) à l'Université du Québec à Rimouski (UQAR) et au TechnoCentre Éolien.

Je tiens à exprimer toute ma gratitude et ma reconnaissance à mon directeur de recherche Adrian Ilinca, professeur au département de mathématiques, d'informatique et de génie à l'Université du Québec à Rimouski, pour m'avoir donné l'opportunité de travailler sur ce sujet de recherche et pour sa confiance en moi. Malgré un emploi du temps très chargé, il a su me faire profiter de son expérience en prenant des décisions intelligentes pour faire avancer mon projet de façon réaliste. J'ai aussi été particulièrement sensible à l'aide indispensable qu'il m'a apportée en fin de rédaction de mémoire.

Je tiens à exprimer ma plus sincère gratitude à toute l'équipe du TechnoCentre Éolien, principalement à Cédric Arbez, chargé de projet en génie mécanique pour leur chaleureux accueil et leurs judicieux conseils.

Des remerciements aussi à mes collègues, les étudiants de maîtrise et de doctorat, et à tout le personnel du département de mathématiques, d'informatique et de génie à l'Université du Québec à Rimouski, pour leur accueil, leur soutien et l'aide qu'ils ont su m'apporter.

Enfin, toutes les personnes qui ont contribué à l'élaboration de ce projet trouvent ici l'expression de ma profonde gratitude.

## RÉSUMÉ

La connaissance de la vitesse du vent est le facteur crucial pour le contrôle d'une turbine éolienne. En raison de sa conception bon marché et de son aspect pratique, un anémomètre monté sur la nacelle d'une éolienne à axe horizontal est la technique la plus prometteuse de la mesure de la vitesse de vent et par conséquent de gestion et contrôle de la production d'énergie d'une éolienne. Toutefois, la mesure de cet anémomètre sur la nacelle est souvent entachée d'erreurs de diverses sortes. Ce projet consiste à construire un modèle afin d'examiner l'écoulement d'air autour d'une turbine éolienne et d'évaluer l'impact de la géométrie de la nacelle et de la turbulence du vent sur la mesure de l'anémomètre à la nacelle. Pour construire ce modèle, le rotor est modélisé par la théorie du disque actuateur. La théorie de l'élément de pale permet de déterminer les forces de surfaces agissant sur le disque actuateur et ainsi de calculer la différence de pression à la traversée du rotor. L'écoulement quant à lui est modélisé par les équations de Navier-Stokes moyennées. Les simulations numériques sont effectuées avec le logiciel de maillage ICEM-CFD et le solveur Fluent, tous deux d'ANSYS. Ce modèle permet, en fonction de la position choisie pour l'anémomètre, d'écrire les corrélations entre les mesures de vitesse de l'anémomètre de la nacelle et les vitesses réelles de vent non perturbées. Les retombées de ce projet sont une amélioration des performances de la turbine éolienne et de son contrôle. Sur le long terme, ce modèle permettra d'étudier les phénomènes de turbulence et de sillage, d'étudier l'influence de la topographie du sol ou encore de construire un module de simulation de parc éolien.

*Mots clés* : anémomètre, éolien, vent, énergie éolienne, mécanique des fluides, maillage, simulation numérique.

## ABSTRACT

Knowing the wind speed is the crucial factor for the control of a wind turbine. Because of its design cheap and its practicality, an anemometer mounted on the nacelle of a horizontal axis wind turbine is the most promising technique for measuring wind speed and consequently for energy production management in a wind farm. However, this measurement often contains various errors. This project consists in building a model to examine the atmospheric turbulence around a wind turbine and to assess the impact of the presence of the rotor on the flow field. To build this model, the rotor is modeled using the disc actuator theory. The blade element theory is used to determine the efforts on the disk surface and then estimate the pressure drop through the rotor. The flow field is modeled with the average Navier-Stokes equations. Numerical simulations are done with the meshing software ICEM-CFD and the solver Fluent, both from ANSYS. This model, depending on the position chosen for the anemometer, gives the correlations between the nacelle wind speed and the free stream wind speed. The benefits of this project are the improvement of the wind turbine performance and its control. In future works, this model could be used to study turbulence and wake phenomena, ground topography effects or to build a module for wind farms simulation.

*Keywords:* anemometer, wind, wind energy, fluid dynamics, meshing, numerical simulation.



## TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS .....	VI
RÉSUMÉ .....	VII
ABSTRACT.....	VIII
TABLE DES MATIÈRES.....	IX
LISTE DES TABLEAUX.....	XIII
LISTE DES FIGURES .....	XIV
LISTE DES ABRÉVIATIONS, DES SIGLES ET DES ACRONYMES .....	XVIII
CHAPITRE 1 INTRODUCTION GENERALE.....	1
1.1 CONTEXTE DU PROJET.....	1
1.2 PROBLÉMATIQUE.....	2
1.3 OBJECTIFS.....	4
1.4 MÉTHODOLOGIE.....	4
1.5 ÉTAT DE L'ART.....	5
1.5.1 LA MÉCANIQUE DES FLUIDES NUMÉRIQUE : CFD (COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS).....	5
1.5.1.1 QU'EST-CE-QUE LA CFD.....	5
1.5.1.2 COMMENT LA CFD FAIT-ELLE LES PRÉDICTIONS? .....	6
1.5.1.3 AVANTAGES ET INCONVÉNIENTS .....	7
1.5.2 LA NORME IEC 61400-12 .....	8
1.5.2.1 PRÉSENTATION .....	8
1.5.2.2 LES NORMES DE RÉFÉRENCE.....	8
1.5.2.3 LE PRINCIPE DE LA NORME .....	9

1.5.3 LA CALIBRATION DE L'ANÉMOMÈTRE – LA LIMITE DE BETZ .....	10
1.5.4 DIMINUTION DE VITESSE DANS LE SILLAGE : MÉTHODE PROPOSÉE PAR WASP/PARK2.....	11
1.5.5 ÉTUDE NUMÉRIQUE BIDIMENSIONNELLE DE L'ANÉMOMÉTRIE À LA NACELLE : MÉTHODE PROPOSÉE PAR SMAÏLI & MASSON.....	12
1.5.6 LA MODÉLISATION TRIDIMENSIONNELLE .....	13
<b>CHAPITRE 2 LE MODELE MATHEMATIQUE.....</b>	<b>15</b>
2.1 LA THÉORIE DU DISQUE ACTUATEUR.....	15
2.2 LA THÉORIE DE L'ÉLÉMENT DE PALE .....	17
2.3 LES ÉQUATIONS DU MOUVEMENT DU FLUIDE .....	19
2.4 LES ÉQUATIONS DE NAVIER STOKES MOYENNÉES (RANS) POUR UN FLUIDE INCOMPRESSIBLE.....	20
2.5 LE MODÈLE DE TURBULENCE.....	21
2.5.1 LE MODÈLE DE TURBULENCE STANDARD K-E .....	24
2.5.2 LE MODÈLE DE TURBULENCE RNG K-E .....	25
2.5.3 LE MODÈLE DE TURBULENCE K- $\omega$ SST (SHEAR STRESS TRANSPORT).....	27
2.6 LA SIMULATION AXISYMÉTRIQUE.....	28
2.7 LA DISCRÉTISATION .....	30
2.7.1 LA DISCRÉTISATION SPATIALE : QUICK.....	31
2.7.2 DISCRÉTISATION DE LA PRESSION : STANDARD .....	32
<b>CHAPITRE 3 LE MODELE NUMERIQUE .....</b>	<b>33</b>
3.1 CONSTRUCTION ET DISCRÉTISATION DU DOMAINE.....	33
3.1.1 LE MAILLAGE .....	35
3.1.1.1 TYPES DE MAILLAGES .....	35
3.1.1.2 TAILLE DE LA PREMIÈRE MAILLE.....	36
3.1.1.3 OPTIMISATION DU MAILLAGE .....	37
3.1.1.3 GÉNÉRATION DU MAILLAGE.....	38
3.1.2 CONDITIONS AUX LIMITES ET DÉFINITIONS DE DOMAINES .....	38

3.1.3 FONCTION UTILISATEUR : PRESSURE DROP .....	40
3.2 LA RÉOLUTION NUMÉRIQUE (CF. ANNEXE 1).....	42
3.3 LA VISUALISATION DES RÉSULTATS .....	44
<b>CHAPITRE 4 VALIDATION DU MODELE.....</b>	<b>45</b>
4.1 LA CONVERGENCE .....	46
4.2 OBSERVATION DE LA PRESSION.....	48
4.3 OBSERVATIONS DE LA VITESSE.....	52
4.4 COMPARAISON DES FLUX DE MASSE.....	56
4.5 INDÉPENDANCE DU MAILLAGE .....	57
4.6 COMPARAISON DES RÉSULTATS .....	57
4.7 CONCLUSION.....	59
<b>CHAPITRE 5 ANALYSE EXPERIMENTALE.....</b>	<b>61</b>
5.1 DESCRIPTION DU SITE NORDIQUE EXPÉRIMENTAL EN ÉOLIEN (SNEEC).....	61
5.2 PRÉSENTATION DE LA TURBINE ÉOLIENNE REPOWER MM92.....	62
5.2.1 DESCRIPTION GÉNÉRALE.....	62
5.2.2 DONNÉES TECHNIQUES DE L'ÉOLIENNE.....	62
5.3 LA COURBE DE PUISSANCE MESURÉE AVEC L'ANÉMOMÈTRE DE LA NACELLE P = F(NWS) .....	63
5.3.1 LA COLLECTE DE DONNÉES .....	63
5.3.2 FILTRAGE DES DONNÉES.....	64
5.3.3 CORRECTION DES DONNÉES .....	64
5.3.4 NORMALISATION DES DONNÉES .....	65
5.3.5 ÉVALUATION DE LA COURBE DE PUISSANCE .....	67
5.4 CORRÉLATION ENTRE LA VITESSE DU VENT SUR LA VITESSE DU VENT NON PERTURBÉ.....	67
5.4.1 LE DOMAINE ET SON MAILLAGE .....	68
5.4.2 OBSERVATIONS DES CONTOURS DE PRESSION.....	69

5.4.3	OBSERVATIONS DE L'ALLURE DE LA PRESSION SUR UNE LIGNE HORIZONTALE TRAVERSANT LE ROTOR .....	71
5.4.4	OBSERVATIONS DES CONTOURS DE VITESSE .....	73
5.4.5	OBSERVATIONS DE L'ALLURE DE LA VITESSE SUR UNE LIGNE HORIZONTALE TRAVERSANT LE ROTOR .....	75
5.4.6	DÉTERMINATION DE LA CORRÉLATION ENTRE LA VITESSE DE VENT NON- PERTURBÉE ET LA VITESSE DE VENT SUR LA NACELLE .....	78
5.4.7	CONCLUSION .....	79
5.5	DÉTERMINATION NUMÉRIQUE DE LA COURBE DE PUISSANCE DE L'ÉOLIENNE REPOWER MM92 : $P=F(FSWS)$ .....	80
5.5.1	DÉTERMINATION DES VALEURS INTERMÉDIAIRES DE VITESSE DE VENT NON PERTURBÉ .....	80
5.5.2	DÉTERMINATION DE L'ÉQUATION DES COURBES DE PUISSANCES $P = F(NWS)$ 82	
5.5.3	COMPARAISON DES COURBES DE PUISSANCES $P = F(FSWS)$ .....	83
5.5.4	DÉTERMINATION DES COURBES DE PUISSANCES $P = F(FSWS)$ .....	88
	CONCLUSION GÉNÉRALE .....	91
	RECOMMANDATIONS .....	93
	ANNEXES.....	94
1	CONFIGURATION DE FLUENT .....	94
1.1	CHARGEMENT DU MAILLAGE.....	94
1.2	DÉFINITION DES PARAMÈTRES DE BASE DE L'ÉCOULEMENT .....	97
1.3	CHOIX DU MODÈLE DE TURBULENCE.....	100
1.4	CONDITIONS AUX LIMITES .....	102
1.5	PARAMÉTRAGE DES RÉSULTATS .....	106
1.6	INITIALISATION .....	109
	RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	112

## LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1: Tableau comparatif de l'expérimentation et de la simulation.....	7
Tableau 2: Avantages et Inconvénients des modèles de turbulence usuels <sup>12,13</sup> .....	21
Tableau 3 : Tableau récapitulatif de balises utilisées pour le filtrage des données.....	64
Tableau 4 : Tableau récapitulatif des valeurs de vitesses obtenues par modélisation en fonction des valeurs de vitesses d'entrée pour les modèles de turbulence Standard k-ε, RNG k-ε et k-ω SST. ....	78
Tableau 5 : Tableau présentant les valeurs de vitesses FSWS interpolées en fonction des valeurs obtenues par modélisations.....	81
Tableau 6 : Tableau récapitulatif des différences relatives entre les courbes de puissance mesurée et la courbe de puissance garantie pour le secteur 0-90 degrés .....	83
Tableau 7 : Tableau récapitulatif des différences relatives entre les courbes de puissance mesurée et la courbe de puissance garantie pour le secteur 90-180 degrés .....	85
Tableau 8 : Tableau récapitulatif des différences relatives entre les courbes de puissance mesurée et la courbe de puissance garantie pour le secteur 180-270 degrés .....	86
Tableau 9 : Tableau récapitulatif des différences relatives entre les courbes de puissance mesurée et la courbe de puissance garantie pour le secteur 270-360 degrés .....	87

## LISTE DES FIGURES

Figure 1: Schéma du dispositif de mise en place de l'anémométrie à la nacelle .....	3
Figure 2 : Illustration de la limite de Betz .....	10
Figure 3 : Domaine de simulation 3D .....	14
Figure 4 : Courbe d'allure de la vitesse et de la pression d'après la théorie du disque actuateur.....	16
Figure 5 : La théorie du disque actuateur .....	17
Figure 6 : Théorie de l'élément de pale.....	18
Figure 7 : Simulation axisymétrique - Réduction d'un domaine 3D en 2D.....	29
Figure 8 : Profil transversal de la nacelle dans les cas réel est axisymétrique .....	29
Figure 9: Exemple de discrétisation unidimensionnel.....	32
Figure 10 : Domaine d'étude 2D.....	34
Figure 11: Conditions aux limites du domaine d'étude .....	39
Figure 12: Maillage de la géométrie de la turbine Vestas V47-600KW proche de la nacelle .....	46
Figure 13: Observations des courbes des résidus pour la continuité, la vitesse et la turbulence pour le modèle k-ε STANDARD pour une vitesse d'entrée de 16m/s.....	47

Figure 14: Observations des courbes des résidus pour la continuité, la vitesse et la turbulence pour le modèle k- $\epsilon$ RNG pour une vitesse d'entrée de 16m/s.....	47
Figure 15: Observations des courbes des résidus pour la continuité, la vitesse et la turbulence pour le modèle k- $\omega$ SST pour une vitesse d'entrée de 16m/s .....	48
Figure 16: Représentation des contours de la pression pour une vitesse d'entrée de 16m/s pour le modèle k- $\epsilon$ STANDARD .....	49
Figure 17: Représentation des contours de la pression pour une vitesse d'entrée de 16m/s pour le modèle k- $\epsilon$ RNG .....	49
Figure 18: Représentation des contours de la pression pour une vitesse d'entrée de 16m/s pour le modèle k- $\omega$ SST .....	50
Figure 19 : Allure de la pression à la traversée du rotor pour une vitesse d'entrée de 16m/s à 15m de hauteur pour le modèle k- $\epsilon$ STANDARD .....	51
Figure 20 : Allure de la pression à la traversée du rotor pour une vitesse d'entrée de 16m/s à 15m de hauteur pour le modèle k- $\epsilon$ RNG .....	51
Figure 21 : Allure de la pression à la traversée du rotor pour une vitesse d'entrée de 16m/s à 15m de hauteur pour le modèle k- $\omega$ SST .....	52
Figure 22: Représentation des contours de la vitesse pour une vitesse d'entrée de 16m/s pour le modèle k- $\epsilon$ STANDARD .....	53
Figure 23: Représentation des contours de la vitesse pour une vitesse d'entrée de 16m/s pour le modèle k- $\epsilon$ RNG .....	53
Figure 24: Représentation des contours de la vitesse pour une vitesse d'entrée de 16m/s pour le modèle k- $\omega$ SST .....	54

Figure 25: Allure de la vitesse à la traversée du rotor pour une vitesse d'entrée de 16m/s à 15m de hauteur pour le modèle k- $\epsilon$ STANDARD .....	55
Figure 26: Allure de la vitesse à la traversée du rotor pour une vitesse d'entrée de 16m/s à 15m de hauteur pour le modèle k- $\epsilon$ RNG.....	55
Figure 27: Allure de la vitesse à la traversée du rotor pour une vitesse d'entrée de 16m/s à 15m de hauteur pour le modèle k- $\omega$ SST .....	56
Figure 28: Comparaison des résultats de simulation des divers de mode de turbulence et des résultats expérimentaux.....	58
Figure 29 : Relation entre la vitesse du vent mesurée par l'anémomètre de la nacelle d'une turbine éolienne Vestas V47-600 et la vitesse du vent sur une tour de référence .....	59
Figure 34 : Détermination de l'équation de la courbe de puissance mesurée dans le secteur 270-360.....	82
Figure 35 : Représentations des courbes de puissances $P=f(FSWS)$ garantie, Standard k- $\epsilon$ , RNG k- $\epsilon$ et SST k- $\omega$ pour le secteur 0-90 degrés .....	83
Figure 36: Représentations des courbes de puissances $P=f(FSWS)$ garantie, Standard k- $\epsilon$ , RNG k- $\epsilon$ et SST k- $\omega$ pour le secteur 90-180 degrés .....	84
Figure 37 : Représentations des courbes de puissances $P=f(FSWS)$ garantie, Standard k- $\epsilon$ , RNG k- $\epsilon$ et SST k- $\omega$ pour le secteur 180-270 degrés .....	85
Figure 38 : Représentations des courbes de puissances $P=f(FSWS)$ garantie, Standard k- $\epsilon$ , RNG k- $\epsilon$ et SST k- $\omega$ pour le secteur 270-360 degrés .....	87
Figure 39: Importation du maillage dans Fluent .....	94
Figure 40: Vérification du maillage par Fluent .....	95
Figure 41: Lissage du maillage par Fluent .....	96



Figure 42: Réorganisation des cellules du maillage par Fluent .....	97
Figure 43: Choix du modèle de solveur par Fluent.....	98
Figure 44: Configuration du matériel (air) dans Fluent .....	99
Figure 45: Configuration des conditions extérieures de simulation dans Fluent.....	100
Figure 46: Choix du modèle de turbulence $k-\varepsilon$ Realizable dans Fluent.....	101
Figure 47: Choix du modèle de turbulence $k-\omega$ SST dans Fluent.....	101
Figure 48: Fenêtre des conditions limites dans Fluent.....	102
Figure 49: Configuration de l'entrée du domaine dans Fluent .....	104
Figure 50: Configuration du rotor dans Fluent .....	105
Figure 51: Choix des algorithmes de calculs de Fluent .....	107
Figure 52: Choix des limites de solution de Fluent.....	108
Figure 53: Choix de la précision des résultats de Fluent .....	109
Figure 54: Initialisation des calculs de Fluent.....	110
Figure 55: Fenêtre de lancement des calculs et choix du nombre d'itérations de Fluent ...	111

## LISTE DES ABRÉVIATIONS, DES SIGLES ET DES ACRONYMES

<b>CanWEA</b>	Association canadienne de l'énergie éolienne
<b>GES</b>	Gaz à effet de serre
<b>CFD</b>	Computational Fluid Dynamics
<b>NWS</b>	Vitesse de vent mesurée par la nacelle
<b>FSWS</b>	Vitesse de vent non perturbée
<b>CVFEM</b>	Control-Volume Finite Element Method (méthode d'éléments finis de volume de contrôle)
<b>IEC</b>	International Electrotechnical Commission
<b>WAsP</b>	Wind Atlas Analysis and Application Program
<b>NREL</b>	National Renewable Energy Laboratory
<b>f</b>	Dans tout ce document, la notation $f$ utilisée dans $NWS = f(FSWS)$ ou $P = f(NWS)$ ou $f(FSWS)$ ... désigne une fonction quelconque et que ces fonctions ne sont pas identiques.

# CHAPITRE 1

## INTRODUCTION GÉNÉRALE

### 1.1 CONTEXTE DU PROJET

Au niveau mondial, la production d'électricité d'origine éolienne ne représente que 0,3 %, loin derrière les énergies fossiles (65 %), l'hydraulique (17 %) et le nucléaire (17 %) <sup>[1]</sup>. Mais l'énergie éolienne est la source d'électricité qui connaît la plus forte croissance dans le monde <sup>[2]</sup> et pourrait devenir, selon plusieurs, la première source d'énergie de remplacement des combustibles fossiles <sup>[3]</sup>.

Le facteur déterminant lors de l'installation d'une turbine éolienne est le coût de revient du kilowatt puisque l'installation d'une turbine éolienne est un investissement important et varie très peu d'un site à un autre. Il s'avère donc primordial de disposer d'outils fiables pour connaître la vitesse du vent afin de garantir la sécurité et le contrôle des turbines éoliennes. Actuellement, la technique la plus fiable pour le contrôle des turbines éoliennes est l'installation d'une tour de mesure de même hauteur que la turbine éolienne; mais cette technique est coûteuse et irréalisable sur les terrains complexes. Une autre technique est l'utilisation de l'anémomètre placé sur la turbine éolienne elle-même : c'est l'anémométrie à la nacelle; cette technique est moins coûteuse, mais par contre les mesures de cet anémomètre monté sur la nacelle sont entachées d'erreurs dues à la turbulence induite par le rotor et aussi par le sillage des autres éoliennes.

L'anémométrie à la nacelle est donc la méthode la plus avantageuse pour contrôler une éolienne, mais cette méthode présente certains défauts que nous nous proposons de corriger grâce à l'élaboration d'un modèle nous permettant d'une part de positionner efficacement l'anémomètre sur la nacelle et d'établir des règles de corrélation qui nous fourniront la vitesse non perturbée du vent en face du rotor avec fiabilité.

## 1.2 PROBLÉMATIQUE

L'anémométrie à la nacelle est une technique basée sur le fait que la relation entre la vitesse de vent de nacelle (NWS) et la vitesse de vent non perturbé (FSWS) établie sur une turbine de référence peut être appliquée et généralisée à d'autres turbines semblables. Cependant, en utilisant l'anémométrie à la nacelle, une certaine inexactitude sévère dans la vitesse de vent de la nacelle (NWS) pourrait résulter suite <sup>[4]</sup>:

- À des causes environnementales :
  - Le sillage des autres turbines éoliennes
  - La rugosité du sol : RIX (Ruggedness Index)
  - Les obstacles sur le terrain
  - L'aspérité du terrain : terrain inégal fait de roches en saillie
  - La densité de l'air.
- À des causes dues à l'écoulement :
  - La turbulence de l'écoulement
  - Inclinaison de l'écoulement.
- À cause du rotor :
  - Le profil des pales
  - La partie cylindrique des pales
  - Les tourbillons générés par les pales
  - Le flux induit en amont par le rotor.
- À cause de la nacelle :
  - Le flux induit par la présence de la nacelle
  - Le mauvais alignement de la nacelle
- À cause des équipements :
  - La classe de l'anémomètre
  - La position de l'anémomètre
  - Le système de fixation de l'anémomètre.

- À cause des paramètres de fonctionnement :
  - Angle de pitch
  - Nombre de rotation par minute.

Dans la pratique, les causes principales sont celles liées à la topographie du terrain et la perturbation induite par le mouvement des pales de l'éolienne elle-même <sup>[5]</sup>.

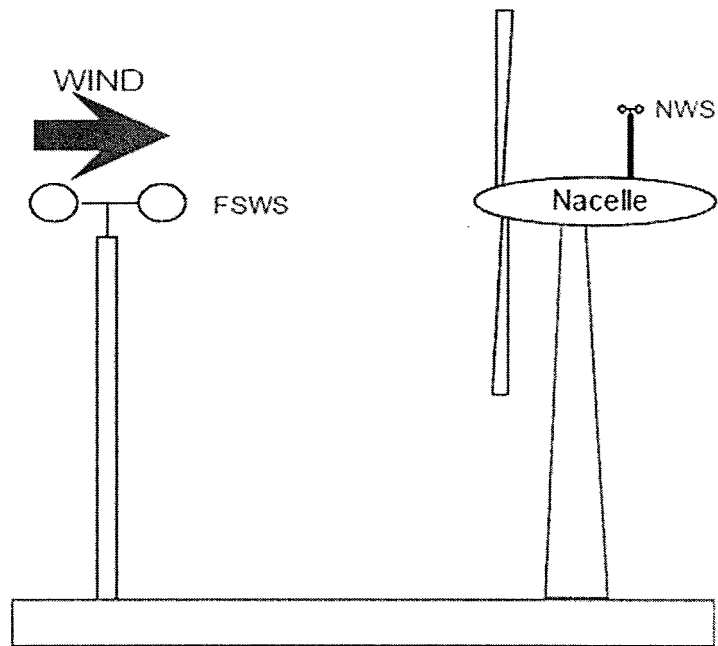


Figure 1: Schéma du dispositif de mise en place de l'anémométrie à la nacelle <sup>[6]</sup>.

Par conséquent, cette technique pourrait aboutir à une inexactitude des mesures de la vitesse du vent de la nacelle (NWS – Nacelle Wind Speed) et mener ainsi à des erreurs considérables sur la vérification de la puissance et le contrôle dans les fermes éoliennes. Nous allons proposer une méthode afin de déterminer la corrélation entre la vitesse du vent de la nacelle (NWS) et la vitesse du vent non perturbé (FSWS – Free Stream Wind Speed) pour une éolienne isolée. Ensuite cette relation pourra être corrigée afin d'être étendue à toutes les éoliennes du même type <sup>[7]</sup>.

### 1.3 OBJECTIFS

L'objectif global du projet est la conception, la mise en œuvre et l'évaluation de l'anémométrie à la nacelle pour une turbine éolienne. L'objectif principal est le développement d'outils permettant la prédiction avec plus de fiabilité de la vitesse de vent face au rotor en fonction des lectures effectuées sur l'anémomètre de la nacelle. La réalisation de cet objectif passe par la modélisation de l'écoulement de l'air à travers les pales d'une éolienne. Ainsi, on disposera d'un outil intéressant pour répondre à la demande du marché et optimiser le fonctionnement et la durée de vie de l'éolienne.

Les objectifs secondaires sont :

1. L'étude du phénomène de sillage
2. L'élaboration d'un modèle de turbulence adéquat
3. L'intégration de l'effet de la topographie du sol sur l'écoulement
4. L'étude des phénomènes transitoires (mauvais alignement de la nacelle, changements de pitch ...)
5. La construction d'un module de simulation de parc éolien.

### 1.4 MÉTHODOLOGIE

Notre stratégie s'inspire de la méthode proposée par Smaïli & Masson. Dans un premier temps, il s'agira d'étudier le fonctionnement de l'anémométrie à la nacelle et sa problématique. Ensuite, nous allons choisir les hypothèses simplificatrices et les équations nous permettant de traduire l'écoulement de l'air autour du couple rotor-nacelle en un modèle mathématique. Ce modèle mathématique sera discrétisé et converti en un modèle numérique. Le domaine d'étude sera représenté avec le logiciel de maillage ICEM-CFD 12.0.1 et le solveur Fluent 12.0 sera utilisé pour les simulations numériques. Ces logiciels permettront d'observer la distribution des vitesses du vent pour une vitesse d'entrée

donnée et une vitesse de rotation des pales fixe. L'étape finale sera la comparaison des résultats obtenus à l'aide de ces modèles avec des mesures expérimentales effectuées dans les mêmes conditions que les conditions de simulations, ceci à des fins de validation ou d'amélioration de notre modèle.

Afin de rendre notre modèle plus réaliste nous considérerons le gradient de la vitesse du vent selon l'axe vertical. En effet pour de grandes éoliennes, les différences de vitesses selon l'axe vertical sont très importantes et induisent des erreurs significatives dans les simulations.

## **1.5 ÉTAT DE L'ART**

### **1.5.1 La mécanique des fluides numérique : CFD (Computational Fluid Dynamics)**

Les écoulements de fluides sont gouvernés par des équations aux dérivées partielles qui représentent les lois de conservation de la masse, du moment et de l'énergie. La CFD permet de remplacer ces équations aux dérivées partielles par des équations algébriques qui peuvent être résolues numériquement par des ordinateurs<sup>[8]</sup>.

#### **1.5.1.1 Qu'est-ce-que la CFD**

La CFD est un ensemble d'outils permettant de prédire quantitativement et qualitativement les écoulements de fluides avec des outils tels que :

- la modélisation mathématique à l'aide d'équations
- des méthodes numériques de discrétisation et de résolution
- des logiciels.

Cette technique permet donc d'effectuer des simulations numériques. Les logiciels de CFD les plus connus sont :

- ANSYS CFX (solveur commercial)
- ANSYS Fluent (solveur commercial)
- OpenFOAM (solveur gratuit)
- ANSYS ICEM-CFD (logiciel de maillage commercial)
- Gambit (logiciel de maillage commercial)
- SALOME (logiciel de maillage gratuit)

#### **1.5.1.2 Comment la CFD fait-elle les prédictions?**

La CFD utilise un ordinateur (calculateur) pour résoudre des équations mathématiques décrivant un problème physique donné. La réalisation d'une simulation CFD suit le cycle suivant :

- L'analyse du problème ;
- La connaissance scientifique (modèles, méthodes) nécessaire pour traduire le problème sous une forme mathématique ;
- L'algorithme ou la méthode de résolution ;
- L'ordinateur nécessaire pour réaliser les calculs ;
- L'interprétation des résultats de simulation.

La CFD est donc une science multidisciplinaire qui lie la physique, les mathématiques appliquées et l'informatique.



### 1.5.1.3 Avantages et inconvénients

La CFD ne remplace pas l'expérimentation, mais permet de réduire le nombre d'expériences nécessaires. Le tableau suivant illustre une comparaison de ces deux techniques :

Tableau 1: Tableau comparatif de l'expérimentation et de la simulation

<b>Expérimentation</b>	<b>Simulation</b>
<ul style="list-style-type: none"> <li>- Coût élevé</li> <li>- Lent</li> <li>- Séquentiel</li> <li>- Usage unique</li> <li>- Équipement et personnel difficiles à transporter</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Faible coût</li> <li>- Rapide</li> <li>- Parallèle</li> <li>- Usage multiple</li> <li>- Application portable, facile à utiliser et à modifier</li> </ul>

Toutefois les résultats des simulations ne sont jamais fiables à 100% à cause de plusieurs raisons :

- l'incertitude induite par les données d'entrée
- l'inadéquation du modèle mathématique
- la précision des résultats est limitée par la puissance du calculateur

En général, on constate que :

- la précision des simulations est meilleure pour les écoulements laminaires
- la précision des résultats est meilleure pour les écoulements monophasiques
- et enfin la précision est meilleure pour les systèmes chimiquement inertes.<sup>[9]</sup>

## 1.5.2 La norme IEC 61400-12

### 1.5.2.1 Présentation

Les normes sont des accords documentés contenant des exigences ou autres critères précis destinés à être utilisés systématiquement en tant que règles, lignes directrices pour assurer que les activités, processus ou produit sont réalisés de manière conforme à satisfaire le besoin des clés. Dans le domaine de l'énergie éolienne, les normes sont utilisées surtout pour le contrôle de la qualité et la sécurité. Mais, ce secteur étant en plein essor, plusieurs paramètres relatifs au contrôle ou à l'implantation des éoliennes ne sont pas encore normés. Parmi ceux-ci, nous avons l'anémométrie à la nacelle. Le but de cette partie d'IEC 61400-12 est de fournir une méthodologie uniforme de mesure, l'analyse et le rapport de la courbe de puissance des éoliennes en utilisant l'anémométrie de nacelle. Cette norme est destinée à être appliquée seulement aux éoliennes à axe horizontal de taille suffisante pour que l'anémomètre n'affecte pas significativement la performance de l'éolienne <sup>[10]</sup>.

### 1.5.2.2 Les normes de référence

Les principaux documents référencés suivants sont indispensables pour l'élaboration de l'anémométrie à la nacelle suivant la norme IEC 61400-12 :

- IEC 61400-1 (2007) : Sécurité et conception des éoliennes
- IEC 61400-2 (1996) : Sécurité des éoliennes de petite puissance
- IEC 61400-11 : Les techniques de mesure sonores acoustiques
- IEC 61400-12-1 : Mesure de performance des éoliennes
- IEC 60688-1 (1997) : Transducteurs électriques de mesure convertissant les grandeurs électriques alternatives en signaux analogiques ou numériques
- IEC 60044-1 (1996) : Transformateurs de mesure – Transformateurs de courant

- IEC 60186 (1987) : transformateurs de tension
- ISO 2533 (1975) : Standards atmosphériques
- Guide ISO pour l'expression de l'incertitude de mesure, 1995, ISBN 92-67-10188-9<sup>[10]</sup>.

### 1.5.2.3 Le principe de la norme

Dans la norme IEC 61400-12-1, la vitesse du vent non perturbée est la composante horizontale de la vitesse au centre du rotor. L'anémomètre « témoin » est placé sur une tour située à une distance de deux à quatre fois le diamètre du rotor pour des terrains plats. Pour les terrains complexes, une correction est ajoutée pour prendre en compte l'effet de la topographie. Afin d'effectuer des mesures fiables, l'idéal est l'installation de trois tours de mesure situées à 120 degrés l'une de l'autre et équidistantes de la turbine éolienne. Des méthodes sont aussi définies dans la norme afin de valider les mesures effectuées et d'effectuer les corrélations nécessaires permettant de déterminer la fonction de transfert. Une fois la fonction de transfert validée, la méthode pour déterminer la courbe de puissance est aussi indiquée dans la norme IEC 61400-12-1<sup>[10]</sup>.

Il est important de noter que cette méthode est couteuse, car elle nécessite l'installation de trois mâts de mesures et n'est pas réalisable sur certains types de terrains à cause de la topographie et de la rugosité du sol. De plus cette méthode est efficace, mais laborieuse, plusieurs mois de données sont nécessaires avant même l'installation des éoliennes sur le site. La procédure prescrite par la norme fournit aussi des conseils sur la détermination des incertitudes des mesures incluant l'évaluation de sources d'incertitude et des recommandations pour son application.

Finalement cette méthode bien que précise ne fournit pas une corrélation valable lorsqu'une turbine éolienne est soumise à un phénomène de sillage. En effet la corrélation déterminée s'applique à une turbine éolienne isolée. Mais dans un parc éolien, suivant

certaines directions de vent, les turbines éoliennes se retrouvent en face l'une de l'autre. La corrélation déterminée par cette méthode est valable pour la première turbine éolienne, mais ne s'applique pas aux turbines en aval, car celles-ci sont traversées par un flux d'air perturbé.

### 1.5.3 La calibration de l'anémomètre – la limite de Betz

La limite de Betz est le résultat de l'application des lois physiques de l'écoulement à travers le rotor d'une éolienne et indique que la puissance théorique maximale qu'on peut extraire du vent est égale à  $16/27$  de la puissance incidente du vent qui traverse l'éolienne [11].

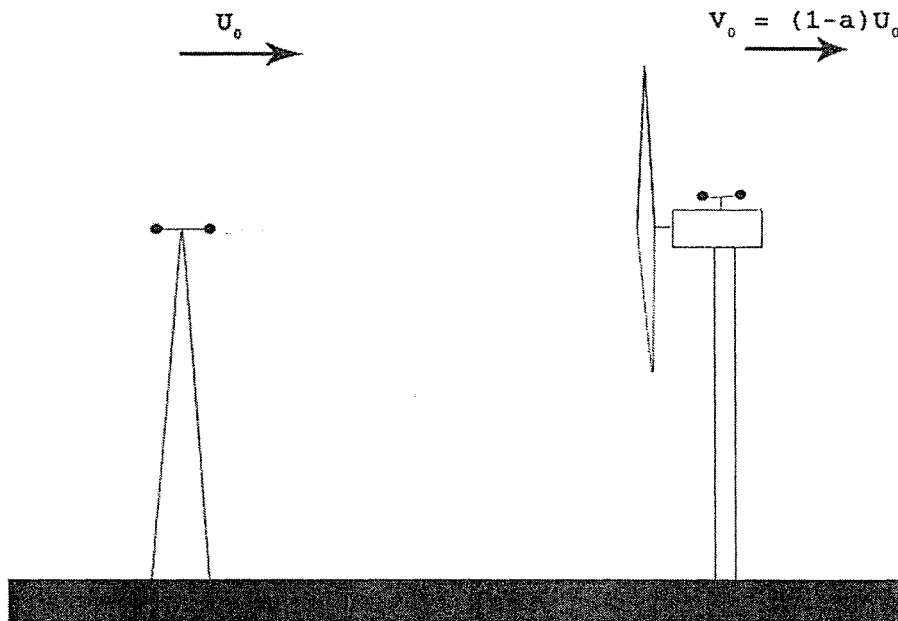


Figure 2 : Illustration de la limite de Betz

A : Facteur d'induction axial

$V_0$  : Vitesse du vent sur la nacelle.

$U_0$  : Vitesse du vent non perturbé.

R : Rayon du rotor

Dans la pratique, le coefficient de puissance d'une turbine  $C_p$ , qui représente le pourcentage de l'énergie du vent qui est effectivement captée par le rotor, toujours inférieur à la limite de Betz, peut être déterminé à l'aide de la courbe de puissance de la turbine éolienne en utilisant la relation entre la puissance de la turbine et le  $C_p$  :

$$P = \frac{1}{2} \rho U_0^3 \pi R^2 C_p = \frac{1}{2} \rho U_0^3 \pi R^2 4a(1-a)^2$$

Équation 1: Formule de la puissance extraite par le rotor

#### 1.5.4 Diminution de vitesse dans le sillage : Méthode proposée par WAsP/Park2

Le modèle le plus courant de calcul de la diminution de vitesse dans le sillage est celui développé par WAsP/Park2, logiciel de prévision des régimes de vent, de la ressource éolienne et de la production énergétique utilisé en standard par l'industrie éolienne. Ce modèle s'appuie sur le développement linéaire d'un sillage rectangulaire. La vitesse du vent en aval de l'éolienne est donnée par <sup>[8]</sup>:

$$V = U \left[ 1 - \sqrt{(1 - C_D)} \left( \frac{D}{D + 2kX} \right)^2 \right]$$

Équation 2: Formule de la vitesse dans le sillage par la méthode WAsP

avec  $k$ , une constante de décroissance du sillage

$$k = \frac{A}{\ln\left(\frac{h}{z_0}\right)}$$

$V$  : Vitesse du vent dans le sillage (en aval du rotor tournant)

$U$  : Vitesse du vent non perturbée en amont

$C_D$  : Coefficient de traînée de l'éolienne (sans dimension)

$D$  : Diamètre du rotor

$X$  : Distance du rotor au point de calcul

$A$  : Constante ( $A=0,5$ )

$h$  : Hauteur du moyeu (centre du rotor)

$z_0$  : Longueur de rugosité

### **1.5.5 Étude numérique bidimensionnelle de l'anémométrie à la nacelle : Méthode proposée par Smaïli & Masson**

La stratégie proposée par Smaïli & Masson <sup>[6]</sup> consiste à construire un modèle simple afin d'examiner la turbulence atmosphérique typique autour du rotor, d'évaluer l'impact de la présence du rotor sur la nacelle et de déterminer la position appropriée de l'anémomètre sur la nacelle ainsi que l'impact de la rotation des pales sur les relations FSWS-NWS.

La turbine est modélisée par un disque actuateur sur lequel interagissent des forces de surface dont les valeurs sont calculées en utilisant la théorie de l'élément de pale. Les équations moyennées de Reynolds pour un fluide incompressible et les équations de Navier Stokes bidimensionnelles servent à décrire l'écoulement autour de la nacelle. Le modèle de turbulence  $k-\epsilon$  sert à décrire les régions de turbulence. Ce modèle est simple, a l'intérêt d'être valide aux frontières et offre la possibilité de pouvoir définir les conditions limites. Finalement le domaine d'étude est discrétisé et les équations obtenues sont résolues grâce à la méthode d'éléments finis de volume de contrôle (CVFEM).

Les résultats sont très satisfaisants, mais néanmoins, la relation FSWS-NWS doit être modifiée et corrigée convenablement pour prendre en compte les interactions nacelle-rotor avant toute utilisation toute utilisation dans le contrôle des turbines éoliennes.

### 1.5.6 La modélisation tridimensionnelle

Grâce aux outils de CFD dont nous disposons actuellement, il est possible de réaliser une représentation tridimensionnelle du domaine où se trouve la turbine éolienne. Le domaine doit être pris très grand et le sol doit être représenté afin de prendre en compte la topographie du terrain et sa rugosité. Dans ce type de simulation, on injecte à l'entrée du domaine, un profil de vitesse logarithmique ou exponentiel. Le profil exponentiel contrairement au profil logarithmique permet d'introduire la valeur de l'intensité de turbulence. Le cylindre déterminé par le rotor est considéré comme une zone tournante dont on fixe la vitesse de rotation. Un traitement particulier doit être aussi fait sur les parois solides et surtout sur le sol. Ce type de simulation est le plus précis, mais il n'est souvent pas réalisable pour plusieurs raisons :

- le profil de la pale de la turbine éolienne n'est pas connu
- la représentation tridimensionnelle du domaine est difficile à réaliser
- les coûts en matière de temps de calcul sont très élevés.

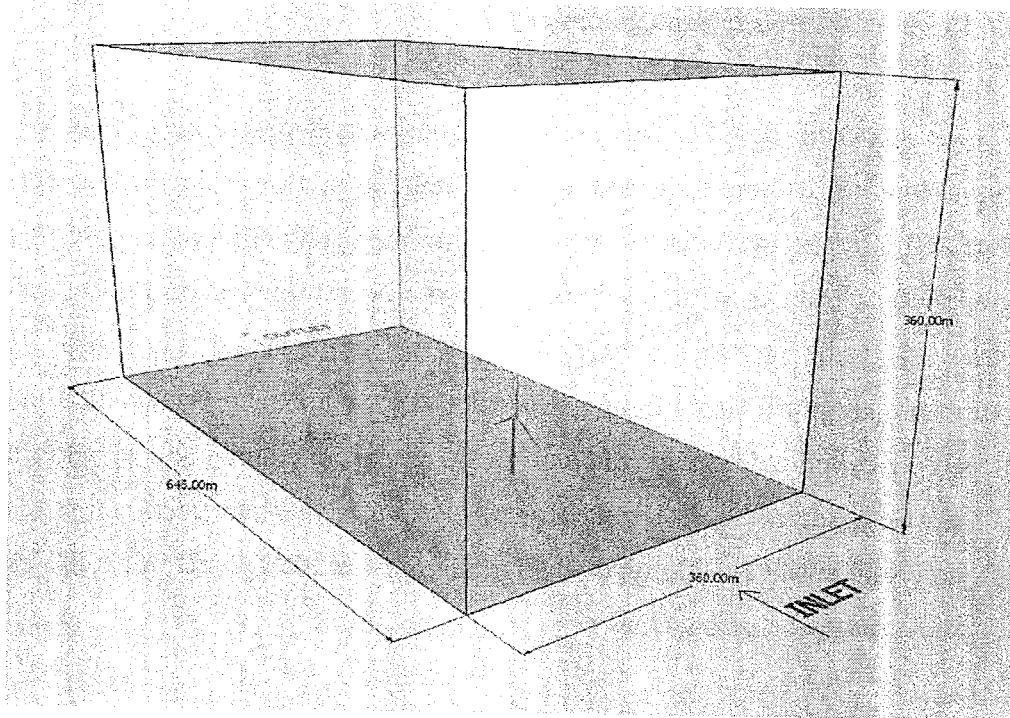


Figure 3 : Domaine de simulation 3D <sup>[12]</sup>

Pour simplifier, le domaine d'étude peut être ramené à un domaine cylindrique (axisymétrique) décomposé en deux parties :

- un premier cylindre représentant le domaine tournant composé du moyeu et les pales du rotor
- un second cylindre statique et plus grand incluant le premier cylindre.

Les deux cylindres doivent avoir le même axe de symétrie. Dans ce cas, on peut ne pas tenir compte du profil de vitesse à l'entrée du domaine.



## **CHAPITRE 2**

### **LE MODÈLE MATHÉMATIQUE**

Le modèle mathématique a pour but de représenter l'écoulement de l'air autour de la nacelle et du rotor de l'éolienne. Dans ce paragraphe nous exposerons progressivement les méthodes et théories mathématiques utilisées et nous expliciterons leur utilité dans le cadre de cette démarche.

#### **2.1 LA THÉORIE DU DISQUE ACTUATEUR**

Le concept du disque actuateur consiste en la modélisation du rotor comme une surface perméable (secteur balayé par le rotor) sur laquelle agit une distribution de forces provenant du flux d'arrivée du vent. Une force de poussée est appliquée par le rotor sur l'air, ce qui provoque une discontinuité de pression qui permet à l'air de traverser le rotor <sup>[13,14]</sup>. Dans cette théorie :

- on suppose un nombre infini de pales,
- on néglige la rotation du rotor,
- on néglige l'effet du sol et on étudie le cas stationnaire.

Le domaine présente donc une symétrie (voir figure ci-dessous). La simulation peut donc être faite sur une moitié du rotor vu depuis le plan de symétrie.

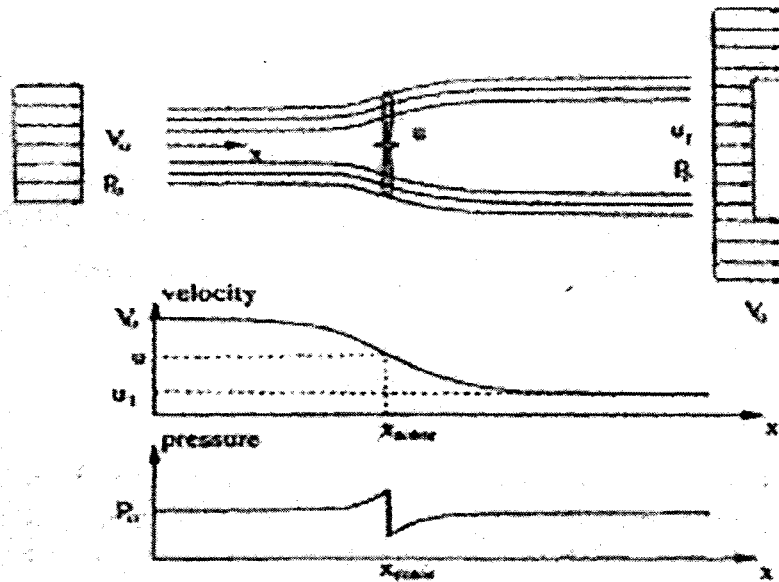


Figure 4 : Courbe d'allure de la vitesse et de la pression d'après la théorie du disque actuateur <sup>[13,14]</sup>

Le taux de ce flux sera défini par le travail mécanique moyenné sur une période que le rotor extrait du vent. Son action peut être modélisée par une distribution de forces, par secteur d'unité de surface de disque. Ces forces seront considérées dans la suite comme les forces de surface. La géométrie du disque actuateur est définie par le secteur balayé par les pales, un cône circulaire ayant un rayon de base donné par  $R \cos(\gamma)$ , où  $R$  est la longueur des pales et  $\gamma$  est l'angle conique des pales. La Figure ci-dessous montre les forces de surface  $f_n$  (normale) et  $f_t$  (tangentielle). L'angle conique a été exagéré pour rendre le schéma plus clair [11].

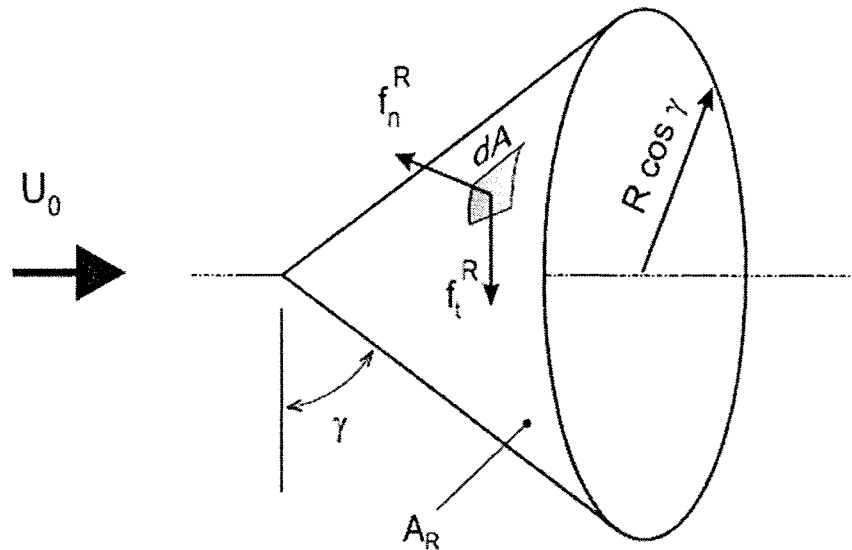


Figure 5 : La théorie du disque actuateur <sup>[6]</sup>

## 2.2 LA THÉORIE DE L'ÉLÉMENT DE PALE

Le rotor est composé de  $B$  pales de longueur  $R$  ayant une vitesse de rotation  $\Omega$  et un angle de calage (pitch)  $\beta_0$ . La corde  $c$  de la pale est son angle de torsion (twist)  $\beta$  variant radialement. Les forces de portance et de traînée sur une section de pale à une position radiale sont présentées sur la Figure 6. La vitesse relative  $V_{rel}$  de la pale peut être décomposée selon une composante normale  $U_n$  et une composante tangentielle  $U_t$  :

Équation 3

Équation 4

Équation 5

où  $u_i$  est la composante en direction  $i$  de vitesse et  $n_i$  et  $t_i$  sont les vecteurs cosinus directeurs appropriés des vecteurs unitaires  $n$  et  $t$  respectivement.

Il est aussi commode de définir l'angle géométrique d'attaque selon la relation :

—

Équation 6

où  $\beta_o$  est l'angle de calage et  $\beta$  l'angle de torsion.

Nous allons par la suite écrire l'expression des forces de surfaces mises en évidence par la théorie du disque actuateur :

—————

Équation 7

—————

Équation 8

$C_L$  représente la portance et  $C_D$  la traînée. Les valeurs  $f_n$  et  $f_t$  dépendent de la position  $r$  sur la pale étant donné que  $c$ ,  $U_b$ ,  $C_L$  et  $C_D$  dépendent de  $r$ .

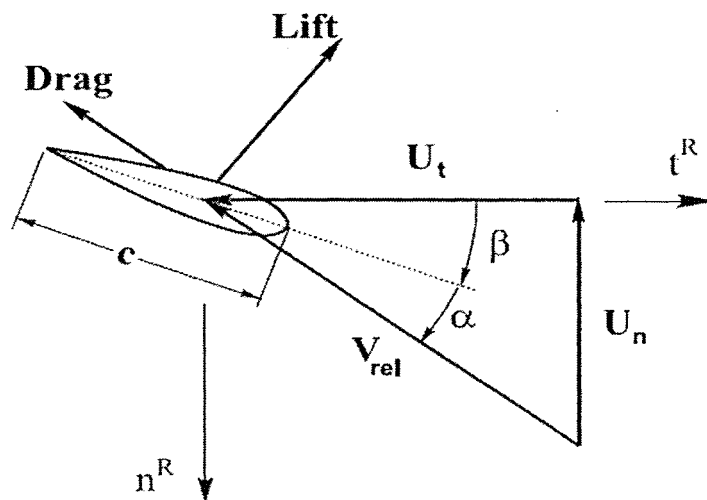


Figure 6 : Théorie de l'élément de pale

### 2.3 LES ÉQUATIONS DU MOUVEMENT DU FLUIDE

Les équations du mouvement sont obtenues en appliquant la loi de conservation sur un volume élémentaire  $V$ . Ce volume est immobile et indéformable, son vecteur unitaire  $n_i$  est normal à la surface  $A$ . L'équation de la conservation de la masse ou de continuité s'écrit alors :

$$\int_V \frac{\partial \rho}{\partial t} dV + \int_A u_i n_i \rho dA = 0$$

Le fluide est supposé incompressible à cause des faibles vitesses présentes dans la couche limite terrestre, donc :

$$\int_A u_i n_i \rho dA = 0 \quad \text{Équation 9}$$

La seconde équation de Newton stipule que la somme des forces appliquées est égale à la variation de la quantité de mouvement :

$$\int_V \frac{\partial \rho u_i}{\partial t} dV + \int_A u_i u_j n_i \rho dA = F_{ext}$$

Toujours avec l'hypothèse de l'incompressibilité du fluide on obtient finalement :

$$\int_A u_i u_j n_i \rho dA = \int_A \left[ -p \delta_{ij} + \mu \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] n_i \rho dA + \int_{A_l} [(f_n)_i + (f_t)_i] dA$$

$$\text{Équation 10}$$

Dans ces équations :

- $u_i$  et  $u_j$  représentent les vitesses instantanées ;

- $A_I$  représente l'intersection de la surface balayée par le rotor (disque actuateur) avec le volume  $V$ .
- $\int_{A_I} [(f_n)_i + (f_t)_i] dA$  représente la force appliquée par le rotor sur le volume  $V$ ; Cette contribution est non-nulle uniquement au niveau des intersections entre le volume  $V$  et la surface du disque actuateur.
- $\int_A \left[ -p\delta_{ij} + \mu \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] n_i \rho dA$  représente les forces surfaciques de pression et de friction appliquées sur le volume  $V$ .

#### 2.4 LES ÉQUATIONS DE NAVIER STOKES MOYENNÉES (RANS) POUR UN FLUIDE INCOMPRESSIBLE

L'écoulement turbulent d'un fluide présente des caractéristiques aléatoires et désordonnées. Ceci impose l'utilisation des valeurs moyennes dans les équations de conservation de masse et de la quantité de mouvement. À cet effet, nous utiliserons la technique des moyennes temporelles des équations instantanées de Navier Stokes. Le principe est le suivant :

Considérons une valeur instantanée  $u_i$ , elle peut être décomposée comme la somme d'une valeur moyenne  $\bar{u}_i$  est d'une valeur de fluctuante  $u'_i$ .

$$u_i = \bar{u}_i + u'_i \quad \text{Équation 11}$$

Si l'on calcule la moyenne dans le temps, on obtient :

$$\bar{u}_i = \frac{1}{T} \int_0^T u_i dt = \frac{1}{T} \int_0^T (\bar{u}_i + u'_i) dt \quad \text{Équation 12}$$

$$\int_{A_I} n_i \rho dA = 0$$

$\int_{A_I} u_j n_i \rho dA = \int_A -p\delta_{ij} + \mu \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) n_i \rho dA + \int_{A_I} (f_n)_i + (f_t)_i dA$  , les nouvelles équations du mouvement s'écrivent :

$$\int_A \bar{u}_i n_i \rho dA = 0 \quad \text{Équation 13}$$

$$\int_A \bar{u}_i \bar{u}_j n_i \rho dA = - \int_A \overline{u_i u_j} n_i \rho dA + \int_A \left[ -\bar{p} \delta_{ij} + \mu \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \right] n_i \rho dA + \int_{A_t} \left[ (\bar{f}_n)_i + (\bar{f}_t)_i \right] dA \quad \text{Équation 14}$$

On note l'apparition du terme  $\int_A \overline{u_i u_j} n_i \rho dA$  relatif au caractère turbulent de l'écoulement. Plus particulièrement, le terme  $\tau_{ij} = -\rho \overline{u_i u_j}$  est appelé tenseur de Reynolds. Ce nouveau terme ajoute 6 contraintes additionnelles (3 contraintes de cisaillement et 3 contraintes normales). Il nous faut donc ajouter de nouvelles équations. Pour ce faire, nous allons utiliser un modèle de turbulence.

## 2.5 LE MODÈLE DE TURBULENCE

Les écoulements turbulents sont caractérisés par des fluctuations des champs de vitesse. Ces fluctuations entraînent des variations des quantités d'énergie, des concentrations, des moments affectant ainsi tout l'écoulement. Les équations moyennées de Navier Stokes permettent d'étudier l'écoulement indépendamment du temps, mais font aussi apparaître de nouvelles inconnues. Un modèle de turbulence est donc nécessaire afin de déterminer les équations supplémentaires nécessaires pour résoudre le système. Malheureusement il n'existe pas un modèle universel de turbulence. Dans ce document, nous ferons une étude comparative entre les modèles de turbulence Standard  $k-\varepsilon$ , RNG  $k-\varepsilon$  et  $k-\omega$  SST qui, comme l'indique le tableau ci-dessous conviennent le mieux à notre type de simulation.

Tableau 2: Avantages et Inconvénients des modèles de turbulence usuels <sup>[15, 16]</sup>

Modèles	Avantages	Inconvénients
Standard $k-\varepsilon$	Robuste, économique et	Résultats médiocres pour des écoulements complexes (fort

	relativement précis.	gradient de pression, rotation et swirl).
<b>RNG <math>k-\varepsilon</math></b>	Bon pour des écoulements moyennement complexes (impact de jet, séparation d'écoulements, écoulements secondaires...)	Limité par l'hypothèse de viscosité turbulente isotrope.
<b>Realizable <math>k-\varepsilon</math></b>	Offre les mêmes avantages que le RNG.  Recommandé dans le cas des turbomachines, les forts gradients de pression, rotation, swirl et recirculation.	Limité par l'hypothèse de viscosité turbulente isotrope.
<b>Standard <math>k-\omega</math></b>	Recommandé pour les écoulements de faible nombre de Reynolds et les écoulements transitoires.	Nécessite une plus grande résolution du maillage aux frontières (pas de lois aux parois).
<b><math>k-\omega</math> SST</b>	Plus précis et fiable pour un plus large type d'écoulement.  Le modèle le plus recommandé dans le cas des turbomachines, des forts gradients de pression, rotation, swirl et recirculation.  Meilleur que le <b>Realizable <math>k-\varepsilon</math></b> .	Nécessite une plus grande résolution du maillage aux frontières (pas de lois aux parois).
<b>Reynolds</b>	Le modèle le plus complet	Requiert plus de temps CPU



<b>Stress</b>  <b>Model</b>  <b>(RSM)</b>	physiquement (transport et l'anisotropie de la turbulence sont pris en compte).  Convenable pour les écoulements 3D complexes avec de forts tourbillons.	(50-60% plus de temps par itération que les $k-\varepsilon$ et $k-\omega$ ). Les équations de quantité de mouvement et turbulence sont étroitement liées.
---	--	---

Le modèle Standard  $k-\varepsilon$  a été choisi parce qu'en plus de ses avantages, c'est le modèle qui a été utilisé par Smaili & Masson<sup>7</sup>. Le modèle RNG  $k-\varepsilon$  a été choisi parce qu'il convient pour les écoulements moyennement complexes ce qui est notre cas. Finalement le modèle  $k-\omega$  SST a été étudié parce qu'il est plus complet que le modèle Standard  $k-\omega$  et il permet de faire une comparaison avec deux familles de modèles différents.

Ces trois modèles emploient l'hypothèse de Boussinesq pour relier le tenseur de Reynolds au gradient de vitesse :

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

Avec  $k$  l'énergie cinétique turbulente ( $k = \overline{u_i u_i} / 2$ ) et  $\mu_T$  la viscosité turbulente.

L'avantage de cette hypothèse est qu'elle réduit les temps de calcul grâce à l'estimation de la viscosité turbulente  $\mu_T$ . Dans les cas  $k-\varepsilon$  et  $k-\omega$ , deux nouvelles équations de transport apparaissent, une pour l'énergie cinétique turbulente  $k$  et la seconde pour le taux de dissipation turbulente  $\varepsilon$  ou le taux de dissipation spécifique  $\omega$ . L'inconvénient de cette méthode est qu'elle suppose que la viscosité turbulente  $\mu_T$  est isotropique, ce qui n'est pas strictement le cas.

$23k\rho,$

$$\int_A \bar{u}_i \bar{u}_j n_i \rho dA = - \int_A \bar{P} \delta_{ij} + (\mu + \mu_T) \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) n_i \rho dA + \int_{A_i} \left[ (\bar{f}_n)_i + (\bar{f}_t)_i \right] dA$$

devient alors :

$$\int_A \bar{u}_i \bar{u}_j n_i \rho dA = \int_A \left[ -\bar{P} \delta_{ij} + (\mu + \mu_T) \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \right] n_i \rho dA + \int_{A_i} \left[ (\bar{f}_n)_i + (\bar{f}_t)_i \right] dA$$

Équation 15

La viscosité turbulente n'est pas une propriété du fluide. En général  $\mu \ll \mu_T$  sauf près des parois ou la vitesse de l'écoulement est presque nulle. Elle s'écrit sous diverses formes selon le modèle de turbulence choisi.

### 2.5.1 Le modèle de turbulence Standard k-ε

C'est le plus simple des « modèles complets » de turbulence. Ce modèle est semi-empirique et se base sur les deux équations suivantes <sup>[16]</sup>:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \epsilon - Y_m + S_k$$

Équation 16

et

$$\frac{\partial(\rho \epsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \epsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} (G_k + C_{3\epsilon} G_b) - \rho C_{2\epsilon} \frac{\epsilon^2}{k} + S_\epsilon$$

Équation 17

On définit la viscosité turbulente :

$$\mu_T = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$$

avec

$G_k = \mu_t S^2$  la turbulence générée par le gradient moyen de vitesse.

$G_b = -g_j \frac{\mu_t}{\rho P_{rt}} \frac{\partial \rho}{\partial x_j}$  la turbulence générée par la flottaison.

$Y_m = 2\rho \varepsilon \frac{k}{a^2}$  la contribution (dissipation) du au caractère compressible du fluide turbulence générée par la poussée.

$S_k$  et  $S_\varepsilon$ , sont des constantes définies par l'utilisateur.

$C_{1\varepsilon}$ ,  $C_{2\varepsilon}$ ,  $C_{3\varepsilon}$ ,  $C_\mu$ , sont des constantes du modèle

$\sigma_k$  et  $\sigma_\varepsilon$ , les nombres de Prandtl pour  $k$  et  $\varepsilon$ .

Les valeurs par défaut des constantes dans Fluent sont <sup>[16]</sup>:

$$C_{1\varepsilon} = 1.44, \quad C_2 = 1.92, \quad C_\mu = 0.09, \quad \sigma_\varepsilon = 1.3, \quad \sigma_k = 1.0$$

### 2.5.2 Le modèle de turbulence RNG k-ε

Il est similaire au modèle  $k$ - $\varepsilon$  standard, mais inclus les raffinements suivants <sup>[16]</sup>:

- Un terme supplémentaire dans l'équation du paramètre  $\varepsilon$  qui améliore la précision
- Les effets des tourbillons sont pris en compte
- Le modèle RNG fournit des nombres de Prandtl analytiques alors que le modèle Standard utilise des constantes fournies par l'utilisateur
- Le modèle RNG fournit une meilleure précision pour les écoulements à faible nombre de Reynolds.

Les équations du modèle sont :

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \alpha_k \mu_{eff} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_m + S_k$$

Équation 18

et

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \alpha_k \mu_{eff} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - \rho C_{2\varepsilon} \frac{\varepsilon^2}{k} - R_\varepsilon + S_\varepsilon$$

Équation 19

avec :

$G_k = \mu_t S^2$  la turbulence générée par le gradient moyen de vitesse.

$G_b = -g_j \frac{\mu_t}{\rho P_{rt}} \frac{\partial \rho}{\partial x_j}$  la turbulence générée par la flottaison.

$S_k$  et  $S_\varepsilon$  des constantes définies par l'utilisateur.

$Y_m = 2\rho\varepsilon \frac{k}{a^2}$  est la contribution (dissipation) du au caractère compressible du fluide turbulence générée par la poussée.

$\sigma_k$  et  $\sigma_\varepsilon$ , les inverses des nombres de Prandtl respectivement pour  $k$  et  $\varepsilon$ .

La viscosité effective est donnée par :

$$d \left( \frac{\rho^2 k}{\sqrt{\varepsilon \mu}} \right) = 1.72 \frac{\hat{v}}{\sqrt{\hat{v}^3 - 1 + C_v}} d\hat{v}$$

Avec :

$\hat{v} = \mu_{eff} / \mu$ .

$C_v \approx 100$ .

En intégrant, on obtient une meilleure description de la variation de la turbulence effective en fonction du nombre de Reynolds effectif permettant ainsi une meilleure précision pour les faibles nombres de Reynolds et proche des régions solides. Dans les zones ayant un nombre de Reynolds élevé, on utilise l'équation précédente de la viscosité turbulente :

$$\mu_T = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$$

Avec  $C_\mu = 0.0845$  calculé en utilisant la théorie RNG. Il est intéressant de noter que cette valeur est très proche de la valeur empirique du modèle Standard <sup>[16]</sup>.

Dans le solveur Fluent, la viscosité effective est calculée en utilisant les équations des zones ayant un nombre de Reynolds élevé. Mais il existe une option permettant d'utiliser l'équation différentielle pour les zones à faible nombre de Reynolds <sup>[16]</sup>.

### 2.5.3 Le modèle de turbulence k- $\omega$ SST (Shear Stress Transport)

Les équations du modèle sont <sup>[16]</sup>:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - Y_k + S_k$$

Équation 20

et

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \omega u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + G_\omega - Y_\omega + D_\omega + S_\omega$$

Équation 21

avec :

$G_k$  la turbulence générée par le gradient moyen de vitesse.

$G_\omega$  la turbulence générée  $\omega$ .

$G_k$  la diffusivité de  $k$ .

$G_\omega$  la diffusivité de  $\omega$ .

$Y_k$  la dissipation de  $k$  due a la turbulence.

$Y_\omega$  la dissipation de  $\omega$  due a la turbulence.

$D_\omega$  la diffusion transversale.

$S_k$  et  $S_\omega$  , sont des constantes définies par l'utilisateur.

Dans ce modèle <sup>[16]</sup>:

$$\mu_T = \frac{\rho k}{\omega} \frac{1}{\max \left[ \frac{1}{\alpha^*}, \frac{SF_2}{a_1 \omega} \right]}$$

Dans le solveur Fluent, les paramètres de ce modèle ne sont pas modifiables sur l'interface <sup>[16]</sup>.

## 2.6 LA SIMULATION AXISYMETRIQUE

La modélisation axisymétrique est un moyen qui sert à analyser une géométrie de révolution en la transformant en un modèle 2D dans lequel la géométrie est axisymétrique. Les éléments solides axisymétriques sont modélisés comme des éléments 2D <sup>[17]</sup>.

En réduisant un modèle 3D en un modèle 2D, le temps du calcul ainsi que la taille des fichiers peuvent être considérablement réduits.

Nous pouvons utiliser la modélisation axisymétrique lorsque :

- la pièce est une symétrie de révolution (autour d'un axe) ;
- tous les chargements sont appliqués autour du même axe, ce qui signifie qu'on ne peut appliquer que des chargements sur un anneau complet de la circonférence ;

### Quelles sont les limitations?

Les éléments doivent être créés sur le plan XZ de la géométrie de manière à ce que l'axe Z soit l'axe de symétrie.

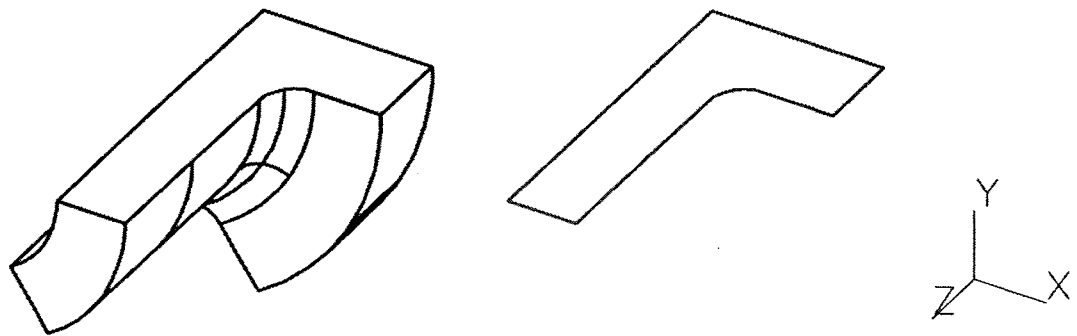


Figure 7 : Simulation axisymétrique - Réduction d'un domaine 3D en 2D <sup>[17]</sup>

En réalité, le domaine d'étude dans notre cas n'est pas symétrique, mais seule la moitié supérieure de la nacelle (celle où se situe l'anémomètre) nous intéresse, nous supposons donc que la nacelle admet une symétrie de révolution par rapport à cette moitié supérieure. On peut donc effectuer une simulation axisymétrique.

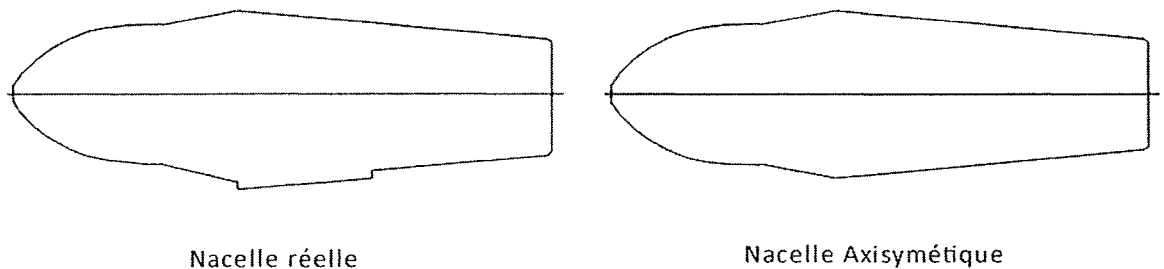


Figure 8 : Profil transversal de la nacelle dans les cas réel est axisymétrique

## 2.7 LA DISCRÉTISATION

La méthode de discrétisation permet de transformer le système d'équations différentielles en un système matriciel plus simple à être inversé :

$$\mathbf{Ax} = \mathbf{B}$$

Le solveur Fluent utilise la méthode des volumes finis pour résoudre des écoulements très variés dans des configurations plus ou moins complexes. Cette méthode a l'avantage d'être conservatrice, c'est-à-dire que tout le flux sortant d'un volume de contrôle entre dans les volumes voisins. Pour des fluides incompressibles, les calculs se font en pression relative. Les équations discrétisées y sont résolues et sont décrites sous forme <sup>[16]</sup>:

$$\text{Convection} - \text{Diffusion} = \text{Sources} - \text{Pertes}$$

Fluent propose de nombreux schémas d'interpolation pour la discrétisation spatiale à savoir :

- First-Order Upwind Scheme : Facile à converger, mais, seulement au premier ordre.
- Power Law Scheme : Plus précis que le premier ordre quand  $Re_{\text{cell}} < 5$ .
- Second-Order Upwind Scheme : Utilise des plus grands « stencil » pour une précision au 2e ordre, utilisé essentiellement avec les maillages de type tri/tétra ou quand l'écoulement n'est pas aligné avec le maillage.
- Quadratic Upwind Interpolation (QUICK) : Applicable avec des maillages de type quad/hexa et hybrides (pas aux tri), utile pour les écoulements rotating/swirl et précis à l'ordre 3 sur un maillage régulier.

Pour l'interpolation de la pression aux faces, les principales méthodes d'interpolation proposée par Fluent sont :

- Standard : C'est le schéma par défaut; la précision est réduite pour les écoulements avec de forts gradient de pression normaux à la surface près des frontières.



- Linear : À utiliser quand les autres options ont des difficultés de convergence ou des comportements non-physiques.
- Second-Order : À utiliser pour les écoulements compressibles ; ne pas utiliser dans les matériaux poreux, les discontinuités ou les turbines.
- Body Force Weighted : À utiliser quand les forces de gravité sont importantes ou pour les écoulements fortement swirlés.
- PRESTO! : À utiliser avec les écoulements swirlés, les milieux poreux ou les domaines fortement courbés.

Étant donné que le modèle est stationnaire, la discrétisation temporelle n'est pas nécessaire. Nous utiliserons les schémas suivants pour la discrétisation de nos équations :

- discrétisation spatiale : QUICK
- discrétisation de la pression : Standard

Dans Fluent, il existe plusieurs autres méthodes de discrétisation par exemple pour le couplage pression-vitesse, pour l'équation de continuité ou la conservation de masse. Elles se basent toutes sur la méthode des volumes finis <sup>[16]</sup>.

### 2.7.1 La discrétisation spatiale : QUICK

Pour un volume de contrôle unidimensionnel (avec une valeur centrée au milieu du volume) et un écoulement de la gauche vers la droite comme ci-dessous <sup>[16]</sup>:

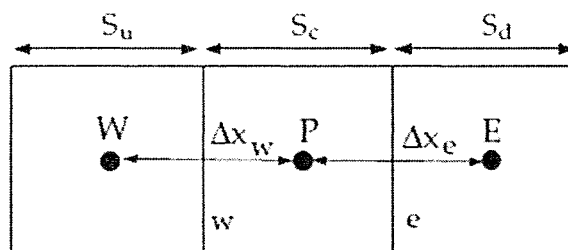


Figure 9: Exemple de discrétisation unidimensionnel

L'application de la méthode de discrétisation QUICK sur la cellule  $e$  donne :

$$\phi_e = \theta \left[ \frac{S_d}{S_c + S_d} \phi_p + \frac{S_c}{S_c + S_d} \phi_E \right] + (1 - \theta) \left[ \frac{S_u + 2S_c}{S_u + S_c} \phi_p - \frac{S_c}{S_u + S_c} \phi_W \right]$$

Équation 22: Équation unidimensionnelle de la discrétisation QUICK

$\theta = 1$  dans les interpolations centrées (comme ci-dessus). La méthode QUICK traditionnelle est obtenue en fixant  $\theta = 1/8$ .

### 2.7.2 Discrétisation de la pression : Standard

Pour deux cellules adjacentes  $c_0$  et  $c_1$ , la pression sur la face est discrétisée selon la formule <sup>[16]</sup>:

$$P_{face} = \frac{\frac{P_{c_0}}{a_{p,c_0}} + \frac{P_{c_1}}{a_{p,c_1}}}{\frac{1}{a_{p,c_0}} + \frac{1}{a_{p,c_1}}}$$

Équation 23 : Schéma de discrétisation Standard de la pression sur les faces

avec  $P_{c_0}, P_{c_1}$ : les pressions sur les faces  $c_0$  et  $c_1$  respectives

$a_{p,c_0}, a_{p,c_1}$ : les moments sur les faces  $c_0$  et  $c_1$  respectives

## **CHAPITRE 3**

### **LE MODÈLE NUMÉRIQUE**

Ce chapitre se décompose en trois grandes parties :

- la construction du domaine d'étude et son maillage (preprocessing)
- la simulation proprement dite sur notre domaine d'étude (processing)
- l'affichage des résultats (postprocessing).

#### **3.1 CONSTRUCTION ET DISCRÉTISATION DU DOMAINE**

La discrétisation du domaine est une phase très importante dans une analyse CFD, vu l'influence de ses paramètres sur la solution calculée et sur le temps de calcul. Pour des raisons de calcul, on traitera le problème en 2D (axisymétrique). La technique de génération de maillage peut être résumée sous la forme suivante :

- La géométrie doit être préparée au préalable, avec la définition de tous ses composants sous forme de données numériques
- La géométrie qui représente les différents domaines fluides est décomposée en sous domaines « maillables »
- Maillages des sous domaines fluides.

En utilisant l'hypothèse d'un écoulement axisymétrique, le domaine d'étude sera réduit à sa moitié supérieure uniquement comme l'indique la figure ci-dessous :

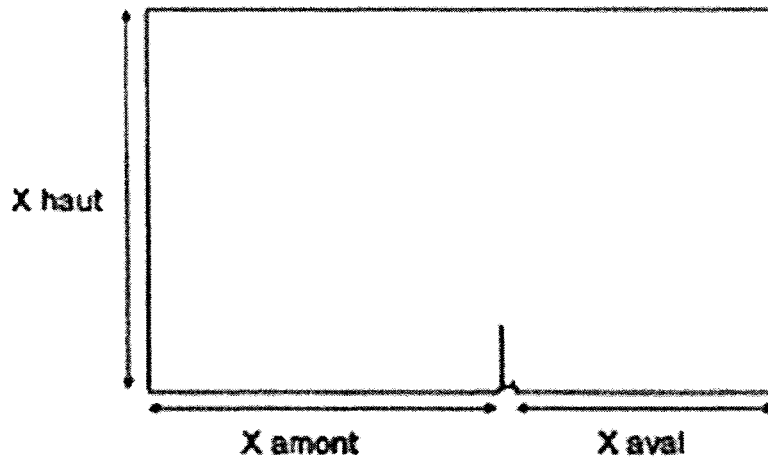


Figure 10 : Domaine d'étude 2D <sup>[17]</sup>

D'après Bibor <sup>[17]</sup>, les tailles appropriées sont les suivantes :

<u>Domaine avec nacelle sans rotor</u>	<u>Domaine avec nacelle avec rotor</u>
- Haut= 8 $L_{nacelle}$	- Haut= 10 $R_{rotor}$
- Amont= 5 $L_{nacelle}$	- Amont= 10 $R_{rotor}$
- Aval= 10 $L_{nacelle}$	- Aval= 6 $R_{rotor}$

avec  $R_{rotor}$  : Rayon du rotor

$L_{nacelle}$  : Longueur de la nacelle du rotor

En nous inspirant de ces données nous choisirons un domaine unique avec les dimensions suivantes :

**Haut= 15  $R_{rotor}$**

**Amont= 15  $R_{rotor}$**

**Aval= 15  $R_{rotor}$**

### 3.1.1 Le maillage

La génération d'un maillage de très bonne qualité est essentielle pour l'obtention d'un résultat de calcul précis, robuste et significatif. Une bonne qualité de maillage repose sur la minimisation des éléments présentant des distorsions (skewness en anglais) et une bonne résolution dans les régions présentant un fort gradient (couches limites, ondes de choc, etc.). Enfin, la qualité de maillage a un sérieux impact sur la convergence, la précision de la solution et surtout sur le temps de calcul.

#### 3.1.1.1 Types de maillages

Il existe deux types de maillage <sup>[15]</sup>

- ***Le Maillage structuré (quadra/hexa)***

Il est beaucoup plus facile de générer ce type de maillage en utilisant une géométrie à multi bloc, il présente les avantages suivants :

- Économique en nombre d'éléments, présente un nombre inférieur de mailles par rapport à un maillage non structuré équivalent.
- Réduit les risques d'erreurs numériques, car l'écoulement est aligné avec le maillage.

Ses inconvénients :

- Difficile à le générer dans le cas d'une géométrie complexe
- Difficile d'obtenir une bonne qualité de maillage pour certaines géométries complexes.

- ***Le Maillage non structuré (tri/tétra)***

Les éléments de ce type de maillage sont générés arbitrairement sans aucune contrainte quant à leur disposition.

Ses avantages :

- Peut-être généré sur une géométrie complexe tout en gardant une bonne qualité des éléments.
- Les algorithmes de génération de ce type de maillage (tri/tétra) sont très automatisés

Ses inconvénients :

- Très gourmand en nombre de mailles comparativement au maillage structuré
- Engendre des erreurs numériques (fausse diffusion) qui peuvent être plus importantes si l'on compare avec le maillage structuré.

Nous utiliserons un maillage non structuré proche de la nacelle à cause des forts gradients de pression et de vitesse présent dans cette région. Le maillage sera aussi raffiné au niveau de la paroi afin de prendre en compte les phénomènes de couche limite.

### 3.1.1.2 Taille de la première maille

Afin de prendre en compte les phénomènes de couche limite au niveau de la paroi de la nacelle, il faudrait calculer la taille minimale de la première maille au niveau de cette paroi. Pour calculer l'épaisseur de la première maille, on se base sur des résultats connus concernant le comportement d'une couche limite turbulente sur une plaque plane. Les détails de cette étude dépassent le cadre de ce document, aussi ne donnera-t-on que les résultats permettant d'évaluer cette taille de maille.

On introduit une distance adimensionnelle  $y^+ = \frac{u_\tau}{\nu} y$

avec :

- $y$  - l'ordonnée de la première maille que nous cherchons à connaître
- $\nu = \mu/\rho$  la viscosité cinématique du fluide.

- $u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}}$  la vitesse de frottement, pour l'évaluer on doit connaître la contrainte de frottement pariétal  $\tau_w$ .

À cette fin on utilisera l'expression approchée suivante du coefficient de frottement pariétal  $C_f$  :

$$C_f = \frac{\tau_w}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2} = \frac{0.0244}{Re^{1/7}} \longrightarrow \tau_w = \frac{0.0488}{Re^{1/7}} \rho U_\infty^2$$

$Re$  est le nombre de Reynolds basé sur l'abscisse mesurée depuis le bord d'attaque de la plaque plane.

Fluent utilise des lois de paroi pour modéliser les couches limites, ces lois sont valables pour des valeurs de  $y^+$  de l'ordre de 30 <sup>[16]</sup>. C'est avec cette valeur que l'on choisira la taille de la première maille de couche limite.

$$y^+ = \frac{u_\tau}{\nu} y \quad \text{or} \quad u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \longrightarrow y^+ = \frac{y}{\nu} \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} = \frac{y}{\nu} \sqrt{\frac{0.0488}{Re^{1/7}} U_\infty^2} = 30$$

Finalement :

$$y = \frac{30\nu}{U_\infty} \sqrt{\frac{Re^{1/7}}{0.0488}}$$

Équation 24: Formule de l'épaisseur de la première maille

### 3.1.1.3 Optimisation du maillage

Le maillage doit aussi respecter un lissage fin, le changement dans la taille des éléments de maillage d'une zone maillée à une autre doit être graduel, la variation de la taille des éléments de deux zones adjacentes ne doit pas dépasser 20%. Un nombre

important d'éléments de maillage permet sans doute d'améliorer la précision des calculs, mais pénalise les ressources informatiques en terme de mémoire et alourdit le système. En conséquence, un compromis entre précision et temps de calcul s'impose. Des techniques existent pour économiser un certain nombre d'éléments <sup>[15]</sup>:

- Utilisation des maillages non uniformes, en concentrant la bonne qualité du maillage uniquement dans les zones où c'est nécessaire.
- Utilisation de la fonction adaptation de maillage pour raffiner uniquement sur des zones bien précises.

### **3.1.1.3 Génération du maillage**

La géométrie de la moitié supérieure du domaine d'étude a été représentée le plus fidèlement possible grâce au « mailleur » ICEM-CFD 12.0.1. Les règles précédentes ont été appliquées afin de générer le maillage du domaine. Dans une modélisation CFD, la solution doit être indépendante de la densité du maillage pour être sûr du réalisme de la solution que donne le solveur après convergence. Le maillage sera donc réoptimisé dans la suite de notre étude.

### **3.1.2 Conditions aux limites et définitions de domaines**

La spécification des conditions aux frontières est une partie critique dans une simulation CFD. Un mauvais choix de conditions aux frontières peut entraîner de mauvais résultats alors que le modèle lui-même est mathématiquement correct. Il est donc important de choisir les conditions appropriées afin d'obtenir des résultats valides.



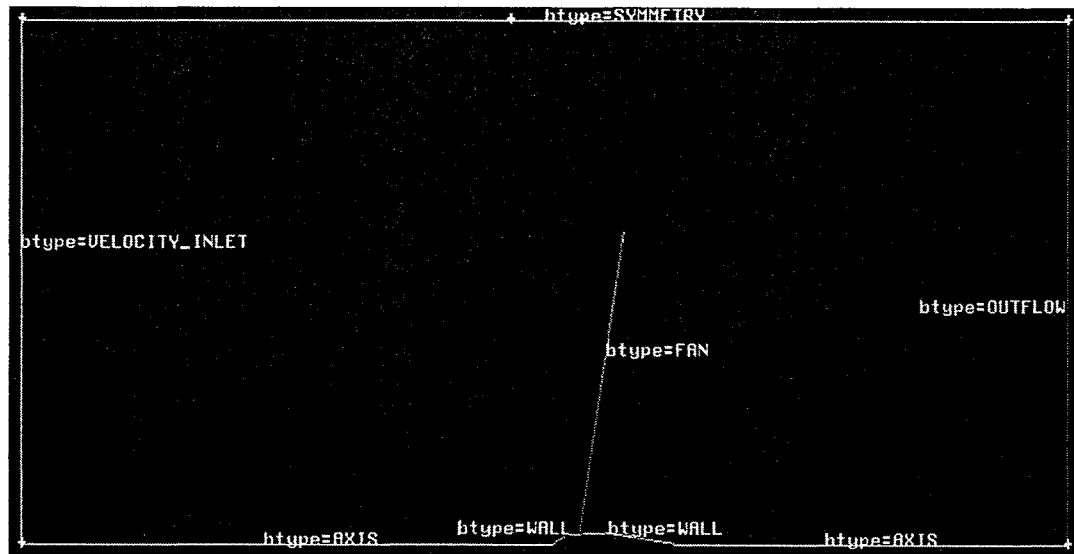


Figure 11: Conditions aux limites du domaine d'étude

La figure ci-dessus montre les limites choisies aux frontières du domaine d'étude. Le couple nacelle rotor a été agrandi afin que la figure soit plus visible.

### Entrée : Velocity Inlet

La condition Velocity Inlet pour les écoulements compressibles et incompressibles, dont la vitesse d'entrée, est connue. On doit néanmoins veiller à ne pas placer cette entrée trop près d'un obstacle solide ; cela pourrait entraîner des problèmes de stagnation et modifier les propriétés de l'écoulement.

### Sortie : Outflow

La condition Outflow est utilisée pour modéliser les écoulements dont on ne connaît à priori aucun détail sur la sortie. Il est approprié pour la modélisation de fluide incompressible.

**Haut : Symmetry**

La condition Symmetry est utilisée lorsque la géométrie présente une symétrie physique. Dans le cas axisymétrique, la condition Symmetry est à une distance radiale de l'axe de symétrie.

**Axe : Axis**

La condition Axis doit être utilisée pour définir l'axe de symétrie d'une géométrie axisymétrique. Dans les calculs, pour déterminer la valeur appropriée sur un point de l'axe, le solveur utilise la valeur de la cellule adjacente.

**Nacelle : Wall**

La condition Wall doit être utilisée pour délimiter les régions solides des régions fluides. La nacelle est une région solide d'où la spécification Wall.

**Rotor : Fan**

La condition Fan permet de définir un rotor. Le passage du fluide à travers ce rotor se traduit par une chute de pression. (Voir Paragraphe 2.1 Disque Actuateur)

**3.1.3 Fonction utilisateur : Pressure Drop**

La fonction utilisateur « Pressure Drop », nous permet de calculer la chute de pression lorsque l'écoulement traverse le plan du rotor. Cette chute de pression est liée à la

forme de la pale. Le design des pales des turbines éoliennes tripales à axe horizontal est généralement composé de deux parties :

- **Le pied de pale** : il est de forme cylindrique et c'est la partie qui influe sur la mesure prise par l'anémomètre. La portance d'un cylindre est nulle et son coefficient de trainée est souvent considéré comme égal à 1.2. La chute de pression à la traversée de cette partie est donc entièrement causée par la trainée. Mais la trainée d'un cylindre varie en fonction du nombre de Reynolds de l'écoulement. Ainsi pour un cylindre de longueur infinie, on utilise les formules suivantes pour le calcul de la trainée <sup>[6]</sup>:

$$C_D^{cyl,\infty} = \begin{cases} 1.18 + \frac{6.8}{Re_d^{0.89}} + \frac{1.96}{\sqrt{Re_d}} - \frac{0.0004Re_d}{1 + 3.64 \cdot 10^7 Re_d^2}, & Re_d \leq 2 \cdot 10^5 \\ 1.6 - 3.04348 \cdot 10^6 Re_d, & 2.0 \cdot 10^5 < Re_d \leq 4.6 \cdot 10^5 \\ 0.14321 + 0.123456 \cdot 10^6 Re_d, & 4.6 \cdot 10^5 < Re_d \leq 4.5 \cdot 10^6 \\ 0.7, & Re_d > 4.5 \cdot 10^6 \end{cases}$$

Grâce à la théorie du disque actuateur et de l'élément de pale, nous avons pu calculer précédemment les forces normale et tangentielle agissant sur la surface balayée par le rotor.

$$f_n = \frac{B}{2\pi r} \frac{\rho V_{rel} c}{2} [U_t C_L + U_n C_D] \quad \text{et} \quad f_t = -\frac{B}{2\pi r} \frac{\rho V_{rel} c}{2} [U_t C_D + U_n C_L]$$

Le pied de pale ayant une géométrie cylindrique, la force surfacique tangentielle est nulle. De plus la pression est une contrainte normale, par conséquent la force appliquée au pied de pale revient à :

$$f_n = \frac{B}{2\pi r} \frac{\rho V_{rel} c}{2} U_n C_D = \text{Différence de Pression}$$

Équation 25: Calcul de la différence de pression du pied de pale

Les forces surfaciques sont des forces par unité de surface, donc des pressions. Par conséquent, on l'injecte directement dans le calcul.

- **La partie profilée** : On dispose rarement d'informations sur la partie profilée de la pale d'une turbine éolienne, car il relève la plupart du temps du secret industriel. Néanmoins, pour palier à cette lacune, on utilise les valeurs de la portance qui sont fournies par les constructeurs pour des vitesses de vents données.

La vitesse du vent étant fixée et le coefficient de poussée  $C_T$  étant connu, nous pouvons déduire la différence de pression de la manière suivante <sup>[6]</sup>:

$$F = \frac{1}{2} \rho S V^2 C_T \quad \text{donc} \quad \text{Différence de Pression} = \frac{F}{S} = \frac{\rho V^2 C_T}{2}$$

Équation 26: Calcul de la différence de pression de la partie profilée de pale

La fonction « Pressure drop » calcule donc au niveau de chaque cellule, son rayon  $r$  (distance de l'origine de la pale jusqu'à la cellule) ; il vérifie si ce rayon est situé sur la partie profilée ou sur le pied de pale et calcule la différence de pression en conséquence. Cette fonction est écrite en langage C.

Les valeurs de vitesse tangentielle sont calculées grâce aux valeurs de vitesses dans les cellules voisines. La vitesse normale quant à elle est le produit de la vitesse angulaire de rotation par le rayon  $r$ . Dans la pratique il est conseillé de prendre l'origine de la pale comme le centre du repère absolu afin de faciliter les calculs.

### 3.2 LA RÉOLUTION NUMÉRIQUE (CF. ANNEXE 1)

Dans notre simulation, nous utiliserons le solveur numérique Fluent 12.0 qui est un logiciel de mécanique des fluides intégré sans la suite de logiciels de simulation ANSYS.

Fluent est sans doute le logiciel de simulation numérique de mécanique des fluides le plus abouti du marché. Sa force vient de plusieurs facteurs :

- **Sa précision** : La précision d'une analyse CFD est largement due à la qualité des modèles physiques utilisés. Parmi les produits logiciels commerciaux CFD, Fluent a la plus grande gamme de capacités de l'industrie testé - près de 1000 modèles physiques. Ces modèles sont extrêmement robustes, avec des fonctions dans chaque cas afin d'accélérer la convergence. Les modèles permettent :

- des simulations de flux incompressibles ou compressibles et de transfert de chaleur
- des simulations de transport d'espèces
- des simulations de mélange et de réactions chimiques (combustion)
- des simulations de rotation des cadres de référence
- des simulations de rayonnement et de transfert de chaleur conjugué
- des simulations de phase de trajectoires dispersées
- des simulations de fluide multi phase
- l'analyse des systèmes complexes
- l'aéroacoustique
- les maillages mobiles
- le choix de modèles de turbulence

Parce que Fluent utilise une technologie de modélisation hybride non structurée, les modèles peuvent être construits sur des formes géométriques ou des surfaces complexes. Par conséquent, le modèle CFD aura la précision requise, là où cela est nécessaire. Les schémas temporels et spatiaux peuvent de plus être modifiés pour améliorer la convergence.

- **Sa facilité d'utilisation** : Fluent permet de faire des changements à tout moment pendant l'installation, la résolution, ou la phase de postprocessing. Ceci économise du

temps et nous permet d'affiner nos dessins de manière efficace. L'interface intuitive rend l'apprentissage facile.

- **Sa vitesse** : Le solveur et les algorithmes numériques qui diminuent le temps de solution sont inclus dans chaque nouvelle version du logiciel. La capacité de traitement parallèle permet de résoudre des problèmes plus vite, et il a été démontré sur la plus grande variété possible de plates-formes dans l'industrie. De plus, il est parallélisé et permet donc de tirer parti de systèmes multiprocesseurs aussi bien au sein d'une seule machine qu'en réseau.

### **3.3 LA VISUALISATION DES RÉSULTATS**

Fluent prévoit plusieurs niveaux d'établissement de rapports, de sorte que tout le monde peut satisfaire ses besoins et ses intérêts. L'analyse de données quantitatives peut être aussi rigoureuse que l'on le souhaite. La haute résolution des images et des animations permet de communiquer les détails recherchés dans l'ensemble des résultats. De nombreuses options d'exportation des données sont disponibles pour l'intégration à l'analyse structurelle et d'autres logiciels. Les résultats des simulations peuvent être donc exportés vers ANSYS CFD-Post pour des analyses plus approfondies.

## CHAPITRE 4

### VALIDATION DU MODÈLE

Un modèle est validé en comparant ses résultats avec ceux observés expérimentalement ou calculés avec d'autres méthodes. À cet effet, nous avons construit la géométrie d'une turbine éolienne Vestas V47-600KW. Cette turbine éolienne a été utilisée pour les tests d'applicabilité de l'anémométrie par la nacelle effectués par le NREL <sup>[18]</sup>. Les résultats de cette étude ont été très concluants pour la turbine éolienne Vestas V47-600KW. Cet article fournit la corrélation entre la mesure de la vitesse du vent sur la nacelle et la mesure de la vitesse du vent non perturbé. Nous travaillerons dans l'hypothèse où la turbine éolienne fonctionnait à sa vitesse nominale lors de ces tests.

La géométrie de la nacelle quant à elle figure dans la fiche descriptive de la turbine éolienne Vestas <sup>[14]</sup>. La représentation de la Vestas V47-600KW se trouvant dans ce guide nous montre que cette turbine éolienne a un angle du cône nul. Cependant, tout le volume délimité par le rotor est incliné vers l'arrière d'un angle d'approximativement 8 degrés. La figure ci-dessous représente un agrandissement du maillage du domaine d'étude près de la nacelle.

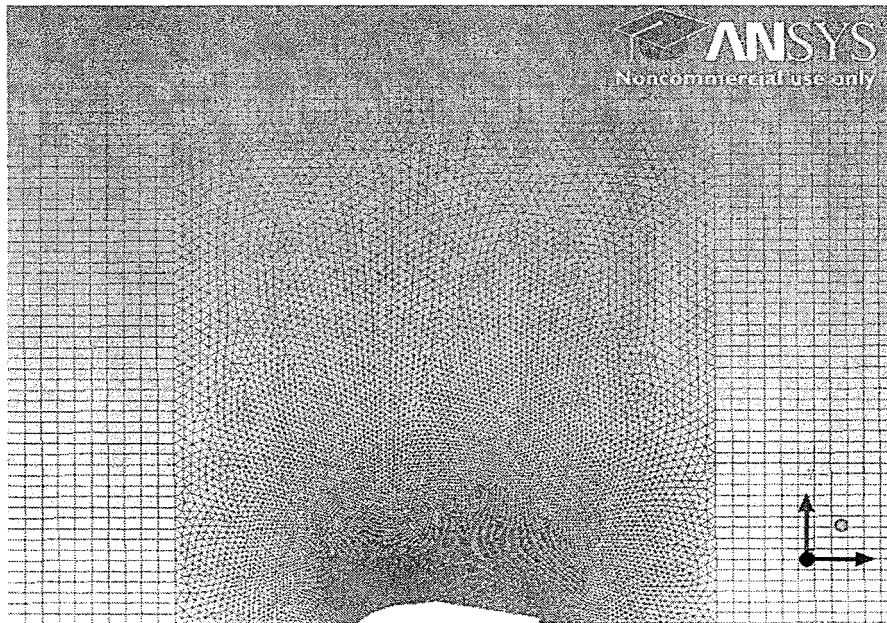


Figure 12: Maillage de la géométrie de la turbine Vestas V47-600KW proche de la nacelle

Les coefficients de poussée  $C_T$  du rotor en fonction des diverses vitesses de vent n'étant pas disponibles dans la littérature existante pour la Vestas V47-600KW, nous avons utilisé les coefficients de poussée de la Vestas V90 sur laquelle plusieurs études ont été menées afin de palier à cette lacune <sup>[19]</sup>. La hauteur de la tour utilisée pour notre simulation (afin de déterminer les paramètres de turbulence) est la hauteur préconisée par le constructeur de la turbine éolienne. Finalement, l'emplacement de l'anémomètre sera déduit du schéma à l'échelle de la nacelle qui a été fournie par le constructeur.

#### 4.1 LA CONVERGENCE

La précision choisie est de  $10^{-6}$ . Les figures ci-dessous montrent les courbes des résidus pour les divers paramètres des différents modèles étudiés.



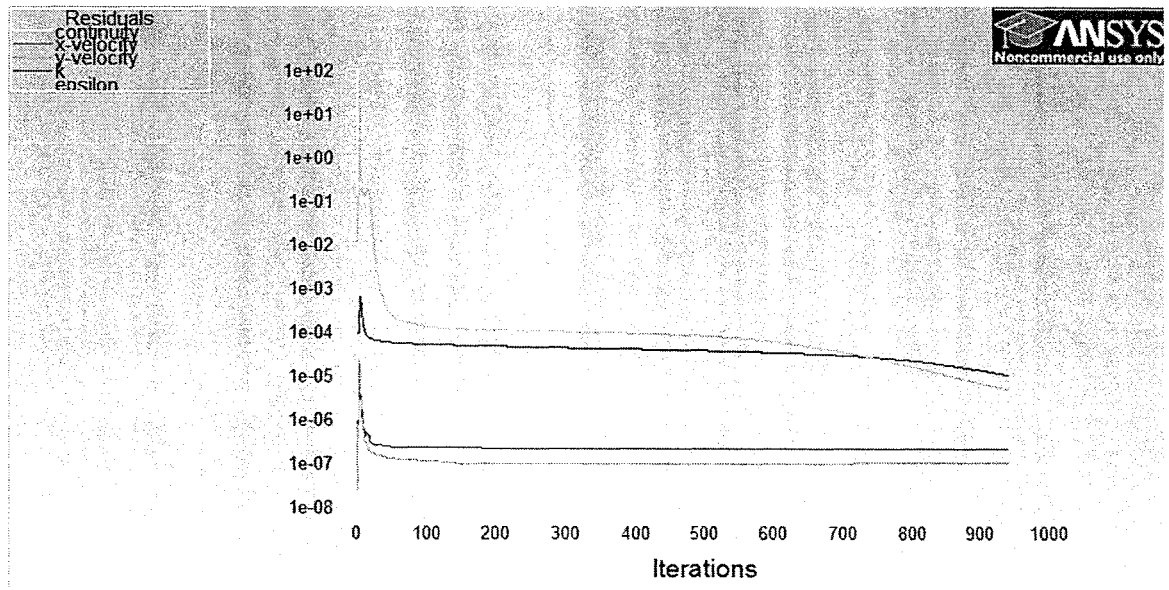


Figure 13: Observations des courbes des résidus pour la continuité, la vitesse et la turbulence pour le modèle k- $\epsilon$  STANDARD pour une vitesse d'entrée de 16m/s

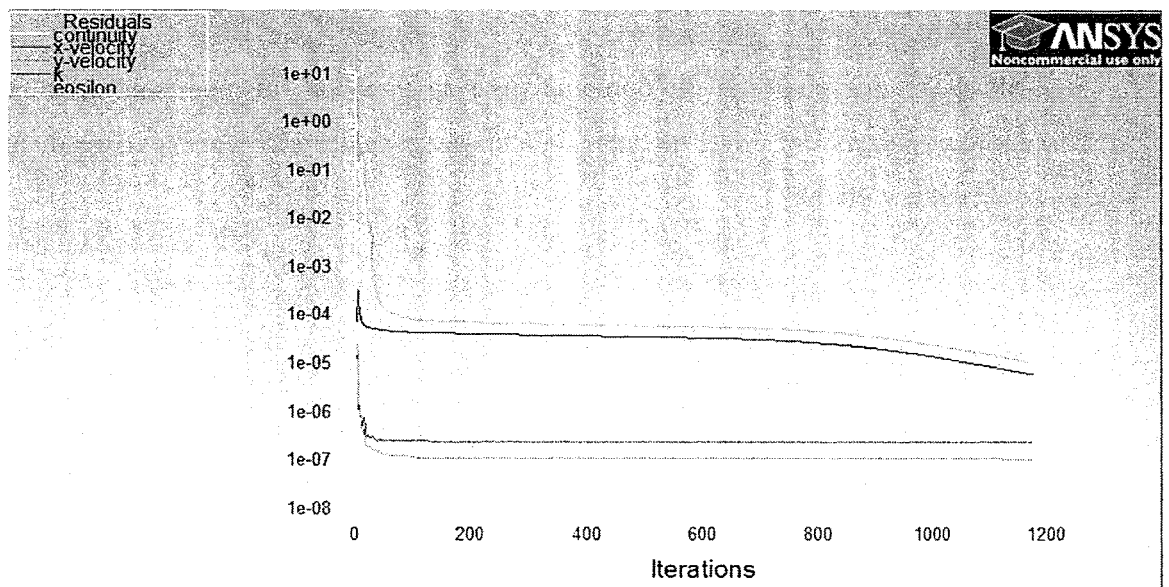


Figure 14: Observations des courbes des résidus pour la continuité, la vitesse et la turbulence pour le modèle k- $\epsilon$  RNG pour une vitesse d'entrée de 16m/s

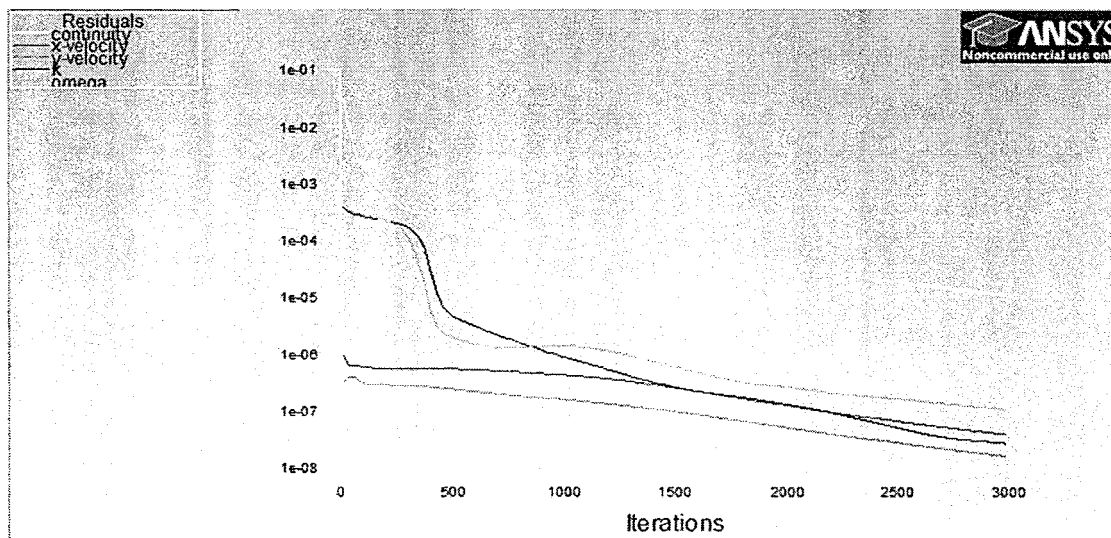


Figure 15: Observations des courbes des résidus pour la continuité, la vitesse et la turbulence pour le modèle  $k-\omega$  SST pour une vitesse d'entrée de 16m/s

## 4.2 OBSERVATION DE LA PRESSION

L'affichage des contours du domaine pour la pression absolue nous montre une discontinuité traduisant une chute de pression à la traversée du rotor pour les trois différents types de turbulence étudiés.

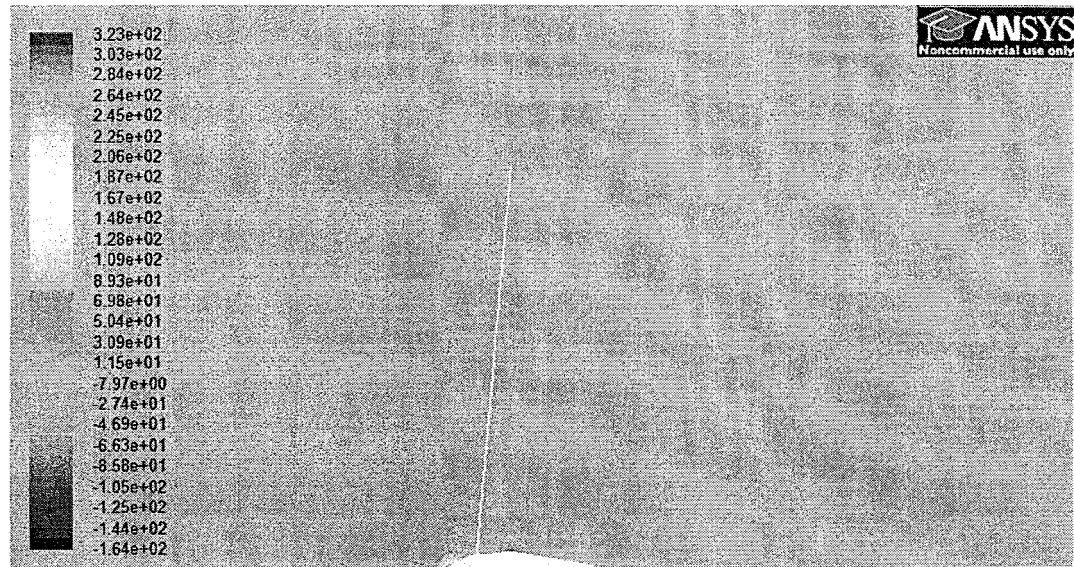


Figure 16: Représentation des contours de la pression pour une vitesse d'entrée de 16m/s pour le modèle k- $\epsilon$  STANDARD

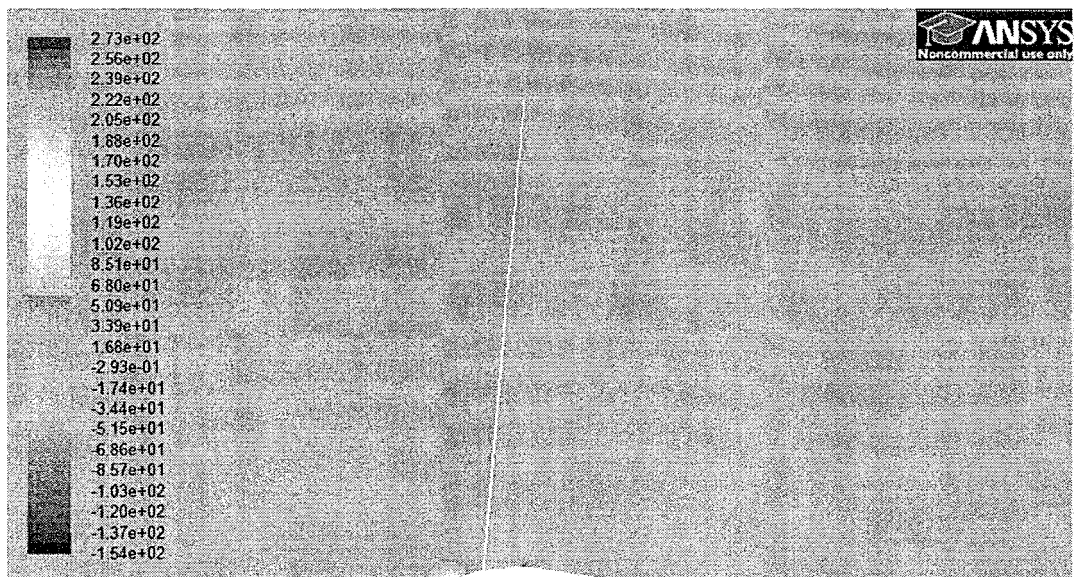


Figure 17: Représentation des contours de la pression pour une vitesse d'entrée de 16m/s pour le modèle k- $\epsilon$  RNG

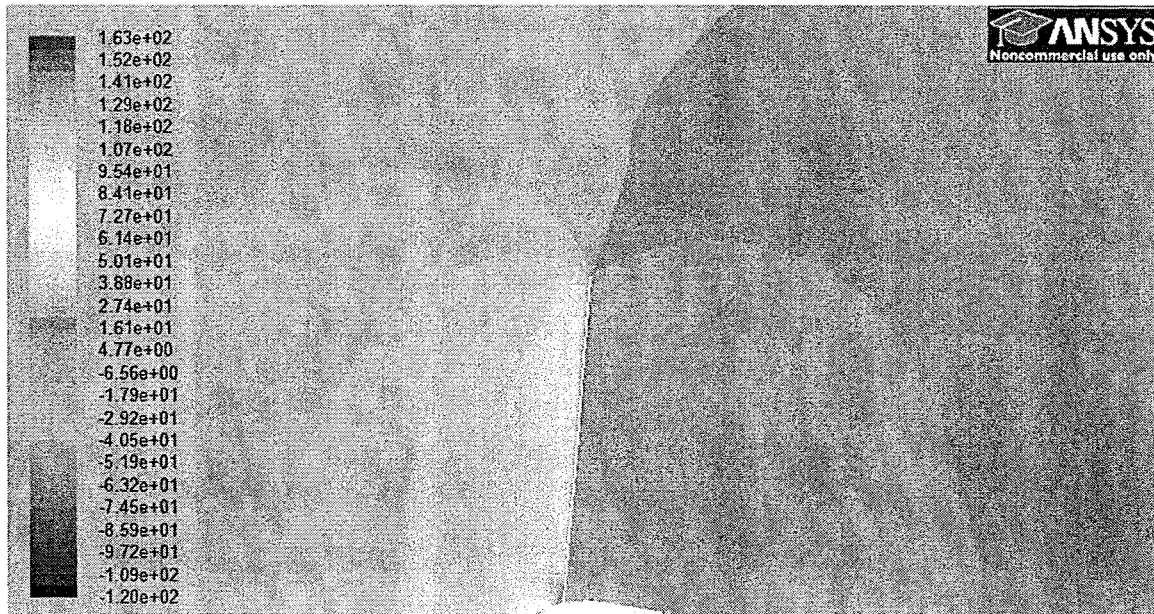


Figure 18: Représentation des contours de la pression pour une vitesse d'entrée de 16m/s pour le modèle  $k-\omega$  SST

L'observation des valeurs de la pression sur une ligne traversant le rotor à la hauteur de 15m de haut nous montre plus clairement cette discontinuité à la traversée du rotor (voir figure ci-dessous). L'allure de cette courbe est celle prédite par la théorie du disque actuateur.

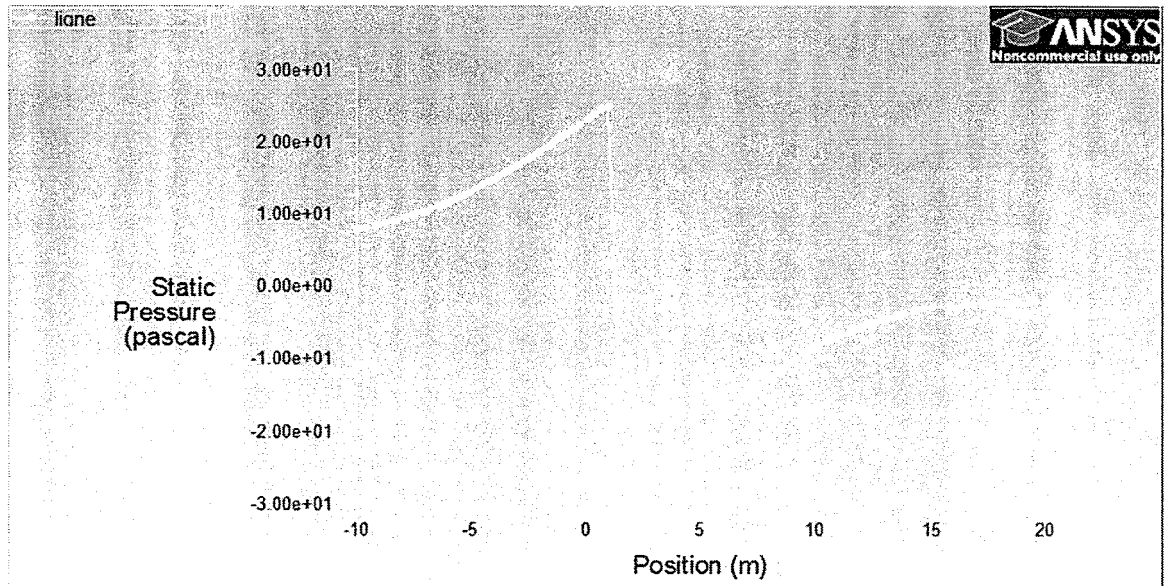


Figure 19 : Allure de la pression à la traversée du rotor pour une vitesse d'entrée de 16m/s à 15m de hauteur pour le modèle k- $\epsilon$  STANDARD

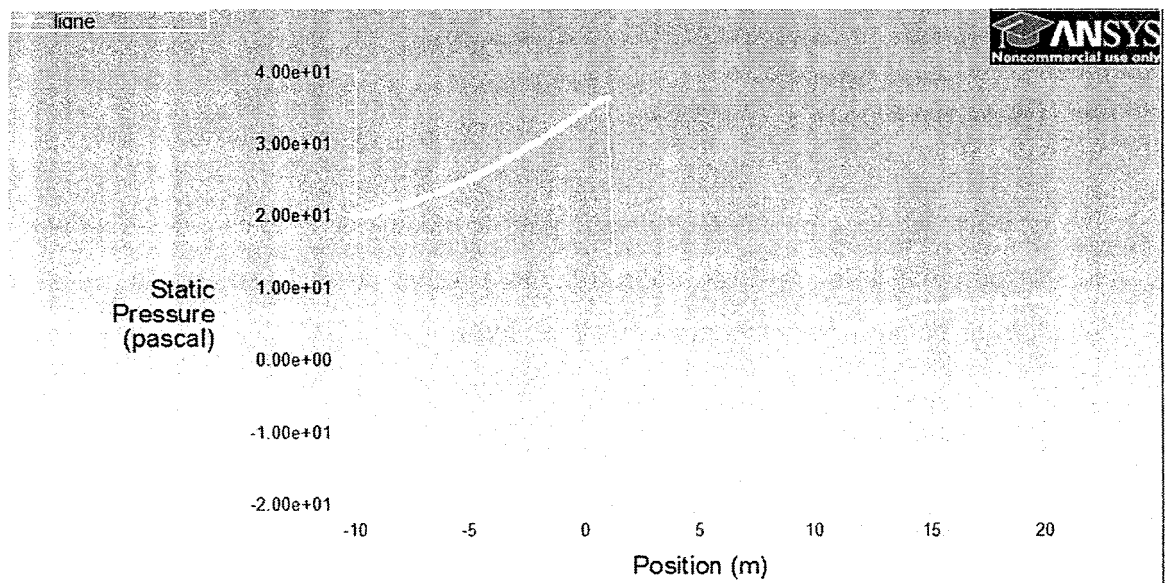


Figure 20 : Allure de la pression à la traversée du rotor pour une vitesse d'entrée de 16m/s à 15m de hauteur pour le modèle k- $\epsilon$  RNG

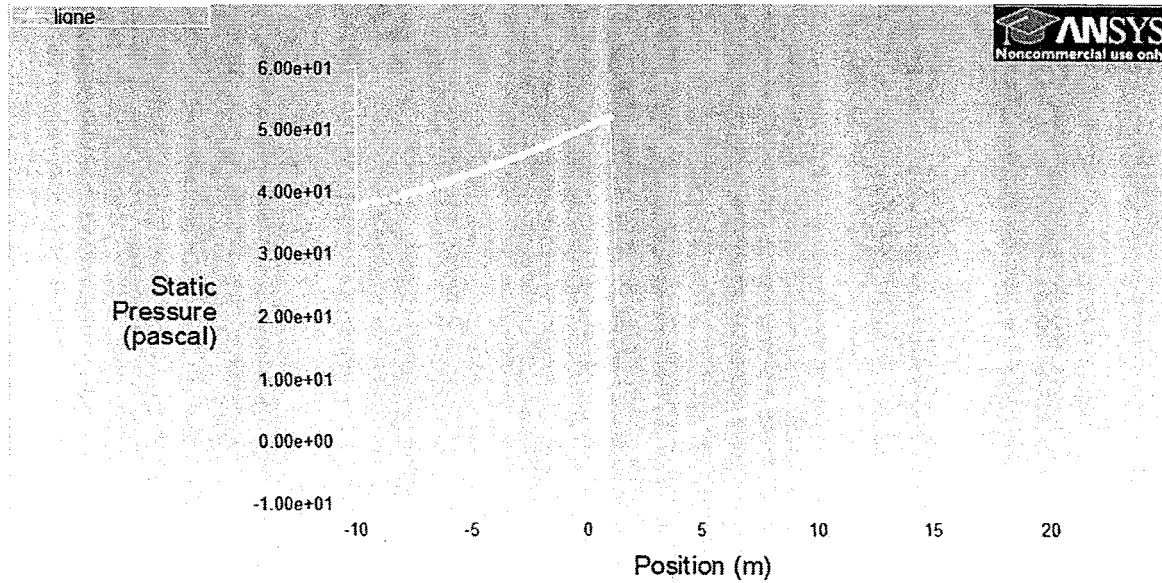


Figure 21 : Allure de la pression à la traversée du rotor pour une vitesse d'entrée de 16m/s à 15m de hauteur pour le modèle  $k-\omega$  SST

### 4.3 OBSERVATIONS DE LA VITESSE

L'affichage des contours du domaine pour le module de la vitesse, nous montre aussi une discontinuité à la traversée du rotor. On observe aussi le sillage du rotor et que l'écoulement est perturbé après sa traversée du rotor.



Figure 22: Représentation des contours de la vitesse pour une vitesse d'entrée de 16m/s pour le modèle k- $\epsilon$  STANDARD

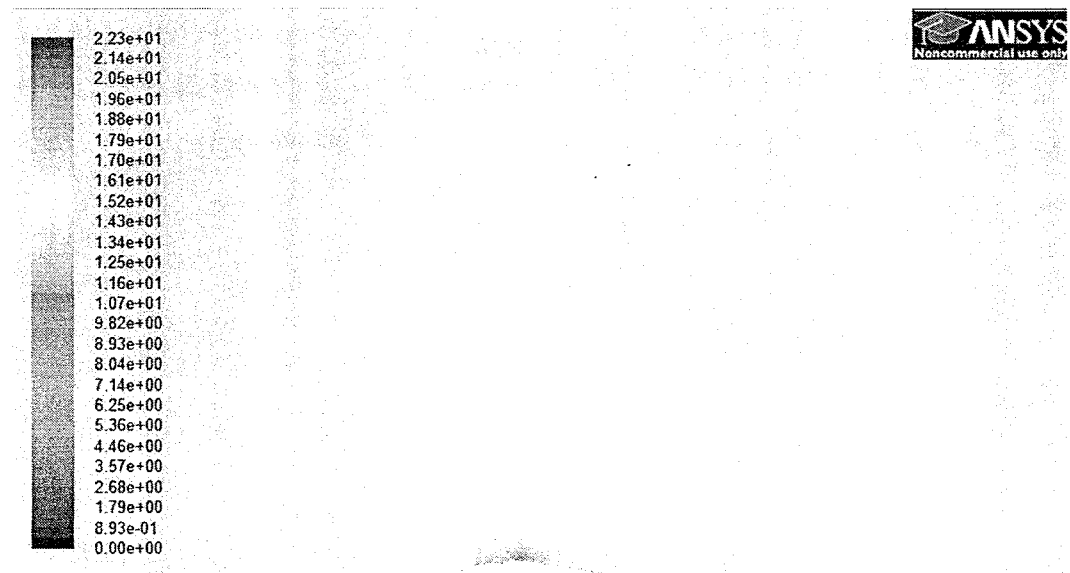


Figure 23: Représentation des contours de la vitesse pour une vitesse d'entrée de 16m/s pour le modèle k- $\epsilon$  RNG



Figure 24: Représentation des contours de la vitesse pour une vitesse d'entrée de 16m/s pour le modèle  $k-\omega$  SST

L'observation des valeurs de la vitesse sur la ligne traversant le rotor à la hauteur de 15m nous montre la chute de la vitesse de l'écoulement (Figure ci-dessous). L'allure de cette courbe aussi est celle prédite par la théorie du disque actuateur.



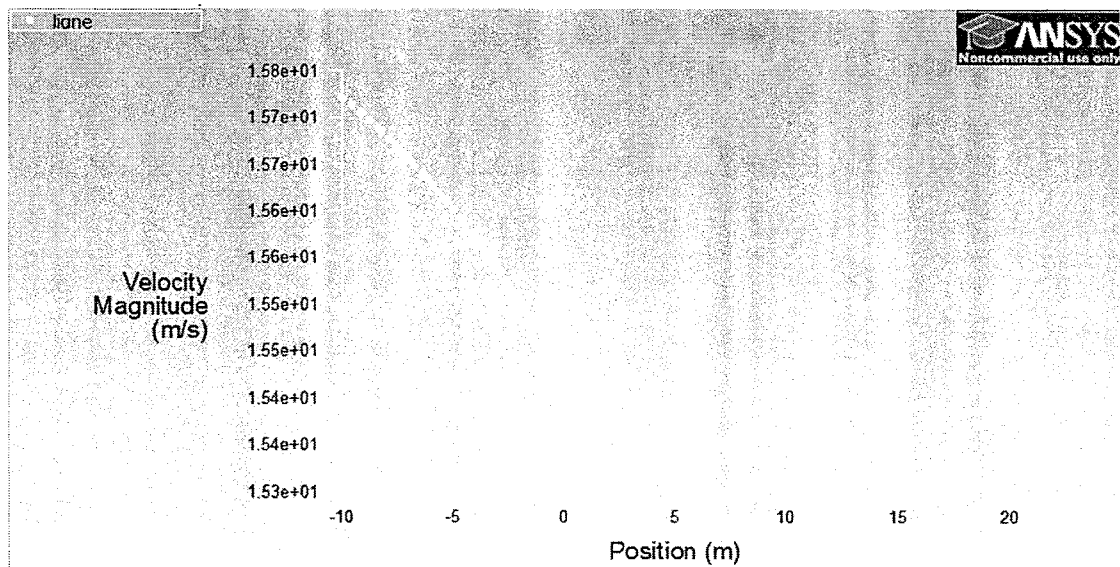


Figure 25: Allure de la vitesse à la traversée du rotor pour une vitesse d'entrée de 16m/s à 15m de hauteur pour le modèle k- $\epsilon$  STANDARD

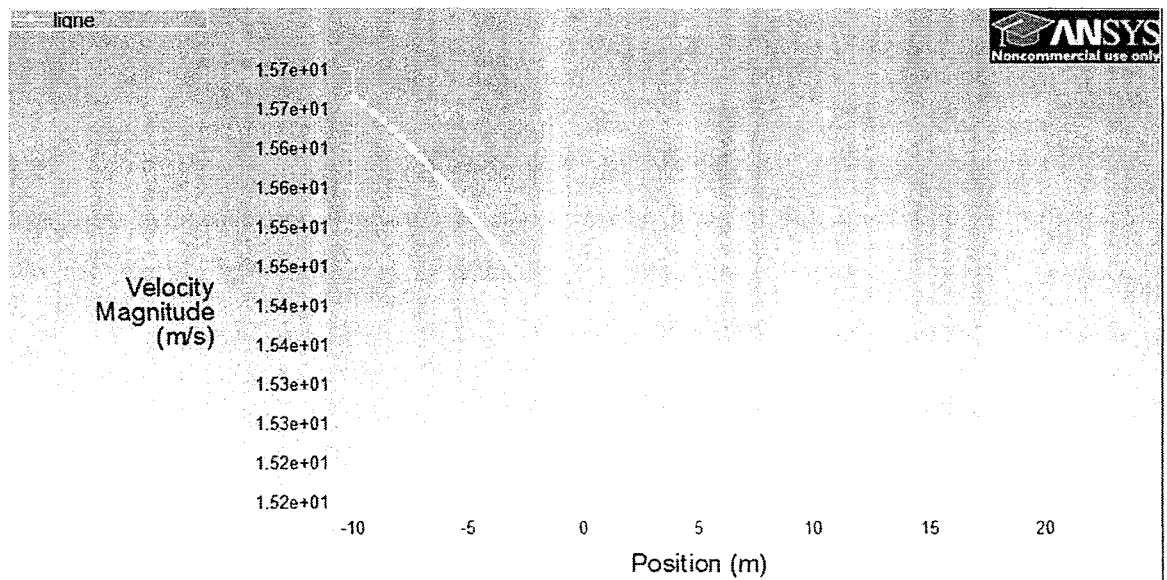


Figure 26: Allure de la vitesse à la traversée du rotor pour une vitesse d'entrée de 16m/s à 15m de hauteur pour le modèle k- $\epsilon$  RNG

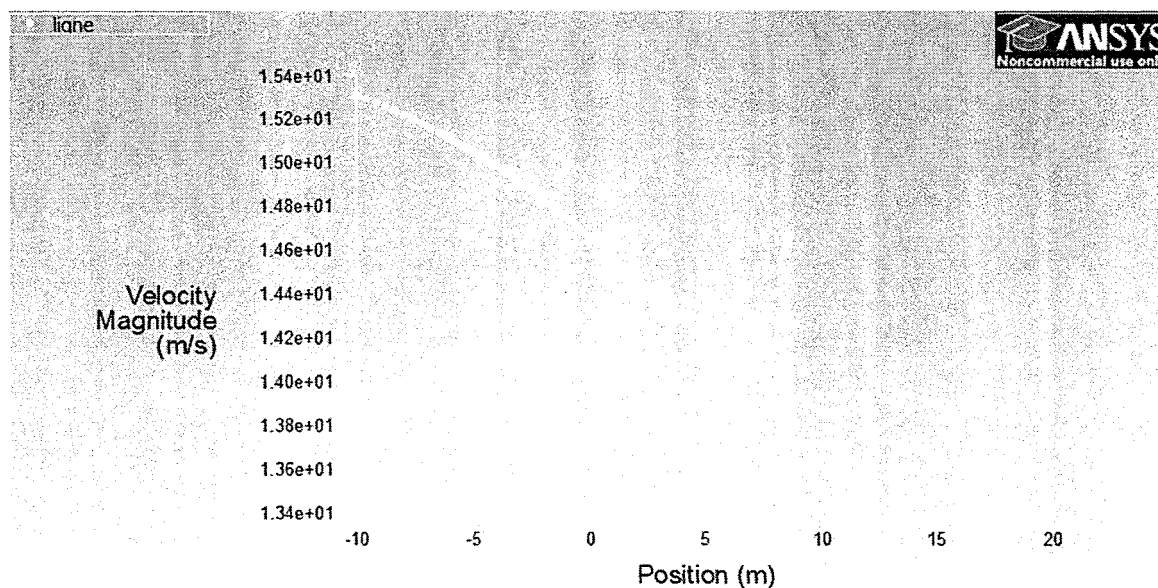


Figure 27: Allure de la vitesse à la traversée du rotor pour une vitesse d'entrée de 16m/s à 15m de hauteur pour le modèle k- $\omega$  SST

#### 4.4 COMPARAISON DES FLUX DE MASSE

Fluent nous permet de connaître la valeur des flux de masse à la sortie et à l'entrée du domaine. Étant donné que la quantité de masse se conserve, notre modèle doit avoir des flux de masse de quantités opposés à l'entrée et à la sortie. On obtient les résultats suivants pour une vitesse d'entrée de 16m/s :

**Flux de masse Entrée :** 7238990.2 Kg/s

**Flux de masse Sortie :** -7238990.2 Kg/s

Idem pour tous les différents modèles de turbulence. Nous avons donc la conservation de la quantité de masse.

Les résultats présentés dans les paragraphes 4.1, 4.2, 4.3 et 4.4 montrent la validité théorique du modèle. Il est qualitativement correctement.

#### 4.5 INDÉPENDANCE DU MAILLAGE

L'indépendance du maillage permet de vérifier si les résultats obtenus sont influencés par le maillage. Les résultats seront considérés comme valides seulement s'ils sont indépendants du raffinement du maillage. Dans la pratique, l'indépendance du maillage se vérifie en faisant les simulations pour au moins 3 tailles de mailles différentes. Ceci permet de déterminer le maillage le plus efficient. Dans notre cas, la détermination du maillage le plus efficient n'est pas une priorité. Afin de vérifier l'indépendance du maillage, nous avons donc refait un maillage très fin du domaine d'étude. Le nouveau maillage contient 130 026 cellules contre 69 123 cellules pour le premier maillage. La version de Fluent 12.0 utilisée étant une version éducative, le nombre maximal de cellules autorisé est limité, mais les simulations effectuées pour une vitesse d'entrée de 16m/s avec les trois différents types de turbulence étudiés nous ont donnés des mêmes valeurs de mesures de vitesse du vent que pour le premier maillage dans la zone où se situe l'anémomètre. Les résultats obtenus avec le premier maillage sont donc indépendants du maillage.

#### 4.6 COMPARAISON DES RÉSULTATS

Afin de valider qualitativement nos résultats, nous allons mesurer les vitesses aux coordonnées de l'anémomètre afin de tracer la droite de corrélation entre la vitesse de vent non perturbé et la vitesse de vent mesurée par l'anémomètre. Une comparaison de ces corrélations avec ceux de l'expérience réalisée par le NREL afin de mieux juger notre modèle. Les simulations ont été faites pour les vitesses de 7m/s, 10m/s, 13m/s et 16m/s. Après linéarisation nous obtenons les équations suivantes <sup>[18]</sup>:

Avec  $R$  : le coefficient de détermination.

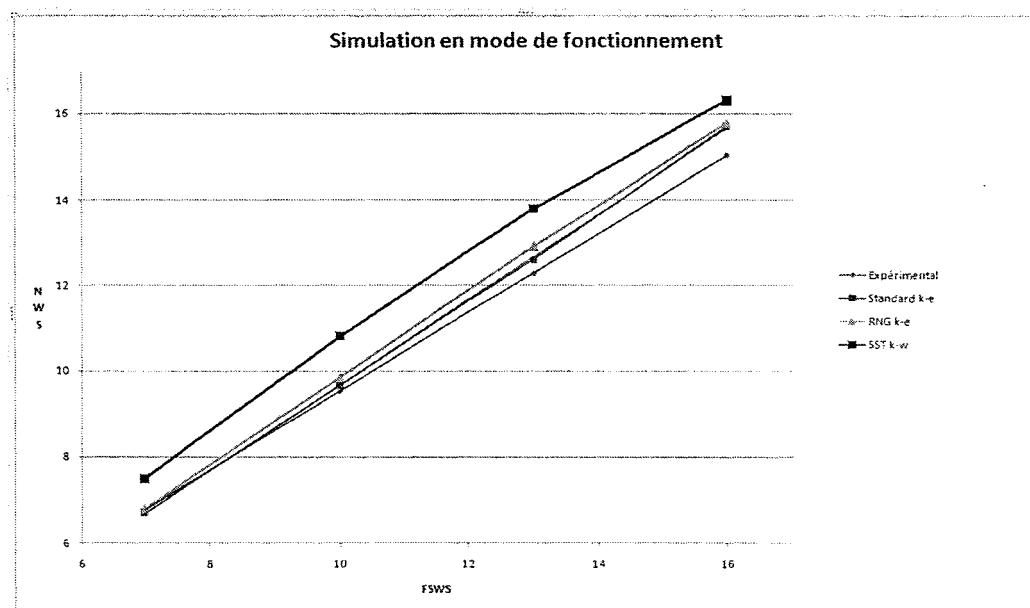


Figure 28: Comparaison des résultats de simulation des divers de mode de turbulence et des résultats expérimentaux.

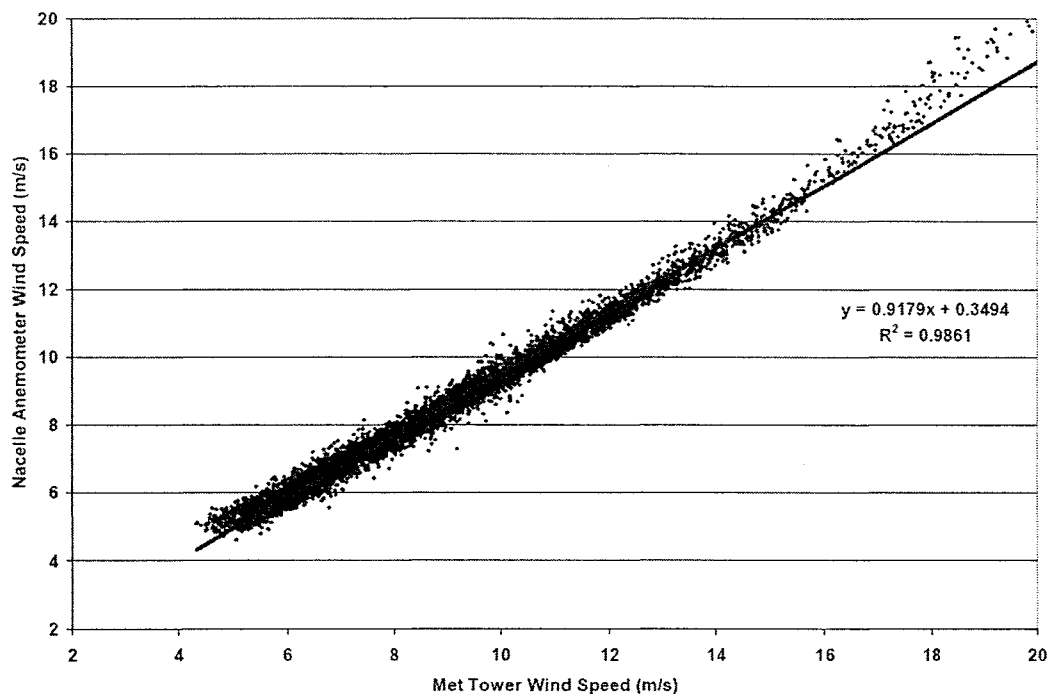


Figure 29 : Relation entre la vitesse du vent mesurée par l'anémomètre de la nacelle d'une turbine éolienne Vestas V47-600 et la vitesse du vent sur une tour de référence <sup>[18]</sup>

#### 4.7 CONCLUSION

Les comparaisons des courbes de corrélation dans chacun des cas étudiés montrent des résultats différents. Toutefois, on constate que :

- Les corrélations obtenues avec les modèles de turbulence Standard  $k-\varepsilon$ , RNG  $k-\varepsilon$  sont les plus proches de la courbe obtenue expérimentalement.
- Le modèle  $k-\omega$  SST donne des résultats moins précis (survitesse), mais c'est le modèle qui prend le mieux en compte le phénomène de sillage.



## **CHAPITRE 5**

### **ANALYSE EXPÉRIMENTALE**

La phase expérimentale consiste en une collecte de données au Site Nordique Expérimental en Éolien (SNEEC). Le site est constitué de deux éoliennes Repower MM92 d'une puissance totale de 4 Mégawatts. Les données ont été collectées durant une période de trois mois. Ces données serviront à valider la méthode numérique décrite dans ce document. La méthodologie de validation est la suivante :

1. Traçage de la courbe de puissance  $P = f(NWS)$  basée sur les valeurs de vitesse de vent fournies par l'anémomètre de la nacelle.
2. Utiliser la méthode numérique décrite pour déterminer la fonction de transfert  $NWS = g(FSWS)$  de l'éolienne Repower MM92.
3. Utiliser les deux résultats précédents pour déduire la courbe de puissance  $P = h(FSWS)$  basée sur la vitesse de vent non-perturbée.
4. Comparer finalement la courbe de puissance obtenue avec la courbe de puissance garantie fournie par le manufacturier Repower.

#### **5.1 DESCRIPTION DU SITE NORDIQUE EXPÉRIMENTAL EN ÉOLIEN (SNEEC)**

Le TechnoCentre Éolien est un organisme indépendant qui œuvre au développement du savoir-faire dans le secteur éolien, particulièrement en climat nordique et terrain complexe. Il est propriétaire du Site nordique expérimental en éolien CORUS (SNEEC) qui comprend deux éoliennes Repower MM92 CCV d'une puissance de 2,05 MW. Le SNEEC

est un site complexe avec turbulence élevée, à proximité de la mer, situé à Rivière au Renard (Québec). Ce site vise principalement à réaliser des projets de recherche, de développement et de transfert technologique en conditions nordiques.

## **5.2 PRÉSENTATION DE LA TURBINE ÉOLIENNE REPOWER MM92**

### **5.2.1 Description générale**

La MM92 est une machine de 2,05 Mégawatt avec un rotor tripale d'un diamètre de 82 mètres conçue en 2005 par le constructeur allemand Repower. Elle fournit une puissance nominale de 2MW. Le diamètre du rotor mesure 92m. Elle balaye une surface de 6648 mètres carrés. Avec un système de génératrice/convertisseur à vitesse variable, un calage de pale électrique indépendant pour chaque pale et des hauteurs de moyeu entre 79 et 100 mètres, cette machine peut être utilisée dans de nombreuses zones géographiques.

### **5.2.2 Données techniques de l'éolienne**

- Nacelle : 66 tonnes
- Rotor : 40.7 tonnes
- Vitesse de rotation minimale : 7.8 tours/minutes
- Vitesse de rotation maximale : 15 tours/minutes
- Vitesse de démarrage : 3 m/s
- Vitesse nominale de vent : 12.5 m/s
- Vitesse maximale de vent : 25 m/s
- Génératrice de type asynchrone d'une vitesse maximale de 1440/1800 tours/minute avec une tension de sortie entre 575 / 690 Volts.



### 5.3 LA COURBE DE PUISSANCE MESURÉE AVEC L'ANÉMOMÈTRE DE LA NACELLE $P = f(NWS)$

La courbe de puissance mesurée  $P = f(NWS)$  est calculée en se basant sur des données du site. Pour l'établir on n'a pas besoin d'une tour de mesure. Elle traduit la corrélation entre la mesure de la vitesse de vent sur la nacelle et la puissance produite par l'éolienne. Nous avons choisi cette méthode de calcul de la courbe de puissance parce qu'au moment de la collecte de donnée, le site ne disposait pas d'une tour de mesure.

#### 5.3.1 La collecte de données

La collecte de données se fait à un taux de 1Hz, moyennée sur 10minutes. Les données à conserver sont la moyenne et le minimum, le maximum et la déviation standard lorsque disponible pour :

- L'heure et la date
- La vitesse de vent a la nacelle
- La direction de la nacelle
- La température
- La pression
- La puissance de sortie
- La vitesse du rotor
- L'angle d'attaque.

Les données seront regroupées dans des intervalles ou *bins*. Les intervalles seront complets lorsqu'ils contiendront au moins 30 minutes de données pour un total d'au moins 180 heures de données valides pour chacun des secteurs étudiés. Une méthode d'interpolation linéaire peut être utilisée dans le cas échéant. Dans le cas de notre étude, nous diviserons le domaine en 4 secteurs de 90 degrés chacun.

### 5.3.2 Filtrage des données

Les données qui sont hors normes doivent être retirées. C'est-à-dire lorsque les données sont en dehors des balises ou absentes, lorsque les instruments ne fonctionnent pas ou ne corrént pas (entre la tour et la nacelle), lorsque l'éolienne est en faute ou est éteinte manuellement ou lorsqu'il y a présence de glace. Le tableau qui suit résume les balises utilisées pour le site.

Tableau 3 : Tableau récapitulatif de balises utilisées pour le filtrage des données

Description	Minimum	Maximum	Effacer lorsqu'absent
Vitesse à la nacelle	3 m/s	25 m/s	Oui
Direction à la nacelle	0 °	359,9 °	Oui
Température à la nacelle	-30 °	30 °	Oui
Pression atm à la tour	900 hbar	1107 hbar	Oui
Puissance à la sortie	0 kW	2050 kW	Oui
Vitesse du rotor	--	--	Non
Pitch des pales	--	--	Non

Une base de données parallèle peut être construite avec les données rejetés (insecte, glace,..) qui sera utilisée plus tard.

### 5.3.3 Correction des données

La pression atmosphérique doit être ajustée à l'altitude du centre du rotor, si elle n'est pas mesurée près de la hauteur du moyeu. Elle doit être mesurée dans un rayon de 5km. La direction doit être calculée avec la position de la nacelle (yaw) et le signal de la girouette de la nacelle. Dans notre cas, ce n'est pas possible parce que le signal de la girouette est en absolu, soit représenté sur deux bits référant à un des quatre cadrans de direction.

### 5.3.4 Normalisation des données

Dans le cas d'une éolienne à pas variable, comme le cas présent, les vitesses de vent doivent être normalisées en fonction de la densité moyenne de l'air sur 10 minutes :  $\rho_{10min}$  selon la formule :

$$V_N = V_{free} \left( \frac{\rho_{10min}}{\rho_o} \right)^{1/3}$$

Équation 27 : Formule de normalisation des vitesses pour les éoliennes à pas variables

La densité de l'air sec  $\rho_{10min}$  est fonction de la température  $T_{10min}$  et de la pression atmosphérique  $B_{10min}$ .  $\rho_o$  est la densité de référence 1.225kg/m<sup>3</sup>.

Le facteur de normalisation avoisine toujours 1.

$$\rho_{10min} = \frac{B_{10min}}{R_o T_{10min}}$$

$R_o$ , la constante des gaz pour l'air sec et est égale à 287.05J/KgK. Une autre formule, mesurant la densité de l'air humide peut être utilisée, si l'humidité relative est disponible, mais les différences sont minimales. La puissance doit être normalisée uniquement dans le cas d'une éolienne à pas fixe.

Aucun instrument de mesure de pression atmosphérique et de température n'existait sur le site durant notre étude. Afin de faire la normalisation nous avons utilisé les données météorologiques d'Environnement Canada prises sur une tour de mesure de 30m de haut située à 30km du SNEEC.

Afin d'extrapoler les mesures de températures et de pression à l'altitude où se situe la nacelle, nous avons utilisé les formules suivantes :

Pour la température, nous avons utilisé le gradient thermique : la température baisse de 1°C tous les 100 mètres d'altitude.

Pour la pression, la formule de correction de pression des météorologues :

$$P_o = P \left( \frac{T + aH}{T} \right)^n$$

Équation 28 : Formule des météorologues pour l'extrapolation de la pression

$P, T$  : La température et la pression au point de référence

$a = 0.0065$  °C/m, la chute de température avec l'altitude

$n = 5.2561$ , une constante adimensionnée

$H$  : La différence d'altitude entre le point référence et le point de calcul.

Le facteur de normalisation obtenu par cette corrélation avoisinait la valeur 1. Elle est donc une estimation correcte pour notre étude.

### 5.3.5 Évaluation de la courbe de puissance

Chaque secteur doit être étudié indépendamment. Pour chaque secteur, avec la vitesse normalisée  $V_N$ , nous avons classé les données en intervalles centrés sur des multiples de 0.5. Pour chaque intervalle, la vitesse et la puissance seront évaluées avec les formules suivantes :

$$V_i = \frac{1}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} V_{N,i,j}$$

$$P_i = \frac{1}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} P_{i,j}$$

Équation 29 : Formule de calcul des vitesses et puissances moyennes de la courbe de puissance mesurée

$V_i, P_i$  Vitesse et puissance normalisées et moyennées dans l'intervalle  $i$

$V_{N,i,j}, P_{i,j}$  Vitesse normalisée et puissance des données  $j$  dans l'intervalle  $i$

Finalement, sur une période de collecte de données de trois mois, nous avons obtenu les courbes de puissance mesurées.

### 5.4 CORRÉLATION ENTRE LA VITESSE DU VENT SUR LA VITESSE DU VENT NON PERTURBÉ.

Le SNEEC ne possédait pas au moment de nos travaux d'une tour de mesure, donc pour déterminer la fonction de transfert des vitesses nous avons utilisé la méthode de modélisation numérique présentée au-dessus. Comme décrit précédemment, nous allons représenter le domaine et effectuer son maillage. Ensuite, nous allons utiliser un solveur

afin de modéliser l'écoulement du vent à travers cette nouvelle géométrie pour différentes vitesses de vent et différents modèles de turbulence à savoir le Standard k-e, le RNG k-e et le SST k-w.

Une méthode alternative aurait été d'utiliser les données de la tour de mesure d'Environnement Canada. Ces vitesses de vent seraient corrigées selon un gradient de vitesse (théorie de Monin-Nobukov par exemple) afin d'évaluer leur valeur à une altitude égale à celle de la nacelle de l'éolienne. Nous n'avons pas utilisé cette méthode, car il aurait fallu synchroniser les horloges des données d'Environnement Canada et celles du SNEEC, ce qui n'était malheureusement pas possible parce que les valeurs d'Environnement Canada sont fournies moyennées sur chaque heure tandis que celles du SNEEC sont moyennées aux dix minutes (fréquence requise dans la norme IEC).

#### **5.4.1 Le domaine et son maillage**

Contrairement à la turbine éolienne Vestas V47 étudiée précédemment, on dispose pour la Repower MM92 de la représentation 2D à l'échelle de la géométrie de la nacelle. Cet atout permet de faire un maillage plus précis de la nacelle en utilisant le logiciel Plot Digitizer.

Plot Digitizer est un programme Java utilisé pour extraire des données d'une courbe, d'un dessin, d'un schéma technique ainsi que de photographies orthographiques (représentations 2D d'objets 3D obtenues par projection dans le plan) à partir d'une image scannée. L'ancienne méthode consiste à s'armer de patience, d'une règle et d'un crayon afin de relever les (X, Y) des points constitutifs de la géométrie. Pour extraire les données avec Plot Digitizer, il faut d'abord effectuer une calibration. Ensuite il faut cliquer sur les points dont on souhaite avoir les coordonnées. Les données sont obtenues sous forme de tableau que l'on peut exporter. Ce petit logiciel permet aussi de calculer les distances et possède d'autres fonctions intéressantes. Une fois les coordonnées déterminées, le logiciel ICEM d'ANSYS a permis de réaliser le maillage ci-dessous :

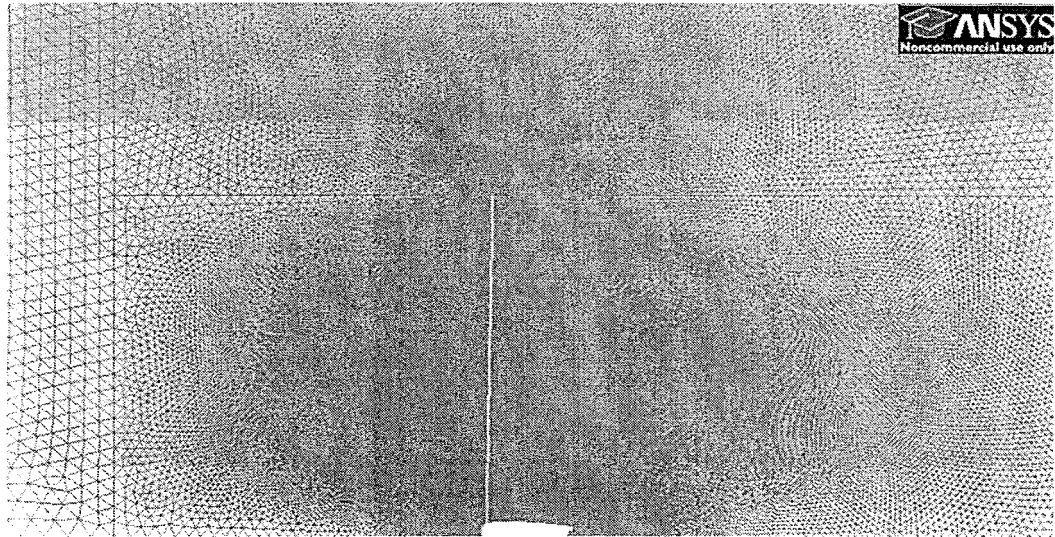


Figure 33 : Maillage pour la modélisation de l'écoulement autour de l'éolienne RePower MM92

Par analogie à la démarche suivie lors de la validation de la méthode, la simulation numérique sur le maillage précédent, donne les allures et les résultats suivants pour les trois différents modèles étudiés.

#### **5.4.2 Observations des contours de pression**

L'affichage des contours du domaine pour la pression absolue, tout comme dans le chapitre précédent, permettra de mettre en évidence, la discontinuité traduisant la chute de pression à la traversée du rotor. Les contours de pression seront affichés pour les trois différents types de modèle de turbulence étudiés, avec une simulation réalisée pour une vitesse de vent de 10 m/s et une vitesse de rotation des pales de 13 tours/minutes.

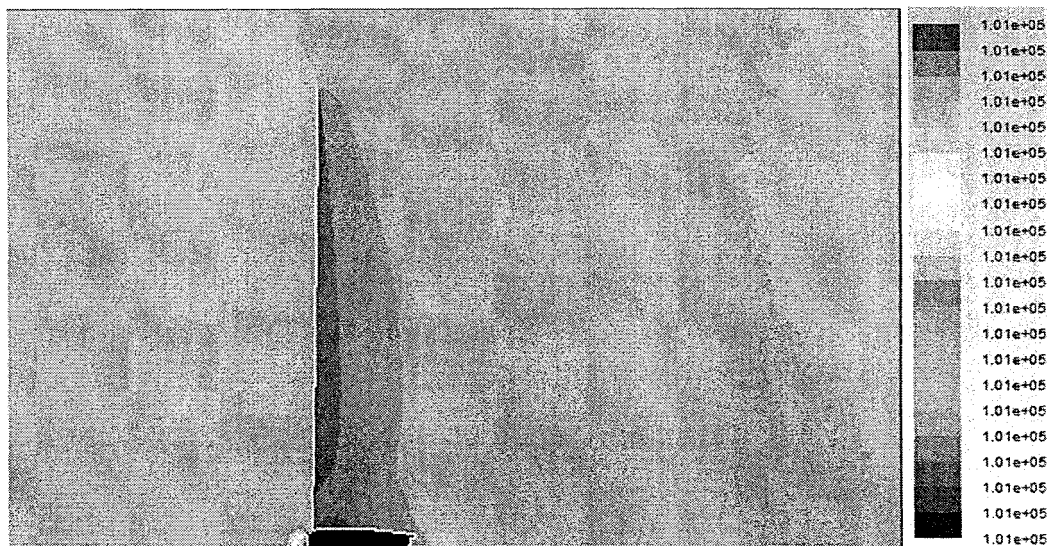


Figure 34 : Allure des contours de la pression pour une simulation réalisée avec le modèle de turbulence Standard k- $\epsilon$ , une vitesse de vent de 10m/s et une vitesse de rotation de 13 tours/minutes

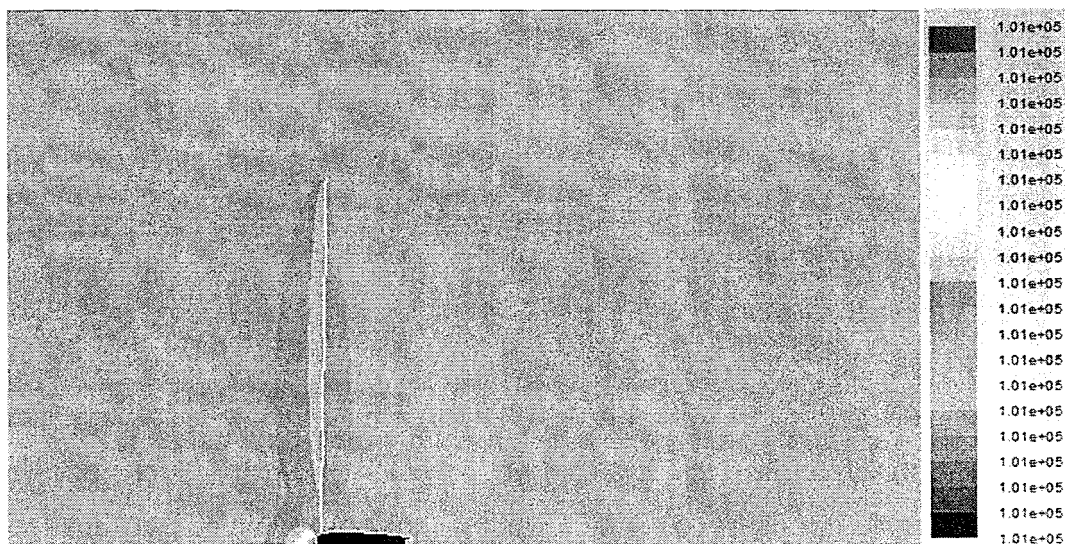


Figure 35 : Allure des contours de la pression pour une simulation réalisée avec le modèle de turbulence RNG k- $\epsilon$ , une vitesse de vent de 10m/s et une vitesse de rotation de 13 tours/minutes



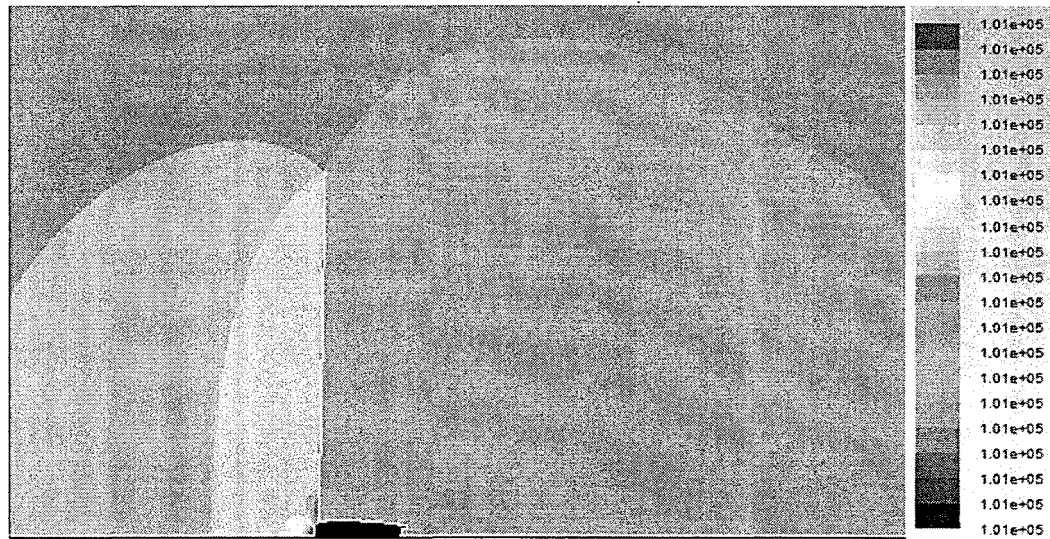


Figure 36 : Allure des contours de la pression pour une simulation réalisée avec le modèle de turbulence SST  $k-\omega$ , une vitesse de vent de 10m/s et une vitesse de rotation de 13 tours/minutes

#### 5.4.3 Observations de l'allure de la pression sur une ligne horizontale traversant le rotor

Afin d'observer plus clairement, la discontinuité de la pression à la traversée du rotor sur les simulations précédentes, une ligne de 40 m de long (20 m en amont et 20 m en aval du rotor) sera créée à 40 m au-dessus de la nacelle. Les valeurs de la pression sur cette ligne, pour chaque modèle de turbulence étudié, nous donnent les graphiques ci-dessous.

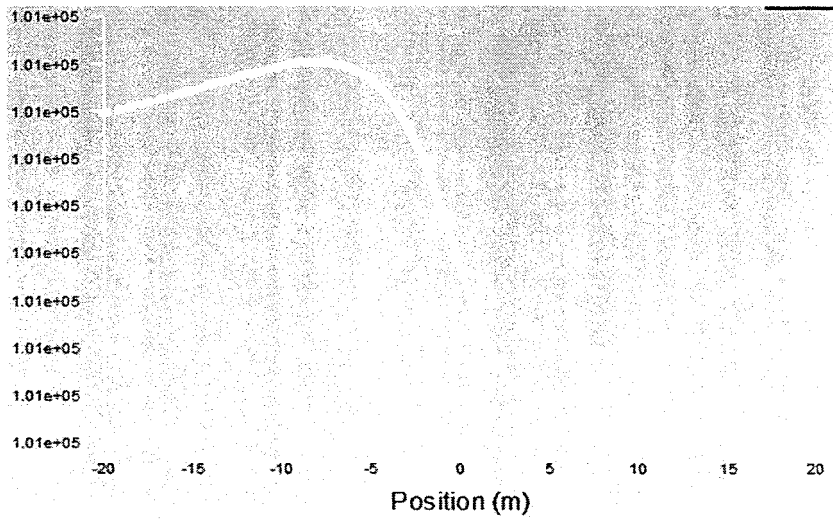


Figure 37 : Allure de la pression sur une ligne passant à 20m au-dessus de la nacelle pour une simulation réalisée avec le modèle de turbulence Standard k- $\epsilon$ , une vitesse de vent de 10m/s et une vitesse de rotation de 13 tours/minutes

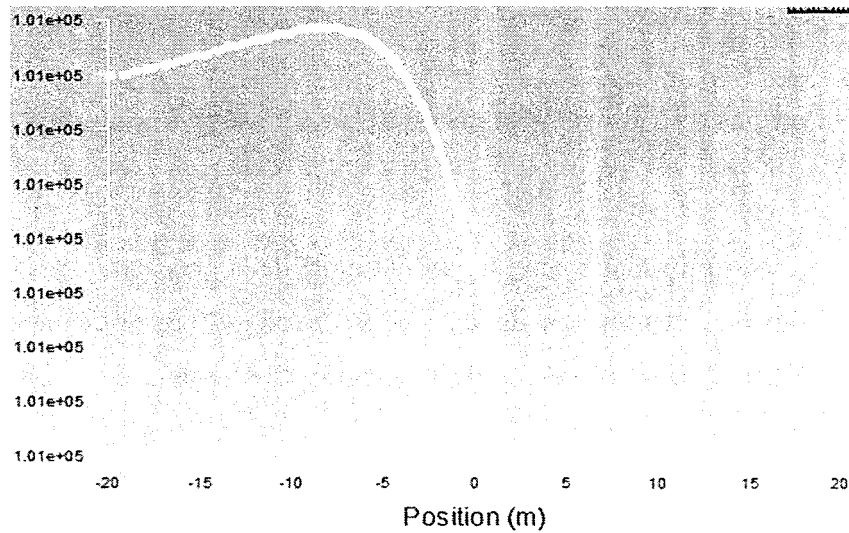


Figure 38 : Allure de la pression sur une ligne passant à 20m au-dessus de la nacelle pour une simulation réalisée avec le modèle de turbulence RNG k- $\epsilon$ , une vitesse de vent de 10m/s et une vitesse de rotation de 13 tours/minutes

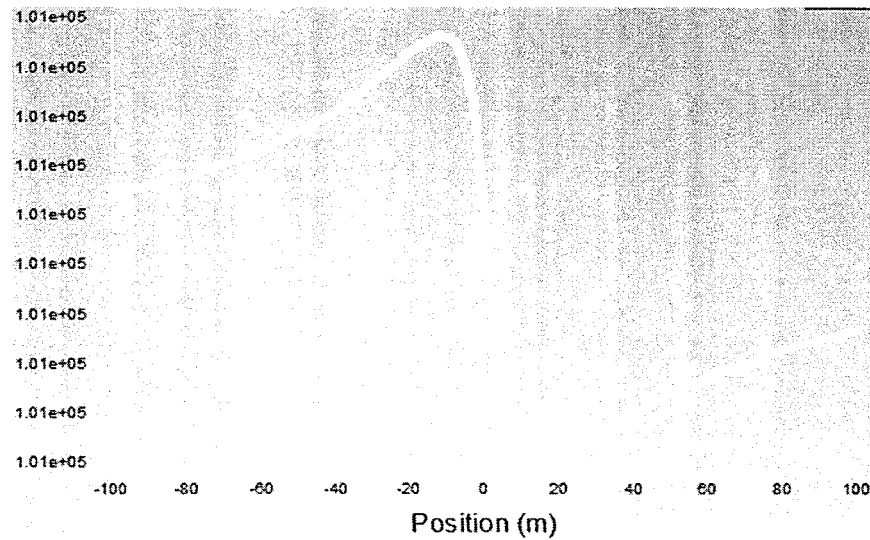


Figure 39 : Allure de la pression sur une ligne passant à 20m au-dessus de la nacelle pour une simulation réalisée avec le modèle de turbulence  $k-\omega$  SST, une vitesse de vent de 10m/s et une vitesse de rotation de 13 tours/minutes

On constate que ces allures montrent bel et bien une discontinuité tel que prédit par la théorie du disque actuateur.

#### 5.4.4 Observations des contours de vitesse

L'affichage des contours du domaine pour le module de la vitesse, pour les simulations précédentes, nous permet d'observer les discontinuités à la traversée du rotor et surtout la perturbation de l'écoulement après sa traversée du rotor.

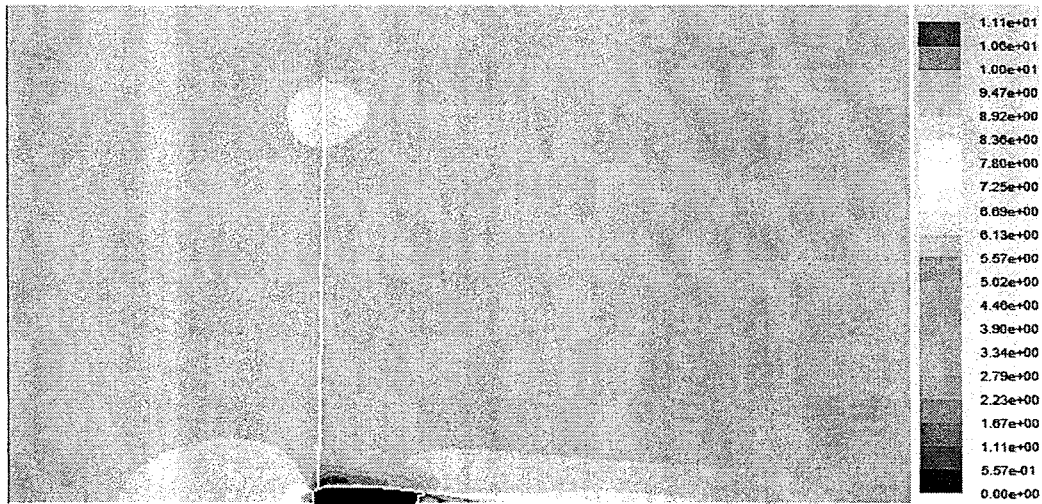


Figure 40 : Allure des contours de la vitesse pour une simulation réalisée avec le modèle de turbulence Standard  $k-\epsilon$ , une vitesse de vent de 10m/s et une vitesse de rotation de 13 tours/minutes

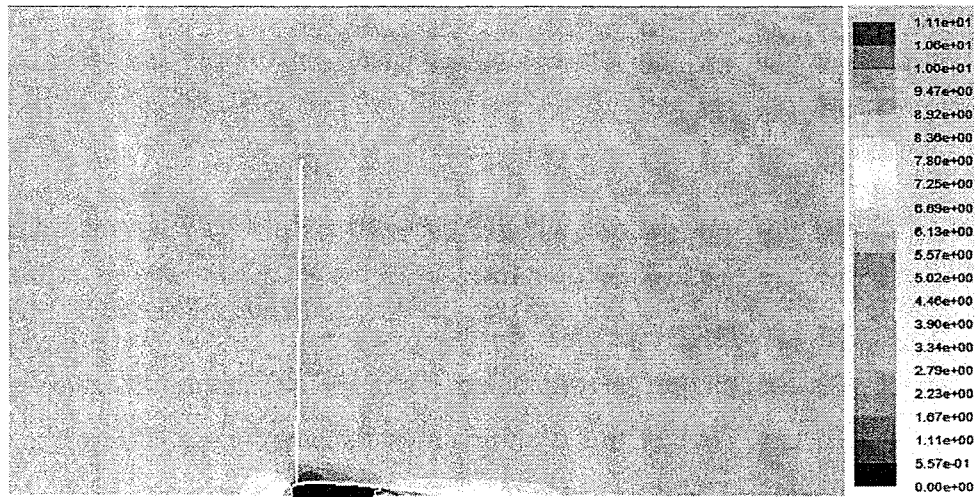


Figure 41 : Allure des contours de la vitesse pour une simulation réalisée avec le modèle de turbulence RNG  $k-\epsilon$ , une vitesse de vent de 10m/s et une vitesse de rotation de 13 tours/minutes

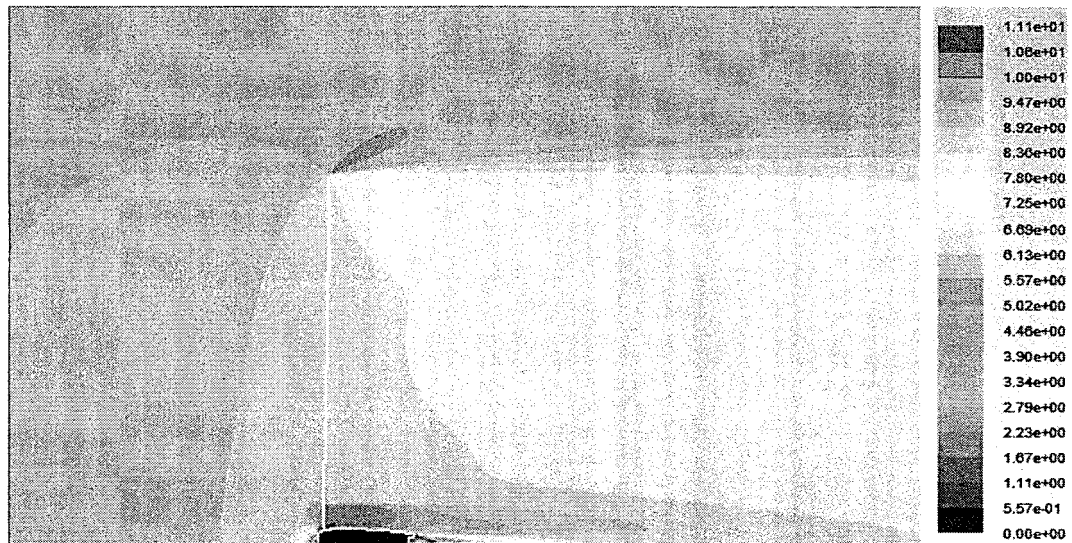


Figure 42 : Allure des contours de la vitesse pour une simulation réalisée avec le modèle de turbulence SST  $k-\omega$ , une vitesse de vent de 10m/s et une vitesse de rotation de 13 tours/minute

On constate que la perturbation de l'écoulement est plus importante quand l'on utilise le modèle de turbulence SST  $k-\omega$ .

#### **5.4.5 Observations de l'allure de la vitesse sur une ligne horizontale traversant le rotor**

Par analogie à l'observation de la pression sur la ligne horizontale du paragraphe 5.4.2, nous allons observer les valeurs de la vitesse sur la même ligne afin d'avoir une idée plus précise de la perturbation que subit l'écoulement à la traversée du rotor.

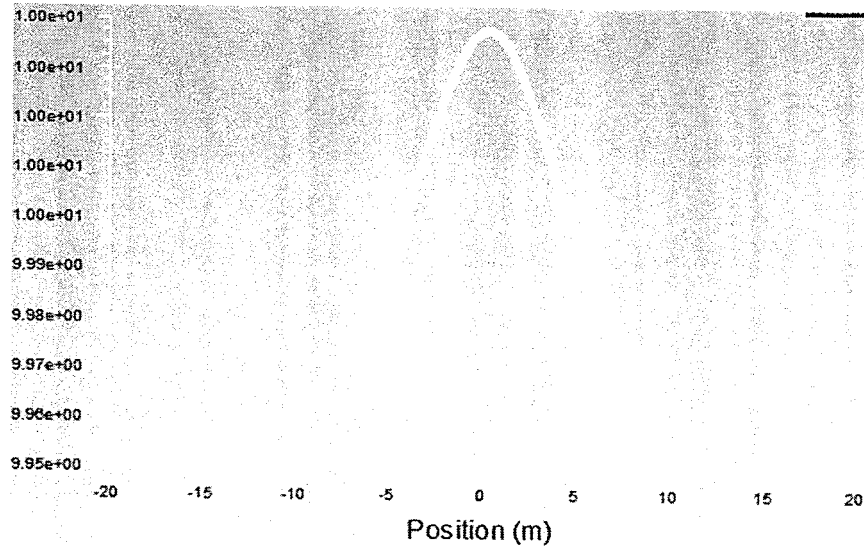


Figure 43 : Allure de la vitesse sur une ligne passant à 20m au-dessus de la nacelle pour une simulation réalisée avec le modèle Standard k- $\epsilon$ , une vitesse de vent de 10m/s et une vitesse de rotation de 13 tours/minutes

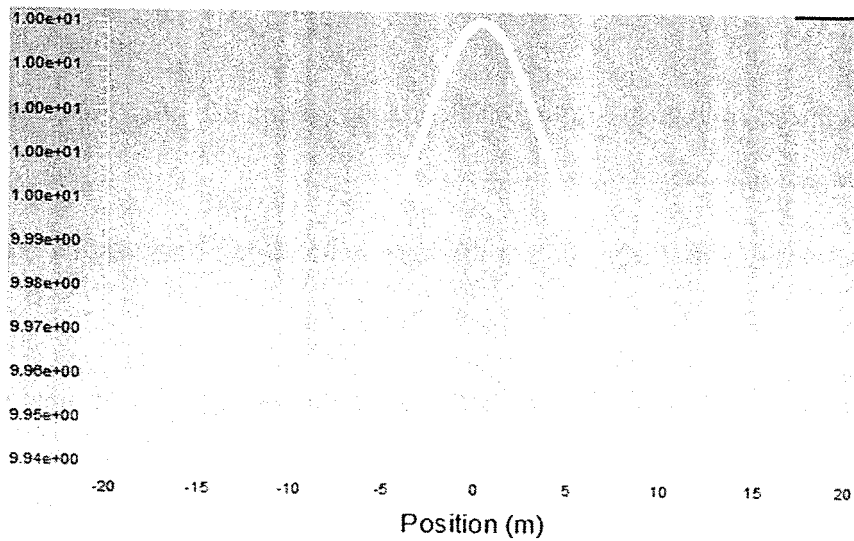


Figure 44 : Allure de la vitesse sur une ligne passant à 20m au-dessus de la nacelle pour une simulation réalisée avec le modèle de turbulence RNG k- $\epsilon$ , une vitesse de vent de 10m/s et une vitesse de rotation de 13 tours/minutes

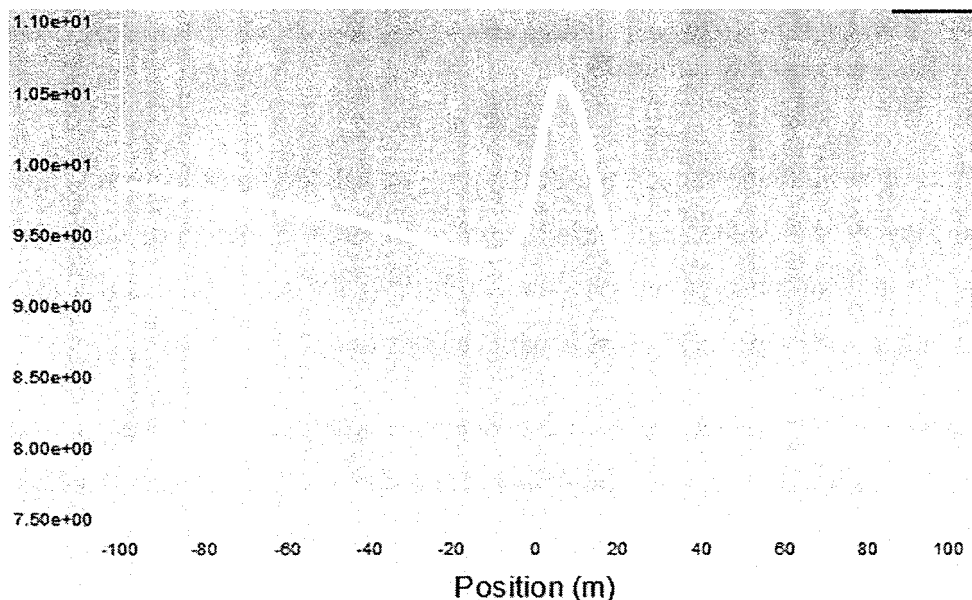


Figure 45 : Allure de la vitesse sur une ligne passant à 20m au-dessus de la nacelle pour une simulation réalisée avec le modèle de turbulence  $k-\omega$  SST, une vitesse de vent de 10m/s et une vitesse de rotation de 13 tours/minutes

On constate que les trois allures montrent un pic de la vitesse au niveau du rotor et que l'allure obtenue avec le modèle de turbulence  $k-\omega$  SST est proche de cette prédite par la théorie du disque actuateur.

Les simulations ont été réalisées pour plusieurs vitesses de vent avec des vitesses de rotation correspondantes afin de pouvoir établir la corrélation entre la vitesse de vent sur la nacelle NWS et la vitesse de vent non perturbé en face du rotor FSWS. Pour chacune de ses simulations, les allures des contours de pression et de vitesses, ainsi que les allures des lignes de pression et de vitesse sont identiques à celles observées ci-dessus.

#### 5.4.6 Détermination de la corrélation entre la vitesse de vent non-perturbée et la vitesse de vent sur la nacelle

Grâce à la méthode numérique développée et validée précédemment, nous sommes donc capables de déterminer la fonction de transfert entre la vitesse de vent non-perturbée et la vitesse de vent mesurée par l'anémométrie de la nacelle. Les résultats obtenus grâce aux simulations sont répertoriés dans le tableau ci-dessous :

Tableau 4 : Tableau récapitulatif des valeurs de vitesses obtenues par modélisation en fonction des valeurs de vitesses d'entrée pour les modèles de turbulence Standard k- $\epsilon$ , RNG k- $\epsilon$  et SST k- $\omega$ .

FSWS	NWS - Standard k- $\epsilon$	NWS – RNG k- $\epsilon$	NWS – SST k- $\omega$
4	3,89	3,94	4,17
7	6,8	6,85	7,21
10	9,72	9,79	10,3
13	12,4	12,6	13,2
16	15,2	14,8	15,9
20	19,2	19	20



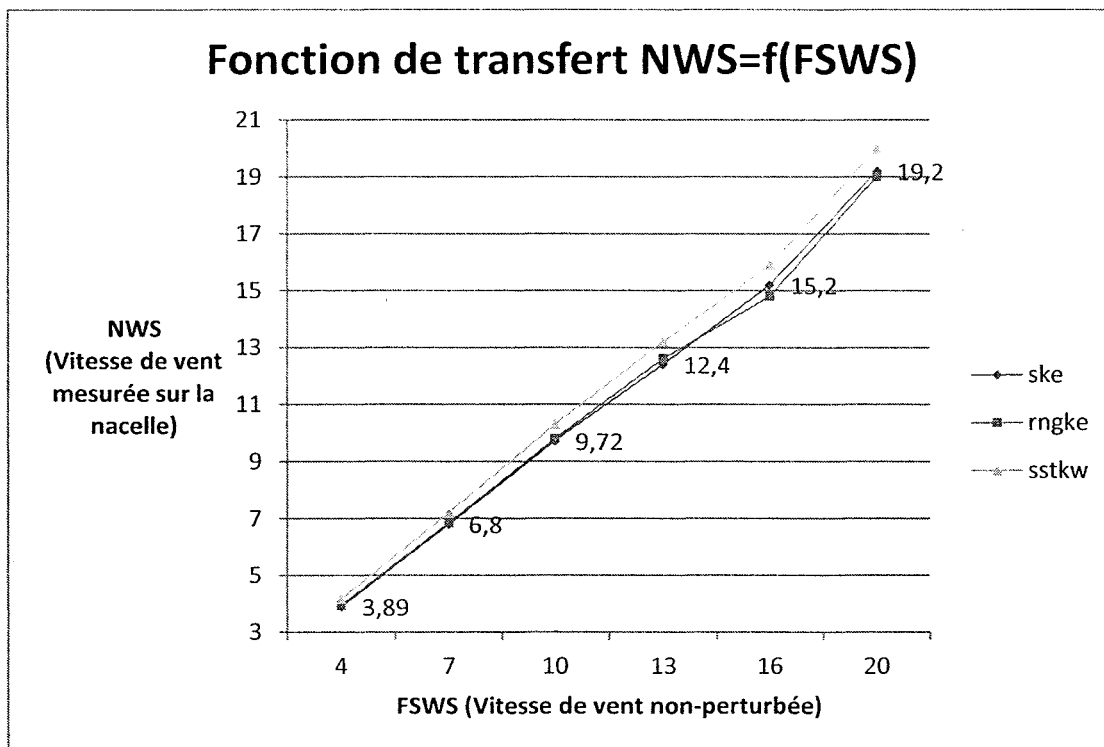


Figure 46 : Détermination numérique de la relation entre la vitesse du vent sur la nacelle en fonction de la vitesse du vent non perturbé

### 5.4.7 Conclusion

Comme dans le cas de la Vestas V47, nous constatons que les valeurs de vitesses de vent obtenues avec le modèle de turbulence SST  $k-\omega$  sont supérieures à celles obtenues pour les modèles de turbulence  $k-\epsilon$ . Toutefois, les valeurs issues de la modélisation SST  $k-\omega$  sont plus rapprochées des valeurs issues des modélisations  $k-\epsilon$  dans ce cas-ci. Cela peut s'expliquer de deux manières :

1. La précision avec laquelle le domaine a été construit et la connaissance exacte de la position de l'anémomètre situé sur la nacelle ou,
2. La géométrie de la nacelle de la Repower MM92

Dans notre cas, nous privilégierons la première hypothèse parce que les géométries des deux nacelles ne présentent pas de grandes différences.

## **5.5 DÉTERMINATION NUMÉRIQUE DE LA COURBE DE PUISSANCE DE L'ÉOLIENNE REPOWER MM92 : $P=f(\text{FSWS})$ .**

Dans ce paragraphe, nous allons, grâce aux résultats des simulations  $\text{NWS} = f(\text{FSWS})$  et à la courbe de puissance mesurée basée sur la vitesse de vent sur la nacelle  $P = f(\text{NWS})$  obtenue précédemment construire la courbe de puissance  $P = f(\text{FSWS})$ . Rappelons que la notation  $f$  utilisée dans  $\text{NWS} = f(\text{FSWS})$ ,  $P = f(\text{NWS})$  et  $f(\text{FSWS})$  désigne une fonction quelconque dans les 3 cas et que ces fonctions ne sont pas identiques. Ensuite nous comparerons cette nouvelle courbe de puissance à la courbe de puissance garantie fournie par Repower. Cette comparaison revêt un grand intérêt parce que la courbe de puissance fournie par le manufacturier Repower est garantie par conséquent elle est issue de multiples tests poussés.

### **5.5.1 Détermination des valeurs intermédiaires de vitesse de vent non perturbé**

La simulation numérique afin de déterminer la corrélation  $\text{NWS} = f(\text{FSWS})$  a été effectuée pour un nombre limité de vitesses de vent, à savoir : 4m/s, 7 m/s, 10 m/s, 13 m/s, 16 m/s et 20m/s. Afin de déterminer les valeurs intermédiaires de vitesses de vent non perturbé, nous utiliserons une simple formule d'interpolation linéaire du premier ordre (Taylor-Young) :

$$f(x) = y_a + (x - x_a) \frac{(y_b - y_a)}{(x_b - x_a)}$$

Avec 
$$\begin{cases} y_a = f(x_a) \\ y_b = f(x_b) \\ x_a < x < x_b \end{cases}$$

Cette technique, nous permet de compléter les valeurs suivantes :

Tableau 5 : Tableau présentant les valeurs de vitesses FSWS interpolées en fonction des valeurs obtenues par modélisations

FSWS	NWS – standard ke	NWS – RNG ke	NWS – SST kw
4	3,89	3,94	4,17
5	4,86	4,91	5,18333333
6	5,83	5,88	6,19666667
7	6,8	6,85	7,21
8	7,77333333	7,83	8,24
9	8,74666667	8,81	9,27
10	9,72	9,79	10,3
11	10,61333333	10,72666667	11,26666667
12	11,50666667	11,66333333	12,23333333
13	12,4	12,6	13,2
14	13,33333333	13,33333333	14,1
15	14,26666667	14,06666667	15
16	15,2	14,8	15,9
17	16,20000000	15,85000000	16,92500000
18	17,20000000	16,90000000	17,95000000
19	18,20000000	17,95000000	18,97500000
20	19,2	19	20

Les valeurs en couleur rouge représentent les valeurs obtenues par modélisation.

### 5.5.2 Détermination de l'équation des courbes de puissances $P = f(NWS)$

Pour les courbes de puissance, il n'est pas possible de trouver une fonction les décrivant avec précision. Pour palier à ce problème, nous déterminerons des fonctions de tendance polynomiale par portion en utilisant les outils du tableur Excel. Pour illustrer cette technique, étudions le cas de la courbe de puissance mesurée du secteur 270-360 degrés représentée sur la figure ci-dessous. La courbe est scindée en trois portions :

1. 4m/s à 7.5m/s
2. 7.5m/s à 13m/s
3. 13m/s à 16.5m/s.

Nous obtenons ainsi, trois différentes équations sur ces intervalles avec un coefficient de détermination  $R=0.999$ .

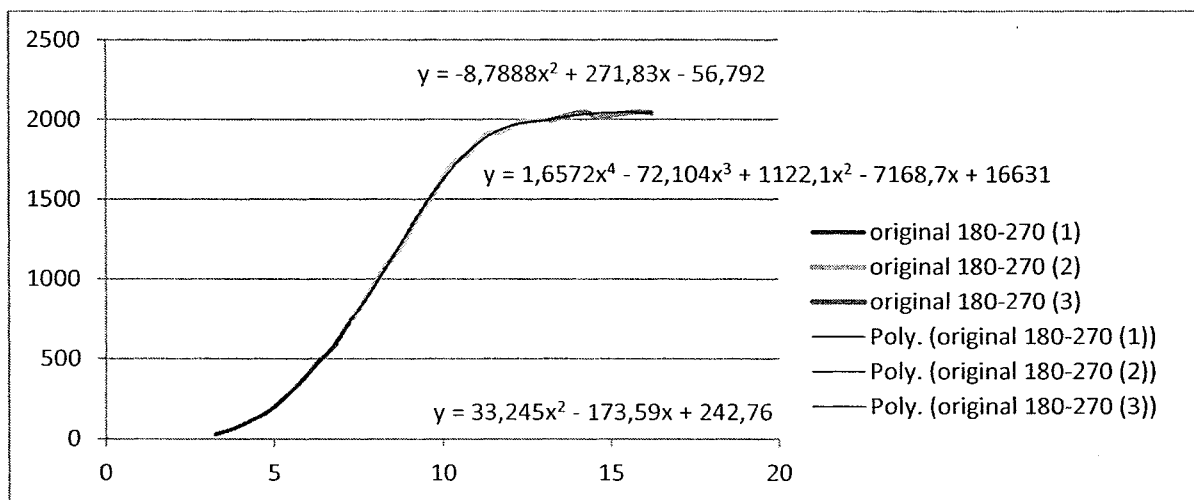


Figure 30 : Détermination de l'équation de la courbe de puissance mesurée dans le secteur 270-360

### 5.5.3 Comparaison des courbes de puissances $P = f(\text{FSWS})$

#### 5.5.3.1 Secteur 0-90 degrés

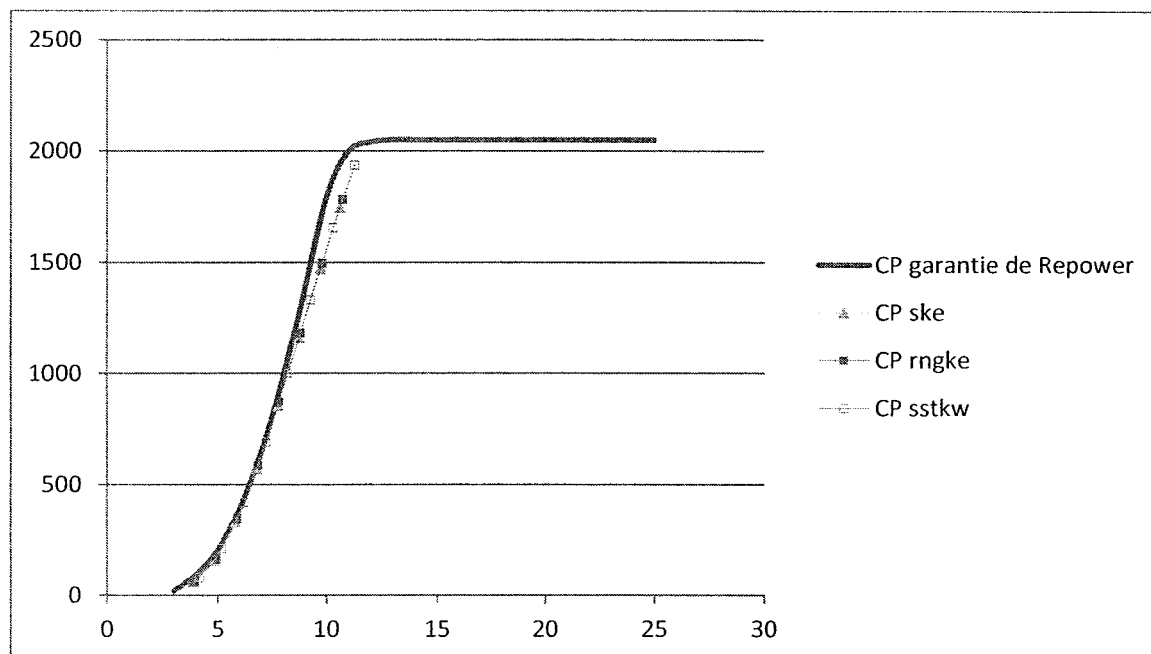


Figure 31 : Représentations des courbes de puissances  $P=f(\text{FSWS})$  garantie, Standard k- $\epsilon$ , RNG k- $\epsilon$  et SST k- $\omega$  pour le secteur 0-90 degrés

Tableau 6 : Tableau récapitulatif des différences relatives entre les courbes de puissance modélisées et la courbe de puissance garantie pour le secteur 0-90 degrés

$V_{\text{FSWS}}$ (m/s)	$P_{\text{Garantie}}$ (W)	$P_{\text{Standard k-}\epsilon}$ (W)	$\Delta P_{\text{Standard k-}\epsilon}$ (%)	$P_{\text{RNG k-}\epsilon}$ (W)	$\Delta P_{\text{RNG k-}\epsilon}$ (%)	$P_{\text{SST k-}\omega}$ (W)	$\Delta P_{\text{SST k-}\omega}$ (%)
4	94	60,13	29,96	62,89	29,78	78,88	30,12
5	205	157,27	16,99	164,60	15,59	208,33	12,87
6	391	334,34	6,97	345,29	6,35	418,26	5,15
7	645	572,78	3,60	586,39	3,38	687,52	3,86
8	979	855,07	5,34	872,43	5,40	1000,21	6,87

9	1375	1161,72	8,86	1182,07	9,05	1330,11	10,64
10	1795	1473,98	12,13	1496,15	12,34	1655,01	10,85
11	2000	1749,47	8,92	1782,89	8,29	1935,58	3,73

### 5.5.3.2 Secteur 90-180 degrés

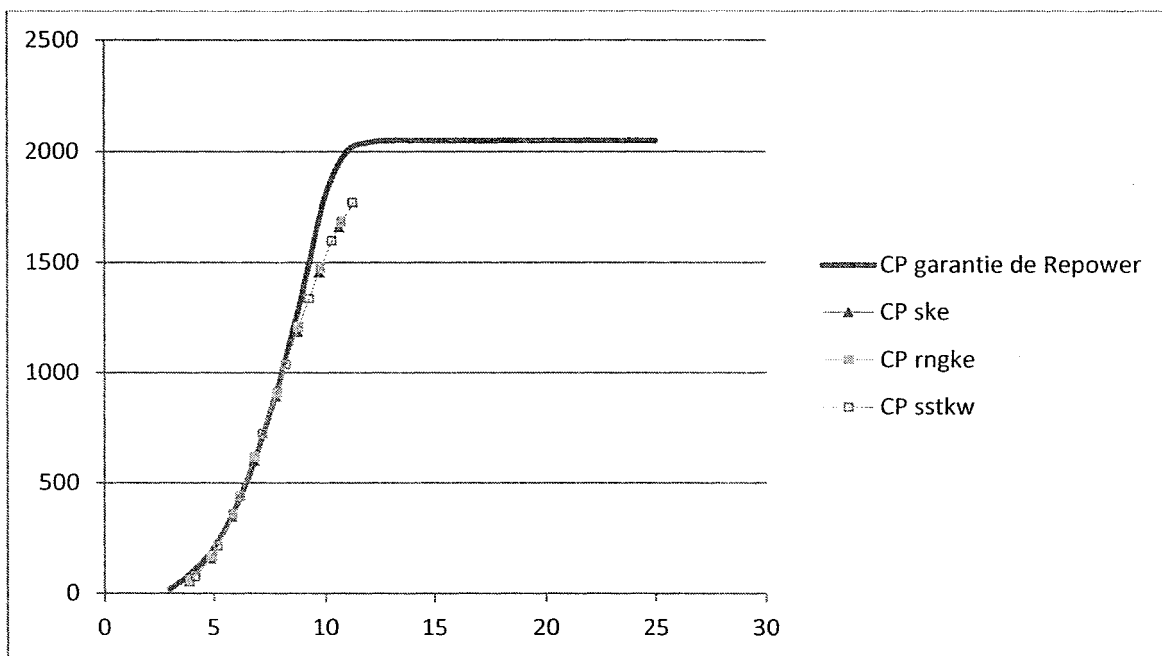


Figure 32: Représentations des courbes de puissances  $P=f(\text{FSWS})$  garantie, Standard  $k-\epsilon$ , RNG  $k-\epsilon$  et SST  $k-\omega$  pour le secteur 90-180 degrés

Tableau 7 : Tableau récapitulatif des différences relatives entre les courbes de puissance modélisées et la courbe de puissance garantie pour le secteur 90-180 degrés

$V_{FSWS}$ (m/s)	$P_{Garanti}$ $e$ (W)	$P_{Standard\ k-\epsilon}$ (W)	$\Delta P_{Standard\ k-\epsilon}$ (%)	$P_{RNG\ k-\epsilon}$ (W)	$\Delta P_{RNG\ k-\epsilon}$ (%)	$P_{SST\ k-\omega}$ (W)	$\Delta P_{SST\ k-\omega}$ (%)
4	94	57,87	32,60	60,34	32,62	75,69	32,94
5	205	157,86	16,68	165,73	15,01	212,88	10,97
6	391	349,10	2,86	360,90	2,11	439,26	0,38
7	645	603,01	1,48	617,27	1,71	722,23	0,99
8	979	892,02	1,25	909,29	1,40	1034,29	3,70
9	1375	1186,46	6,92	1205,12	7,28	1336,92	10,18
10	1795	1457,46	13,11	1475,28	13,56	1595,92	14,04
11	2000	1660,84	13,53	1682,35	13,46	1768,80	12,03

### 5.5.3.3 Secteur 180-270 degrés

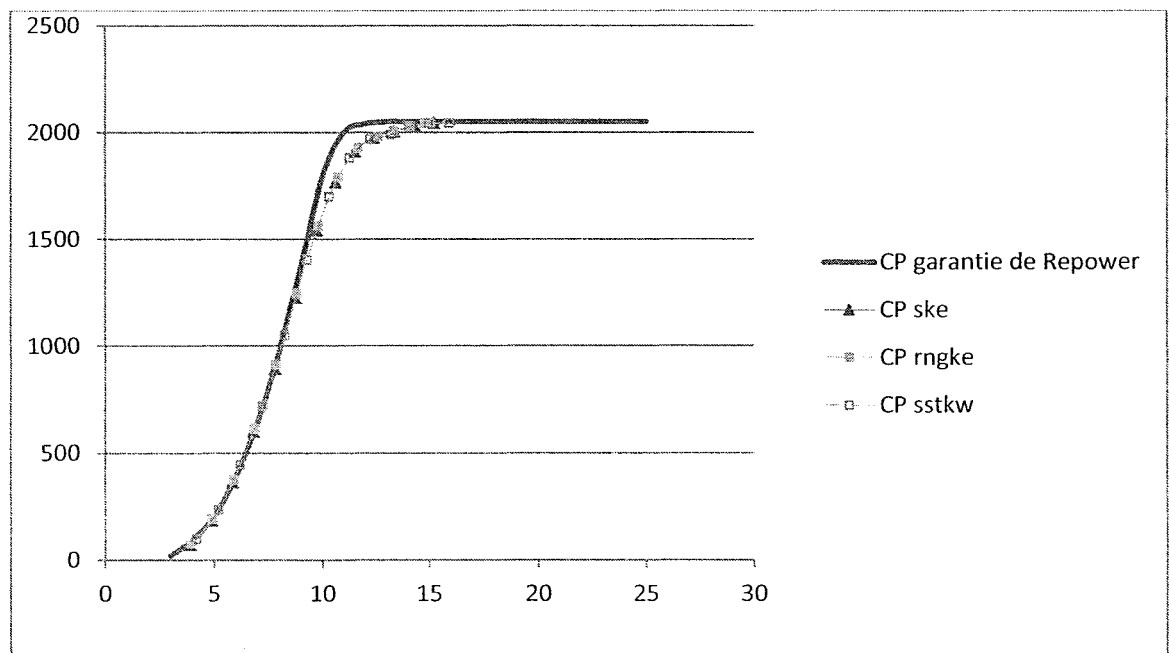


Figure 33 : Représentations des courbes de puissances  $P=f(FSWS)$  garantie, Standard k- $\epsilon$ , RNG k- $\epsilon$  et SST k- $\omega$  pour le secteur 180-270 degrés

Tableau 8 : Tableau récapitulatif des différences relatives entre les courbes de puissance modélisées et la courbe de puissance garantie pour le secteur 180-270 degrés

$V_{FSWS}$ (m/s)	$P_{Garantie}$ (W)	$P_{Standard\ k-}$ (W)	$\Delta P_{Standard\ k-}$ (%)	$P_{RNG\ k-}$ (W)	$\Delta P_{RNG\ k-}$ (%)	$P_{SST\ k-}$ (W)	$\Delta P_{SST\ k-}$ (%)
4	94	70,78	17,57	75,11	16,13	97,21	13,87
5	205	184,61	2,56	192,17	1,46	236,45	1,11
6	391	360,99	0,45	371,77	0,84	443,95	0,68
7	645	599,92	0,96	613,93	1,16	719,72	0,64
8	979	892,75	1,17	910,94	1,22	1048,46	2,38
9	1375	1224,63	3,93	1246,56	4,09	1401,69	5,83
10	1795	1541,87	8,08	1562,29	8,47	1697,64	8,56
11	2000	1767,89	7,96	1790,72	7,88	1880,35	6,48
12	2040	1910,20	5,45	1926,52	4,94	1966,96	3,69
13	2050	1973,95	3,43	1980,06	3,22	1988,81	2,99
14	2050	2004,90	2,20	2004,90	2,20	2028,45	1,05
15	2050	2032,20	0,87	2027,64	1,09	2042,91	0,35
16	2050	2044,19	0,28	2040,93	0,44	2043,14	0,33



## 5.5.3.4 Secteur 270-360 degrés

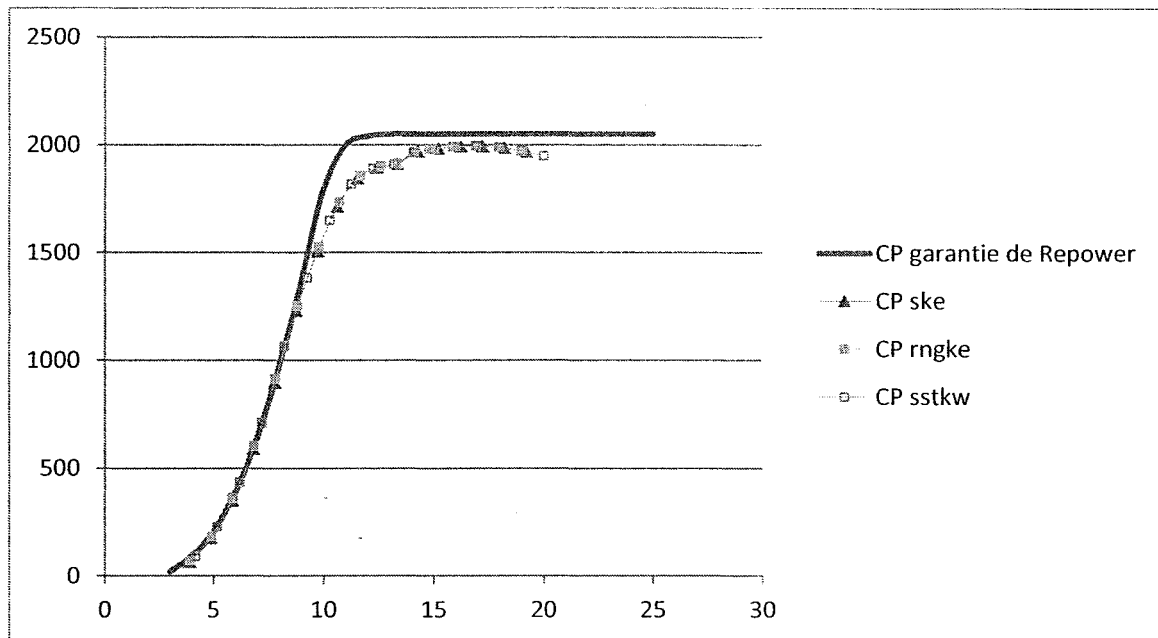


Figure 34 : Représentations des courbes de puissances  $P=f(\text{FSWS})$  garantie, Standard k- $\epsilon$ , RNG k- $\epsilon$  et SST k- $\omega$  pour le secteur 270-360 degrés

Tableau 9 : Tableau récapitulatif des différences relatives entre les courbes de puissance modélisées et la courbe de puissance garantie pour le secteur 270-360 degrés

$V_{\text{FSWS}}$ (m/s)	$P_{\text{Garantie}}$ (W)	$P_{\text{Standard k-}\epsilon}$ (W)	$\Delta P_{\text{Standard k-}\epsilon}$ (%)	$P_{\text{RNG k-}\epsilon}$ (W)	$\Delta P_{\text{RNG k-}\epsilon}$ (%)	$P_{\text{SST k-}\omega}$ (W)	$\Delta P_{\text{SST k-}\omega}$ (%)
4	94	63,96	25,51	68,12	23,94	89,46	20,74
5	205	175,15	7,55	182,62	6,35	226,49	5,28
6	391	350,58	2,45	361,36	1,98	433,62	1,66
7	645	590,25	0,66	604,35	0,42	710,88	0,60
8	979	895,33	0,88	915,08	0,77	1064,54	0,88
9	1375	1230,41	3,47	1248,35	3,96	1380,48	7,25
10	1795	1505,71	10,24	1524,28	10,69	1648,63	11,20
11	2000	1713,49	10,79	1734,51	10,77	1815,98	9,68
12	2040	1842,34	8,81	1856,44	8,39	1889,66	7,48

13	2050	1895,03	7,29	1899,70	7,15	1909,30	6,86
14	2050	1912,20	6,72	1912,20	6,72	1964,07	4,19
15	2050	1967,65	4,02	1963,33	4,23	1980,58	3,39
16	2050	1983,31	3,25	1977,50	3,54	1990,23	2,92
17	2050	1991,92	2,83	1989,87	2,93	1992,87	2,79
18	2050	1992,07	2,83	1992,92	2,78	1986,64	3,09
19	2050	1983,77	3,23	1986,64	3,09	1971,51	3,83
20	2050	1967,00	4,05	1971,03	3,85	1947,50	5,00

#### 5.5.4 Détermination des courbes de puissances $P = f(\text{FSWS})$

Nous remarquons que :

1. Les secteurs 180-270 degrés et 270-360 degrés sont celles qui présentent le plus de données, et ils sont par conséquent les plus représentatifs.
2. Dans chacun des cas, la différence relative est maximale pour la vitesse de démarrage qui est 4 m/s. Elle est de 18% pour le secteur 180-270 degrés et de 26% pour le secteur 270-360 degrés.
3. Lorsqu'on retire la vitesse de démarrage, qui est sujet à des phénomènes transitoires, la différence maximale observée est de 8.5% pour le secteur 180-270 degrés et de 11% pour le secteur 270-360 degrés. Les courbes de puissances mesurée et évaluées se superposent.
4. Toujours en éliminant la vitesse de démarrage, on constate que les plus grands écarts de différences relatives se situent autour de 10 m/s.

Au-delà de la vitesse de 17 m/s, nous commençons à observer les effets d'autorégulation : le décrochage aérodynamique.

Finalement, nous pouvons conclure que les courbes de puissance  $P = f(\text{FSWS})$  déterminées s'approchent de la courbe de puissance garantie et représentent une bonne

approximation pour chacun des trois modèles de turbulence étudiés. De plus les courbes déterminées ont une allure plus réaliste.



## CONCLUSION GÉNÉRALE

Nous avons présenté dans ce document un outil permettant de déterminer la relation entre la vitesse du vent en face du rotor et la vitesse de vent en un point situé sur la nacelle, et d'une manière simple de modéliser le passage du vent à travers un rotor.

Pour ce faire, nous avons modélisé le rotor avec la théorie du disque actuateur, la théorie de l'élément de pale nous a ensuite permis de déterminer les forces agissant sur le disque actuateur. L'écoulement quant à lui a été modélisé par les équations de Navier-Stokes moyennées afin de simplifier les calculs. À des fins de comparaisons, différents modèles de turbulence ont été testés à savoir le Standard  $k-\varepsilon$ , le RNG  $k-\varepsilon$  et le SST  $k-\omega$ . Une autre hypothèse simplificatrice très importante que nous avons utilisée et celle de la symétrie axiale, qui nous a permis de faire une étude basée sur un domaine en utilisant une représentation 2D de celui-ci. Ainsi, notre modèle théorique étant construit, nous avons utilisé les logiciels ICEM-CFD et Fluent d'ANSYS pour respectivement la construction/maillage du domaine et la simulation proprement dite.

Les résultats de nos simulations ont été validés grâce à l'application de cette méthode sur une turbine éolienne Vestas V47 ayant été utilisée précédemment par le NREL pour valider la technique de l'anémométrie de la nacelle. Ensuite nous avons poussé nos tests plus loin en effectuant une validation expérimentale. Elle a consisté en la détermination de la courbe de puissance mesurée en utilisant l'anémomètre de la nacelle d'une turbine éolienne de type Repower MM92 située au Site Nordique d'Expérimentation en Énergie Éolienne (SNEEC). La méthode décrite dans ce document a ensuite été utilisée

afin de prédire la courbe de puissance de cette éolienne en fonction des vitesses de vent en face du rotor. Les résultats obtenus, nous permettent de conclure que cette technique permet de modéliser efficacement le passage du vent à travers un rotor en prenant en compte la géométrie de la nacelle. Cette technique présente l'avantage d'être simple, bon marché et fiable.

Le choix d'un modèle de turbulence approprié pour l'application de cette méthode étant crucial, l'étude effectuée entre les différents modèles de turbulence choisis nous permet de déduire que :

- Les modèles de turbulences Standard  $k-\varepsilon$ , RNG  $k-\varepsilon$  et SST  $k-\omega$  sont utilisables pour cette méthode et donnent des résultats satisfaisants.
- Le modèle Standard  $k-\varepsilon$  est néanmoins celui qui fournit les meilleures valeurs de vitesse.
- Le modèle SST  $k-\omega$  quant à lui, est celui qui convient le mieux pour l'étude du sillage.

De plus, les possibilités d'application sont très nombreuses :

- Détermination de la position la plus adéquate pour l'anémomètre,
- Détermination de la fonction de transfert entre la vitesse de vent sur la nacelle et la vitesse de vent non-perturbée,
- Étude des phénomènes de sillage dans un parc donné
- Validation ou détermination de la courbe de puissance d'une turbine éolienne,
- Plus besoin d'une tour de mesure, et ainsi on réalise des économies substantielles,

## RECOMMANDATIONS

1. La technique décrite dans ce document est recommandée pour les turbines éoliennes de grande taille.
2. L'anémomètre situé sur la nacelle doit être en face de la partie cylindrique du rotor et non en face de la partie profilée.

## ANNEXES

### 1 CONFIGURATION DE FLUENT

#### 1.1 CHARGEMENT DU MAILLAGE

##### 1.1.1 Importation de la géométrie

Pour commencer la simulation il faut importer le fichier (\*.msh) généré sous Gambit.

##### File -> Read -> Mesh

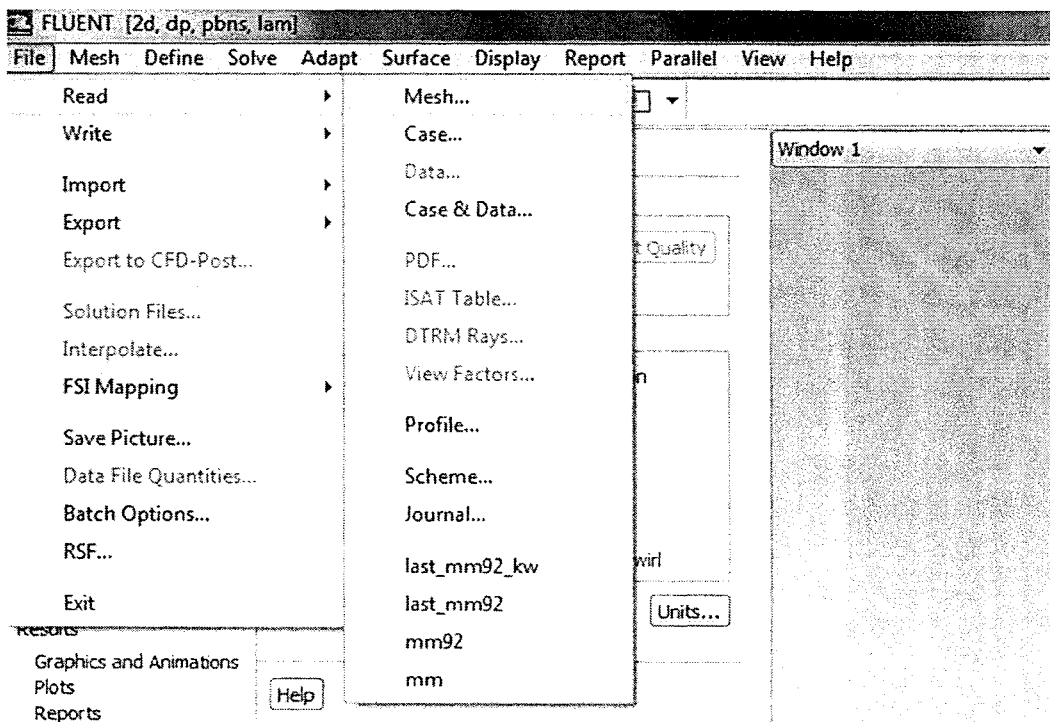


Figure 35: Importation du maillage dans Fluent

##### 1.1.2 Vérification du maillage



Ceci permet de vérifier si le maillage importé ne contient pas d'erreurs ou de volumes négatifs.

### Mesh -> Check

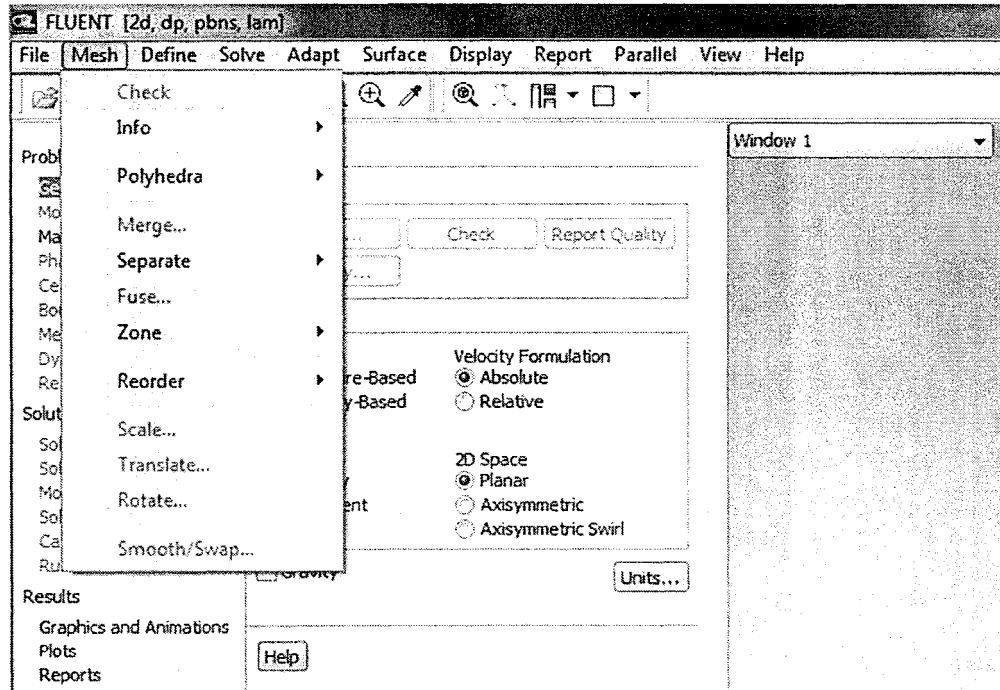


Figure 36: Vérification du maillage par Fluent

### 1.1.3 Lissage du maillage

Pour s'assurer de la qualité du maillage, il est pratique de lisser le maillage, cliquez sur le bouton Smooth puis sur le bouton Swap. Répétez jusqu'à ce que Fluent affiche que zéro face soit « Swapped ».

### Mesh -> Smooth/Swap

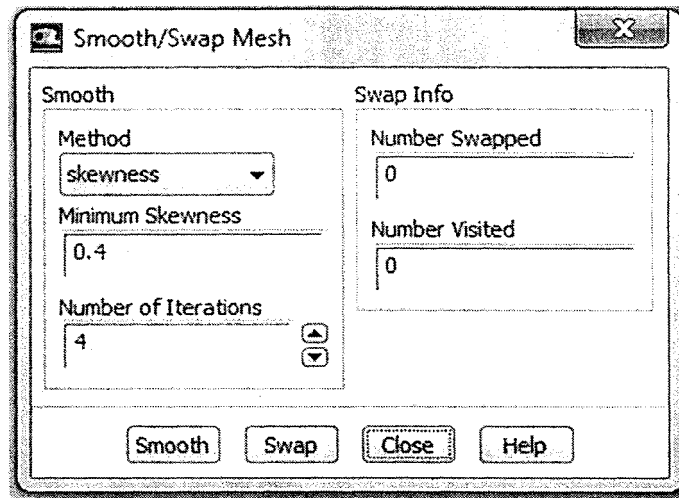


Figure 37: Lissage du maillage par Fluent

#### 1.1.4 Réorganisation des cellules du maillage

Pour s'assurer de la rapidité et de l'exactitude des calculs, il est primordial de réorganiser les cellules. Répétez cette action jusqu'à ce que **FLUENT** affiche un ratio égal à 1.

**Mesh -> Reorder -> Domain**

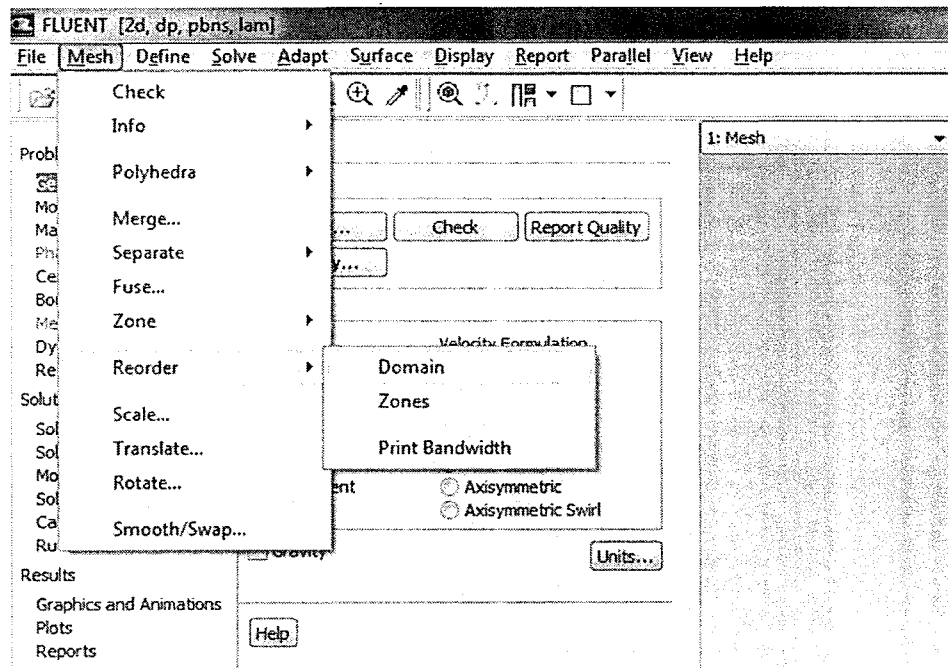


Figure 38: Réorganisation des cellules du maillage par Fluent

*Après l'importation de la géométrie, Fluent peut afficher un avertissement concernant l'aspect axisymétrique de la géométrie. Cela est dû au fait que le solveur par défaut n'est pas axisymétrique donc il faudrait reconfigurer le solveur.*

## 1.2 DÉFINITION DES PARAMÈTRES DE BASE DE L'ÉCOULEMENT

### 1.2.1 Choix du modèle de solveur

Cette étape permet de choisir le modèle de solveur axisymétrique.

**Define -> General**

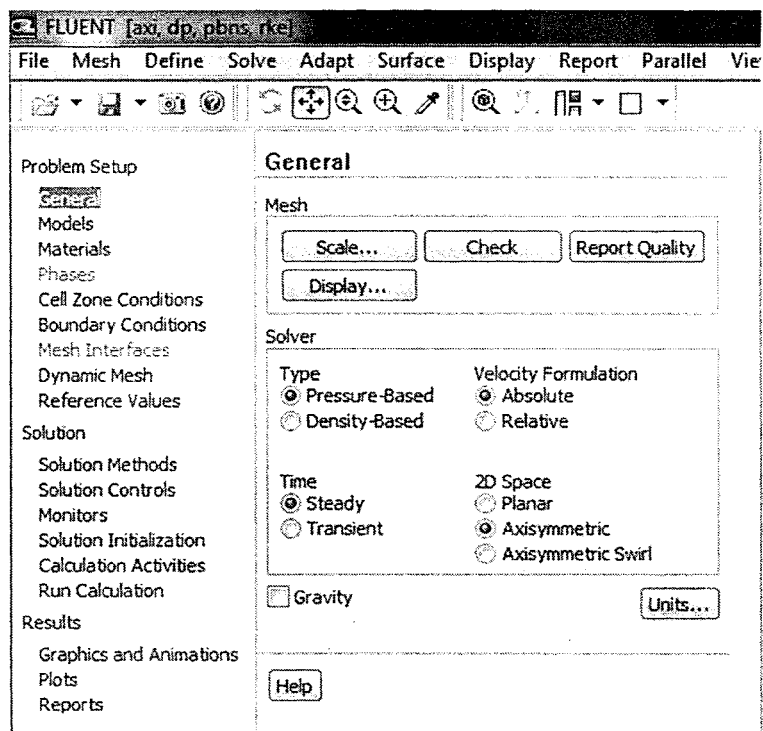


Figure 39: Choix du modèle de solveur par Fluent

### 1.2.2 Choix des matériaux

Dans notre cas, le matériel est l'air. C'est aussi le matériel par défaut dans Fluent. Il n'est donc pas nécessaire d'en modifier la configuration.

**Define -> materials**

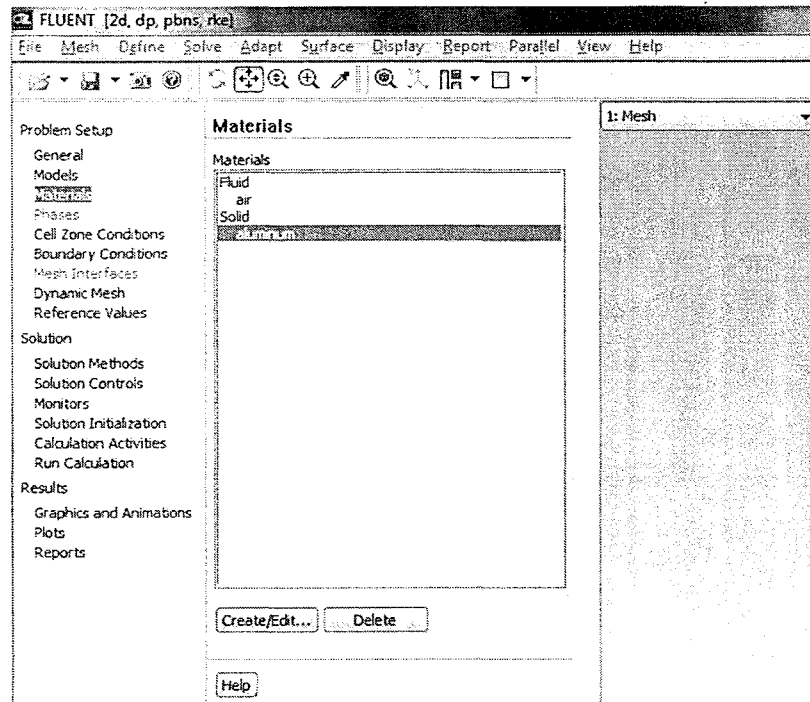


Figure 40: Configuration du matériel (air) dans Fluent

### 1.2.3 Configuration des conditions extérieures de simulation

On configure dans cette fenêtre, les paramètres environnementaux tels que la force de gravité et la pression atmosphérique.

**Define -> Operating Conditions**

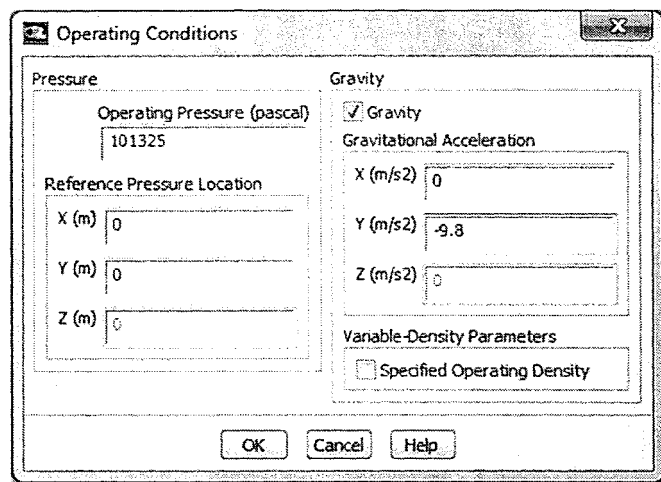


Figure 41: Configuration des conditions extérieures de simulation dans Fluent

### 1.3 CHOIX DU MODÈLE DE TURBULENCE

Cette étape permet de choisir le modèle de turbulence. Notre étude concerne deux modes de turbulences.

**Define -> models -> Viscous**

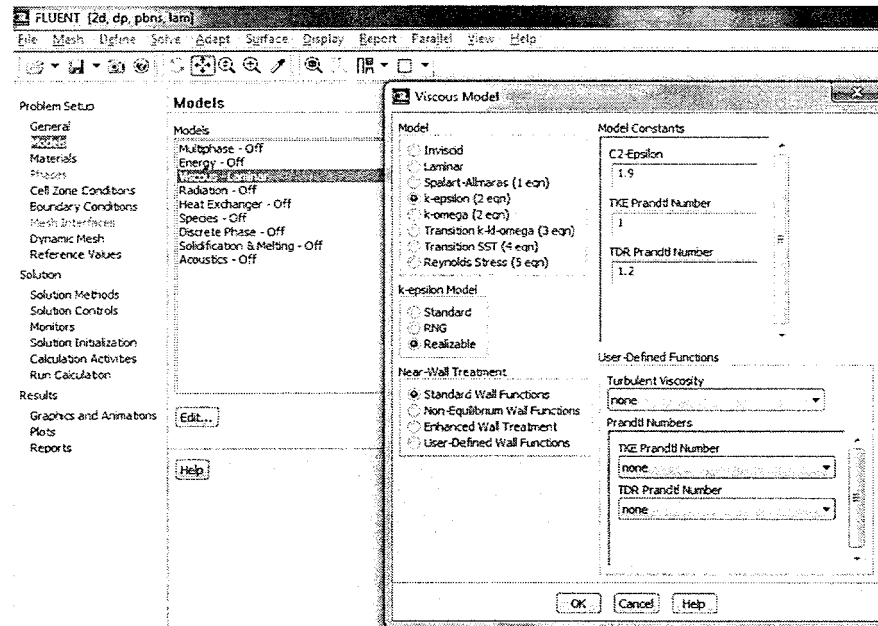


Figure 42: Choix du modèle de turbulence  $k-\epsilon$  Realizable dans Fluent

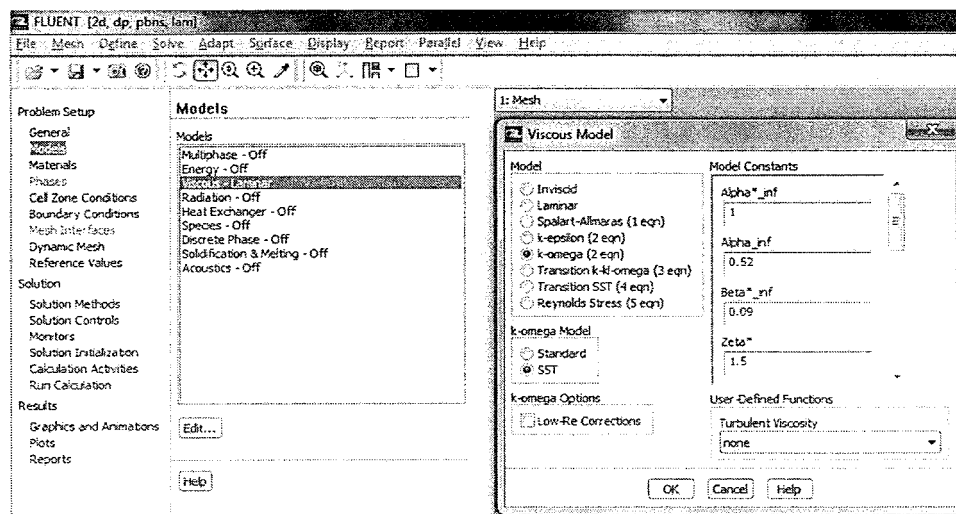


Figure 43: Choix du modèle de turbulence  $k-\omega$  SST dans Fluent

## 1.4 CONDITIONS AUX LIMITES

Afin de pouvoir lancer les calculs, nous devons configurer les conditions aux limites. Il s'agit de l'entrée du domaine (Velocity Intlet) et du rotor (Fan). Pour les parois de la nacelle (Wall), la sortie du domaine (Outflow), l'axe de symétrie (Axis) et le haut du domaine (Symmetry) aucune configuration n'est nécessaire.

### Define -> Boundary Conditions

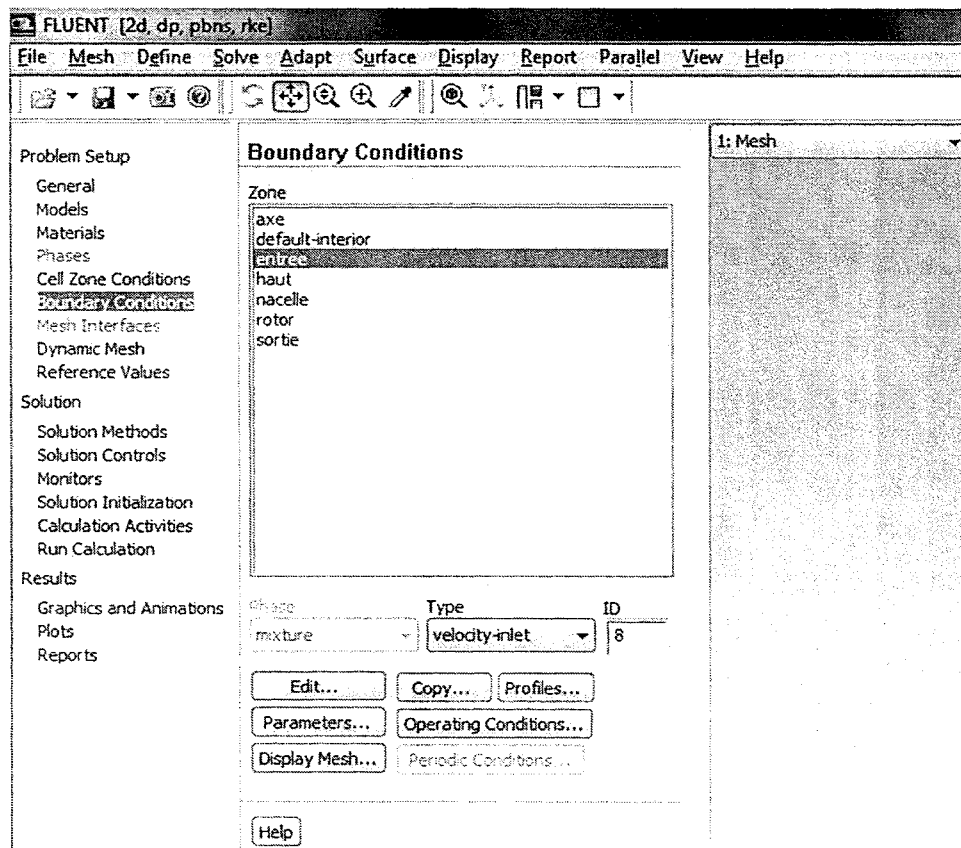


Figure 44: Fenêtre des conditions limites dans Fluent

#### 1.4.1 L'entrée : Velocity Intlet



Notre champ de vitesse à l'entrée est un champ constant et unidimensionnel (écoulement suivant OX). Selon le modèle de turbulence choisi, nous devons aussi définir les valeurs de  $k$  et  $\varepsilon$  ou  $\omega$ . Pour ce faire nous allons évaluer ces paramètres selon un profil logarithmique :

$$u^* = \frac{KU_\infty}{\ln\left(\frac{H_{hub} + Z_0}{Z_0}\right)}$$

On obtient alors nos constantes d'après les formules suivantes :

$$k = \frac{u^{*2}}{\sqrt{C_\mu}}$$

Équation 30: Formule de détermination du paramètre de turbulence  $k$

$$\varepsilon = \frac{u^{*3}}{K(Z + Z_0)}$$

Équation 31: Formule de détermination du paramètre de turbulence  $\varepsilon$

$$\omega = \frac{\varepsilon}{kC_\mu}$$

Équation 32: Formule de détermination du paramètre de turbulence  $\omega$

Où,  $K$  : Constante de Von Karman (0,42)

$C_\mu$  : Une des constantes du modèle  $k$ - $\varepsilon$  (0,0333)

$Z_0$  : Rugosité du sol (0,05m)

$U_{\infty}$  : La vitesse de référence

$H_{hub}$  : La hauteur de référence. C'est la hauteur ou la vitesse est égale à la vitesse de référence.

$U^*$  : La vitesse de friction

Z : hauteur a laquelle on souhaite avoir les constantes décrivant la turbulence.

Pour une vitesse d'entrée de 13m/s, et des paramètres de turbulences dépendant de nos valeurs de références on aura la fenêtre suivante dans Fluent :

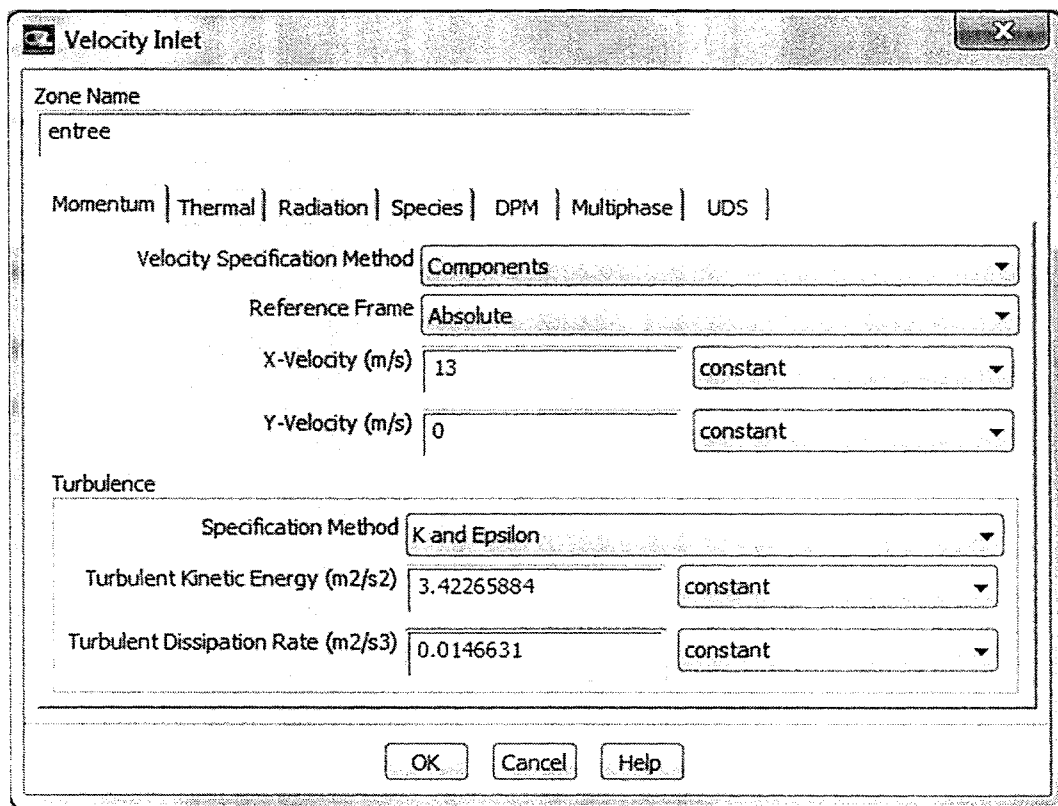


Figure 45: Configuration de l'entrée du domaine dans Fluent

### 1.4.2 Le rotor : Fan

Pour le rotor, nous allons faire appel à la fonction « User Defined » que nous avons décrite précédemment. Pour interpréter la fonction on clique sur :

**Define -> User-Defined -> Functions -> Interpreted**

On entre ensuite le chemin du fichier écrit en C de la fonction puis on clique sur Interpret. Une ligne apparaîtra dans la fenêtre principale de Fluent avec le résultat de la compilation.

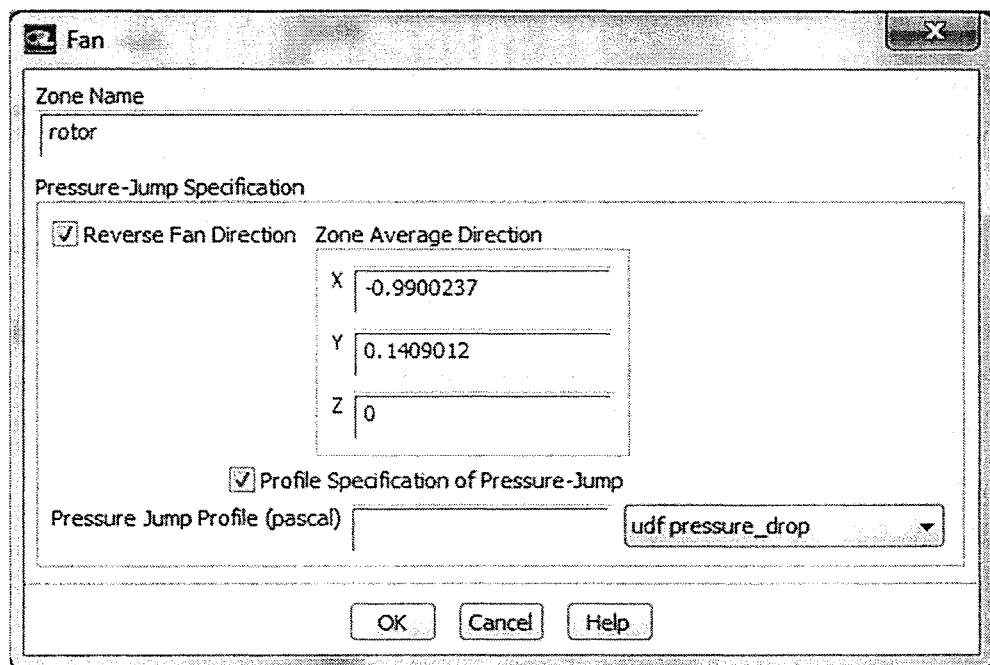


Figure 46: Configuration du rotor dans Fluent

La case « **Reverse Fan Direction Zone Average Direction** » permet de définir si notre rotor fonctionne comme un ventilateur ou en pale de turbine éolienne. La seule manière de savoir si nous devons cocher cette case est d'observer les résultats de notre simulation. Si au lieu d'observer une chute de pression à la traversée du rotor, on obtient une hausse de la pression alors on doit refaire la simulation et changer l'état de cette case.

## 1.5 PARAMÉTRAGE DES RÉSULTATS

Cette étape vise à définir les schémas de discrétisation, la précision voulue pour nos résultats et les limites des constantes de turbulence.

### 1.5.1 Schémas de discrétisation

#### **Solve -> Methods**

Fluent, nous permet de choisir les schémas de discrétisations qui seront utilisés pour faire la simulation. Dans notre cas le schéma STANDARD qui est le schéma par défaut. Il donne une bonne précision pour les écoulements avec de faibles gradients de pression normaux à la surface près des frontières. Pour le moment et les paramètres de turbulence, le schéma Quick (Quadratic Upwind Interpolation) sera utilisé ; ce schéma est recommandé pour les simulations avec un maillage quad/hexa et hybrides, des écoulements rotating/swirling et est précis à l'ordre 3 sur un maillage régulier.

Enfin, le schéma de discrétisation SIMPLE (Semi Implicit Method for Pressure Linked Equations) sera choisi pour le couplage pression-vitesse à cause de sa simplicité et de sa robustesse. La configuration sera comme indiqué ci-dessous :

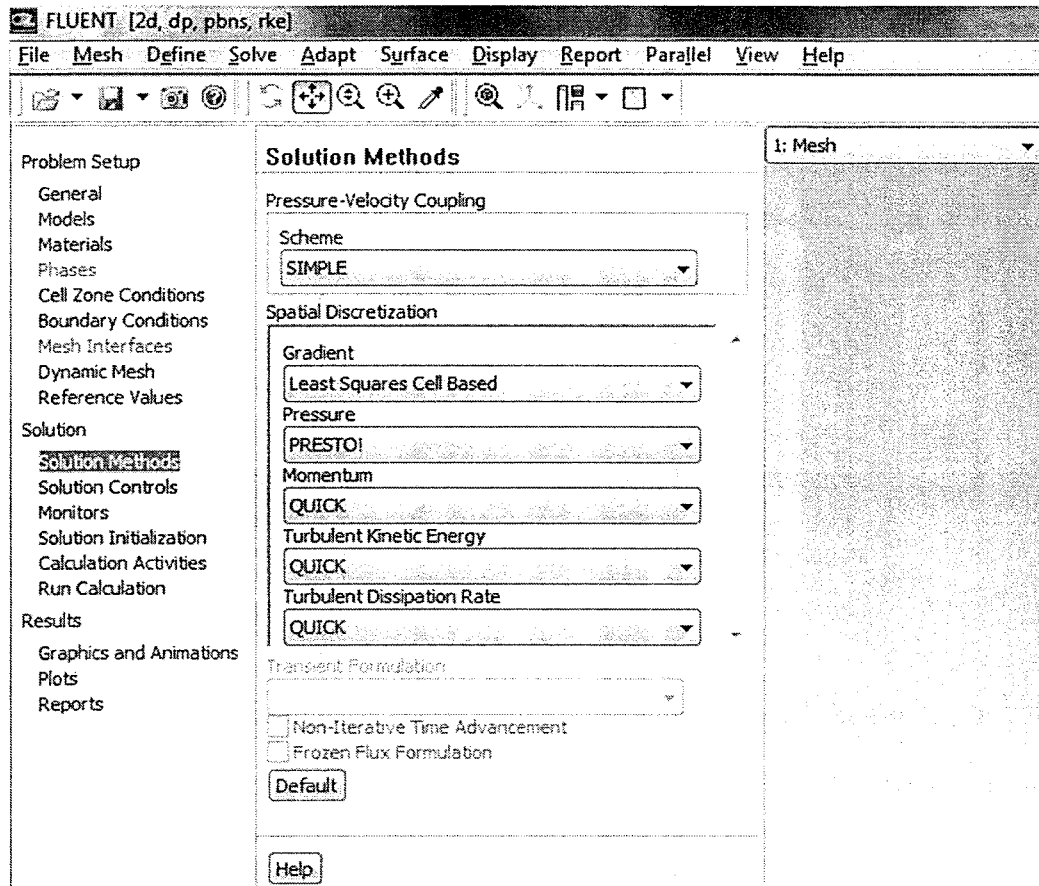


Figure 47: Choix des algorithmes de calculs de Fluent

### 1.5.2 Limites de la solution

Fluent nous permet également de choisir des limites pour certaines valeurs afin d'accélérer la convergence. Par défaut le ratio de la viscosité de turbulence est à 105, mais nous l'augmenterons jusqu'à  $10^7$  parce que l'écoulement est soumis à de fortes turbulences autour de la nacelle. Augmenter la limite de turbulence, rendra notre simulation plus réaliste.

**Solve -> Controls -> Limits**

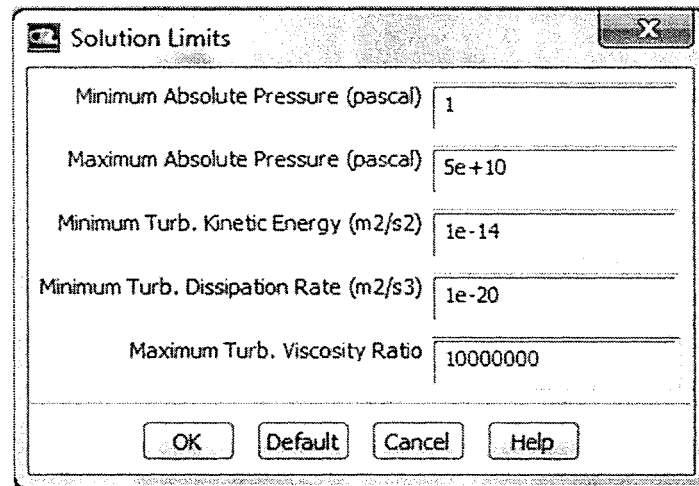


Figure 48: Choix des limites de solution de Fluent

### 1.5.3 Limite des résidus

#### **Solve -> Monitors -> Residual**

La précision par défaut dans Fluent est de  $10^{-3}$ . La solution est déclarée convergente si la moyenne des résidus de la continuité, des RANS et des équations de turbulence est en dessous de  $10^{-4}$ . Dans notre cas nous pousserons les calculs de nos résidus jusqu'à  $10^{-6}$  afin d'avoir des résultats plus précis et d'être sûr de la convergence de notre simulation. La précision sera bonne et la simulation prendra plus de temps, mais c'est une nécessité pour les simulations de ce type. Toutefois atteindre une précision de  $10^{-6}$  est parfois impossible.

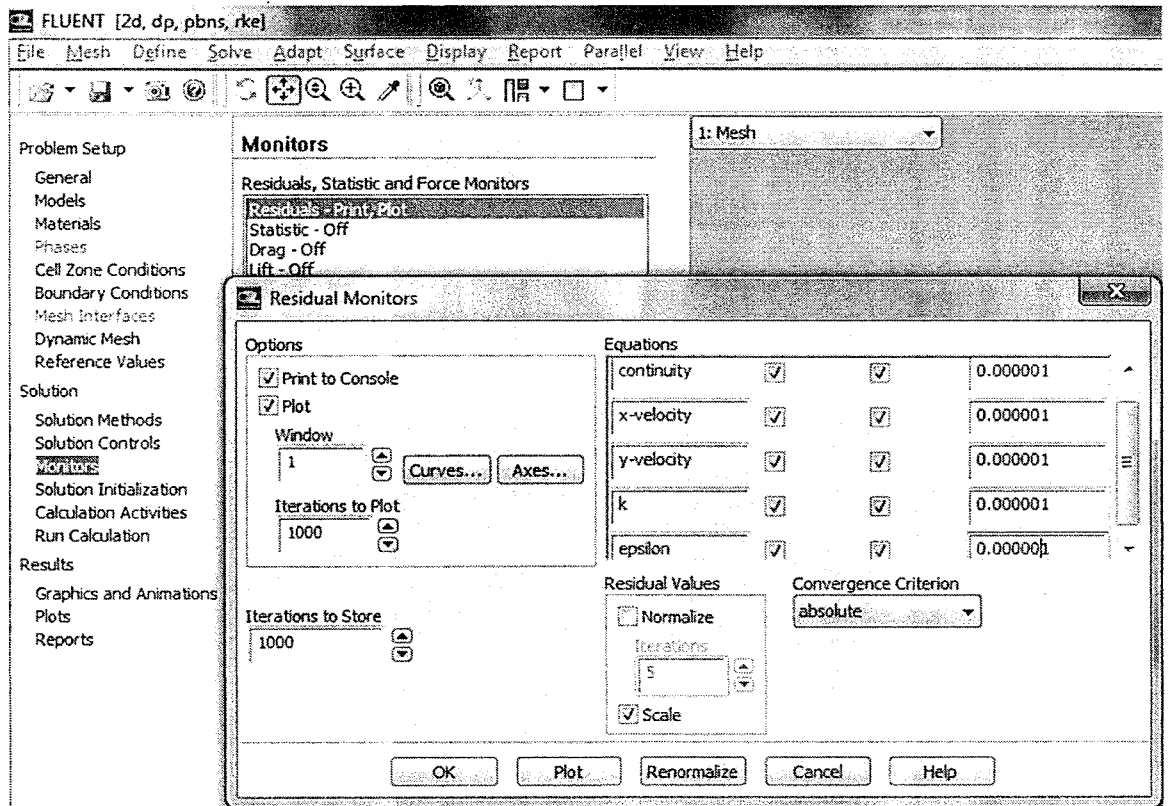


Figure 49: Choix de la précision des résultats de Fluent

*La case Plot cochée nous permet d'observer l'évolution des résidus (convergence) en temps réel.*

## 1.6 INITIALISATION

Avant de lancer les calculs, la valeur des cellules de notre maillage doit être initialisée. Pour ce faire on clique sur :

### **Solve -> Initializarion**

Sur cette fenêtre d'initialisation, l'entrée doit être sélectionnée dans la liste « Compute From ». Cela accélère la convergence. Les valeurs initiales sont

automatiquement les valeurs choisies lors de la configuration des conditions limites. Il faut ensuite cliquer sur INIT pour initialiser la simulation.

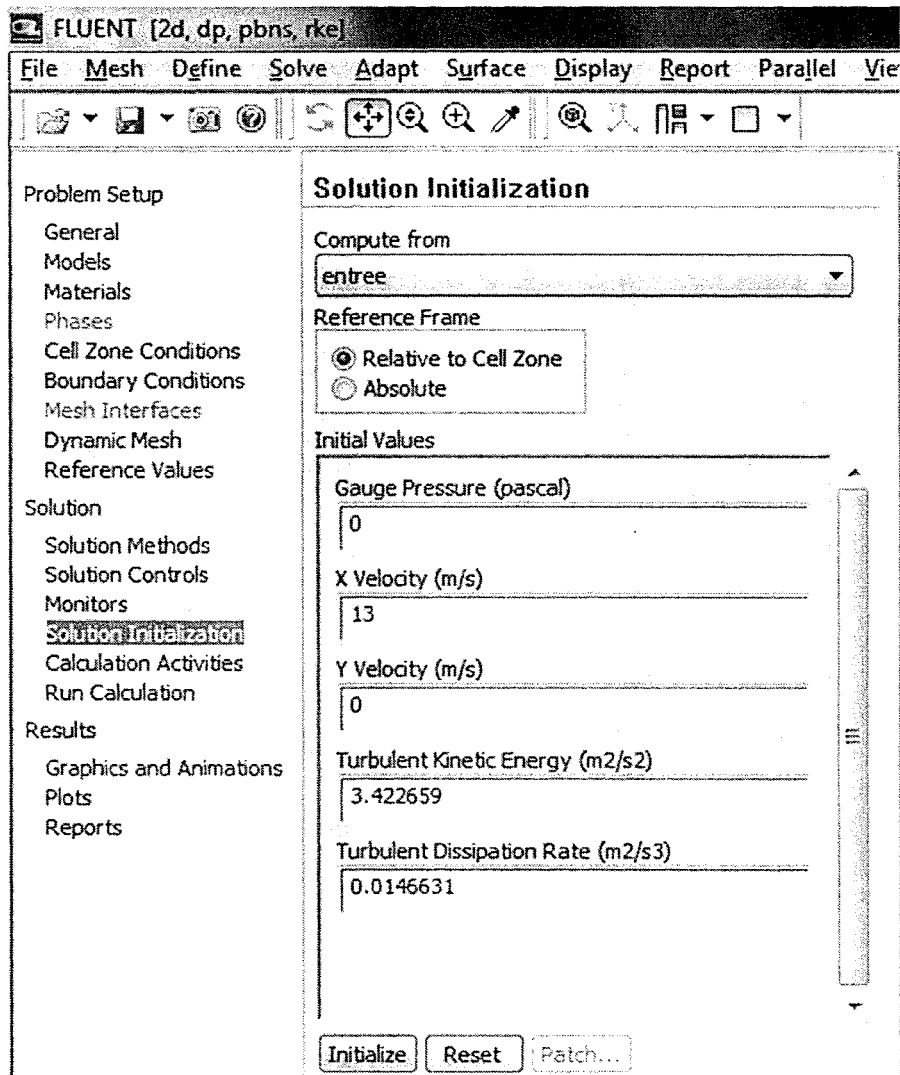


Figure 50: Initialisation des calculs de Fluent

Une fois l'initialisation faite, l'onglet : **Solve -> Run Calculation (Iterate)** devient actif. Un clic sur cet onglet affiche la fenêtre suivante :



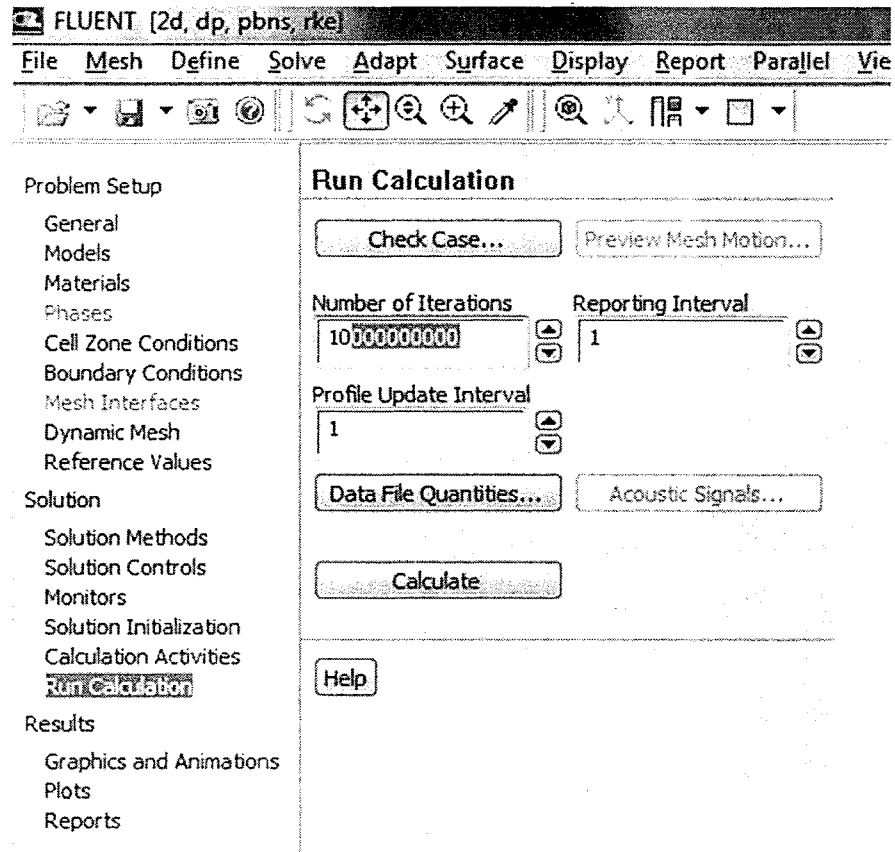


Figure 51: Fenêtre de lancement des calculs et choix du nombre d'itérations de Fluent

Il est conseillé d'inscrire dans cette fenêtre un nombre d'itérations très élevé ; Fluent arrêtera les calculs si et seulement si la convergence ou atteint le nombre d'itérations inscrit est atteint.

On lance la simulation en cliquant sur le bouton **Calculate (ITERATE)** de cette fenêtre.

## RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] Michel Charron, Division des sciences et de la technologie – Service d’information et de recherche parlementaires; l’énergie turbulente : avantages et inconvénients de l’énergie éolienne ; Bibliothèque du parlement du CANADA, 6 juillet 2005
- [2] CanWEA. Association canadienne de l’énergie éolienne <http://www.canwea.ca>. Consulté le 29 juin 2010
- [3] Robert L. Bradley Jr., Renewable Energy: Not Cheap, Not “Green”, Cato Policy Analysis No. 280, Cato Institute, Washington, 12 août 1997, p. 2.
- [4] CanWEA. La CanWEA soutient que l’énergie éolienne ne produit aucune pollution dans A powerful Choice ([http://www.canwea.ca/downloads/en/PDFS/CanWEA\\_brochure.pdf](http://www.canwea.ca/downloads/en/PDFS/CanWEA_brochure.pdf)). Consulté le 29 juin 2010
- [5] International Council for Local Environmental Initiatives (ICLEI), FAQs about Wind Power (<http://www.greenpowergovs.org/wind/FAQs.html>). 7 Décembre 2009
- [6] Christian Masson, Arezki Smaïli, On the rotor effects upon Nacelle Anemometry for Wind Turbines, Canada Research Chair on the Aerodynamics of Wind (2002)
- [7] Dahlberg, J. A. and al. Is the nacelle mounted anemometer an acceptable option in performance testing, European Wind Energy Conference, (1999)

- [8] Wiki Éolienne, étude théorique d'une éolienne  
[http://eolienne.f4jr.org/eolienne\\_etude\\_theorique](http://eolienne.f4jr.org/eolienne_etude_theorique). Consulté le 1er juillet 2009
- [9] Dimitri Kuzmin, CFD Introduction, Institute of Applied Mathematics University of Dortmund
- [10] International Norm IEC 61400-12-1, 1re Edition, 2005-12, Part 12-1: Power performance measurements of electricity producing wind turbines
- [11] Sten Frandsen, Jens N.Sørensen, Robert Mikkelsen, Troels F. Pedersen, Ioannis Antoniou, Kurt Hansen, The generics of wind turbine nacelle anemometry, Risø National Laboratory, Technical University of Denmark
- [12] Europe's Premier Wind Energy Event  
[http://www.ewec2009proceedings.info/allfiles/281\\_EWEC2009presentation.ppt](http://www.ewec2009proceedings.info/allfiles/281_EWEC2009presentation.ppt). Consulté le 2 février 2010
- [13] Martin O. L. HANSEN, Aerodynamics of Wind Turbine, Second Edition, Earthscan (2008)
- [14] Vestas Wind Systems A/S, V47-660 kW with OptiTip® and OptiSlip®, Vestas (2000)
- [15] D. FEDALA, Manuel de maillage sous Gambit et de simulation sous Fluent-applications, Arts et Metiers ParisTech 2007
- [16] FLUENT inc., FLUENT 6.3 User's guide, September 2006
- [17] Étienne Bibor, Validation de la technique d'anémométrie à la nacelle en terrain complexe, (2005)

- [18] B. Smith, H. Link, G. Randall, T. McCoy, Applicability of Nacelle Anemometer Measurements for Use in Turbine Power Performance Tests, NREL National Renewable Energy Laboratory, May 2002 - NREL/CP-500-32494
- [19] GH WindFarmer, GH WindFarmer Report City of Summerside Wind Plant Summerside\_4xV90\_ReducedNoiseOperation\_281008.wow, GH WindFarmer, 28 October 2008
- [20] Smaili, A., Masson, C., Aerodynamic Analysis of Rotor-Nacelle Interactions for Wind Turbines, The tenth Annual Conference of the CFD Society of Canada, June 9 -11, 2002, Windsor, Ontario
- [21] Voller Vaughan R, Basic Control Volume Finite Element Methods for Fluids and Solids, Paperback (04-2009)
- [22] Université de Poitiers, La Modélisation axisymétrique, Exercices I-DEAS Projets de Simulation  
[http://www.iutp.univ-poitiers.fr/COURS-DOCS/docu/ideas/SDRCHelp/LANG/French/tutorials/pdf/FE\\_AXI.PDF](http://www.iutp.univ-poitiers.fr/COURS-DOCS/docu/ideas/SDRCHelp/LANG/French/tutorials/pdf/FE_AXI.PDF). Consulté le 24 octobre 2009
- [23] The Windpower, [www.windpower.net](http://www.windpower.net). Consulté le 14 août 2009
- [24] Danish Wind Industry Association, [www.windpower.org](http://www.windpower.org). Consulté le 14 août 2009
- [25] C. Hirsch, Numerical Computation of Internal and External Flows. Vol. I and II. John Wiley & Sons, Chichester, 1990.

- [26] Rozenn Wagner\*, Ioannis Antoniou, Søren M. Pedersen, Michael S. Courtney and Hans E. Jørgensen, The Influence of the Wind Speed Profile on Wind Turbine Performance Measurements, (2008)
- [27] Joachim Peine, Peter Schaumann, Stephan Barth. Wind Energy, Proceedings of the Euromech Colloquium, Springer (2007)