

Influence de la rugosité sur les caractéristiques aérodynamiques d'un profil de pale d'éolienne

A. Bekhti* et O. Guerri

Division Energie Eolienne, Centre de Développement des Energies Renouvelables,
B.P. 62, Route de l'Observatoire, Bouzaréah, Alger, Algérie

(reçu le 15 Mai 2012 - accepté le 30 Juin 2012)

Résumé - Dans cet article, nous présentons les résultats d'une étude des effets de la rugosité sur les performances aérodynamiques d'un profil de pale d'éolienne. Cette étude est effectuée par simulation numérique de l'écoulement turbulent autour du profil avec la résolution des équations moyennées de Navier-Stokes. La turbulence est représentée par le modèle SST $k-\omega$ de Menter. Les calculs sont exécutés en stationnaire à l'aide de Code_Saturne, un code libre d'EDF basé sous Linux. Dans une première étape, le Code_Saturne est appliqué à un profil S809 de surface lisse placé sous différentes incidences, de 0° à 25° . Ensuite, les simulations sont poursuivies pour un profil rugueux pour étudier les effets de la rugosité sur les caractéristiques aérodynamiques du profil. Les résultats obtenus sont en bonne corrélation avec les données expérimentales publiées.

Abstract - In this paper we present a study of roughness effects on the aerodynamic performance of a wind turbine blade profile. This study is performed by numerical simulation of turbulent flow around the profile with the resolution of the steady Reynolds Averaged Navier-Stokes equations. Turbulence is represented by the SST $k-\omega$ model of Menter. The calculations are performed using Code_Saturne, an open source Linux-based EDF code. In a first step, Code_Saturne is applied to a smooth surface S809 profile set to different angles of incidence, from 0° to 25° . Then the simulations are pursued for a rough surface profile to study the roughness effects on the aerodynamic characteristics of the profile. The obtained results are in good correlation with published experimental data.

Mots clés: CFD - Aérodynamique - Eolienne - S809 - RANS - Rugosité.

1. INTRODUCTION

Le principe de fonctionnement des éoliennes consiste à extraire de l'énergie cinétique du vent pour la transformer en énergie mécanique de rotation et entraîner une génératrice ou une pompe. Le couple moteur est produit par les forces aérodynamiques générées sur les pales sous l'action de la vitesse du vent.

Donc les pales d'éoliennes doivent être bien conçues de point de vue forme aérodynamique, dimension, type de profil et état de surface.

Ce dernier point a fait l'objet de plusieurs études et travaux du fait que les pales sont dans un environnement qui peut contenir des impuretés, telles que le sable, la neige, les insectes etc. ...

Avec le temps, la surface des pales perd son état lisse et devient rugueuse. Ce nouvel état de surface se traduit par une modification de la structure de l'écoulement autour des pales, des charges appliquées sur les pales et de leurs performances aérodynamiques; d'où l'importance d'étudier les effets de la rugosité.

* abekhti@cder.dz

Différentes investigations, expérimentales et numériques, ont été effectuées dans ce cadre parmi lesquelles, on peut citer:

Une étude expérimentale pour un profil NREL S809 placé dans un écoulement, sous différentes incidences a été effectuée par Ramsay *et al.* [1]. Les auteurs ont montré que l'existence des rugosités sur le bord d'attaque du profil provoquait une diminution de la portance et une augmentation de la traînée comparées aux courbes caractéristiques d'un profil lisse.

Van Rooij *et al.* [2] ont étudié expérimentalement l'influence de la rugosité sur les performances aérodynamiques d'une série de profils de différentes épaisseurs, 25%, 30% et 40%. Parmi les résultats obtenus, il a été noté que la rugosité avait que peu d'effets sur les profils de 25% d'épaisseur, tels que le S814, le DU 91-W2-250 et le RISØ-A1-24.

Les travaux de Chakroun *et al.* [3] avaient pour objectif l'étude expérimentale de l'effet de la position et la taille de la rugosité sur les caractéristiques aérodynamiques de l'écoulement autour d'un profil symétrique NACA 0012. Les résultats ont montré que la traînée variait proportionnellement avec la taille de la rugosité et que les rugosités localisées près du bord d'attaque avaient des effets très importants.

Des travaux ont été effectués par Guy Fortin *et al.* [4] pour la détermination de la forme et la taille de la rugosité provenant de l'accumulation de la glace sur les pales d'éoliennes. Des formulations analytiques ont été développées pour caractériser l'état de surface de la pale.

L'effet de la rugosité sur les performances des éoliennes a été étudié expérimentalement par Khalfellah *et al.* [5]. Ces derniers ont montré que la puissance générée par une éolienne diminuait avec l'augmentation de la rugosité induite par la poussière sur les pales.

Des simulations numériques ont été effectuées par Ren *et al.* [6] pour un profil NACA 63-430. Ces simulations étaient basées sur la résolution des équations moyennées de Navier-Stokes, la turbulence étant représenté par le modèle SST $k-\omega$ de Menter.

Les auteurs ont comparé leurs résultats avec des données expérimentales et ont montré que pour un profil d'un mètre de corde, les coefficients aérodynamiques variaient rapidement lorsque la rugosité augmente et ce, jusqu'à une valeur critique de 0.3 mm: la portance diminue et la traînée augmente. Au-delà de cette valeur critique, la variation des forces devenait lente.

Ferrer *et al.* [7] ont utilisé Fluent 12.0.3, un code industriel de simulation numérique de dynamique des fluides (Computational Fluids Dynamics) pour l'étude des effets de la rugosité sur un profil de pale d'éolienne de type S814 de NREL.

Ces simulations étaient également basées sur la résolution des équations moyennées de Navier-Stokes, mais la turbulence était représentée par un modèle SST $k-\omega$ modifié.

Le modèle de turbulence SST $k-\omega$ a été aussi utilisé par D. Li *et al.* [8] pour étudier l'écoulement autour d'un profil DU 95-W-180 et les performances aérodynamiques dans l'état lisse et rugueux. Ils avaient trouvé des bons résultats, comparés à des données expérimentales.

Des tests effectués par Marzabadi [9] sur une pale munie d'une surface rugueuse sur le bord d'attaque ont montré que le point de transition vers le régime turbulent se déplaçait vers le bord d'attaque: pour une pale lisse sous une incidence de 5° , le point de transition était localisé à 55 % du BA; ce point se déplaçait jusqu'à 5 % du BA pour une pale rugueuse. Pour les grandes incidences, la zone de décollement de l'écoulement était plus importante pour les pales rugueuses.

Les mesures par PIV effectuées par Zhang *et al.* [10] ont confirmé les résultats des travaux précédents. La visualisation des champs de vitesse a montré la possibilité d'améliorer les performances des pales en appliquant une micro rugosité sur la région du bord d'attaque, ce qui résulterait en un retard du décrochage et une stabilisation de la couche limite; mais pour une rugosité plus élevée, les performances des pales se dégradent.

Dans cet article, nous présentons une étude basée sur la simulation numérique avec la résolution des équations qui régissent l'écoulement turbulent autour d'un profil à surface lisse et rugueuse. Les calculs sont exécutés à l'aide de Code_Saturne un code libre d'EDF de résolution des équations de Navier-Stokes basé sur la méthode des volumes finis [11]. Les simulations sont effectuées pour un profil S809 de NREL.

2. APPROCHE NUMERIQUE

2.1 Modèle mathématique

La méthodologie appliquée consiste à résoudre les équations moyennées de Navier Stokes (Reynolds Averaged Navier Stokes equations ou équations RANS) en calcul stationnaire et bidimensionnel.

Soit Ω un espace 2D, un point $M \in \Omega$, (x, y) les coordonnées de ce point M et (u, v) les composantes du vecteur vitesse. La méthode de Reynolds consiste à décomposer chaque variable physique en une valeur moyenne et une valeur fluctuante:

$$u = \bar{u} + u'$$

Après remplacement dans les équations de Navier-Stokes, nous obtenons les équations RANS qui s'écrivent, en stationnaire:

$$\bar{u} \times \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \bar{v} \times \frac{\partial \bar{u}}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \times \frac{\partial \bar{p}}{\partial x} + \nu \times \left(\frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial y^2} \right) + \left(-\frac{\partial \overline{u'^2}}{\partial x} - \frac{\partial \overline{u'v'}}{\partial y} \right) \quad (1)$$

$$\bar{u} \times \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} + \bar{v} \times \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \times \frac{\partial \bar{p}}{\partial y} + \nu \times \left(\frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial y^2} \right) + \left(-\frac{\partial \overline{v'^2}}{\partial x} - \frac{\partial \overline{u'v'}}{\partial y} \right) \quad (2)$$

Cette nouvelle formulation fait apparaître des variables supplémentaires u' et v' ; ceci nécessite des modèles de fermeture appelés modèle de turbulence. Le modèle utilisé ici est le modèle SST $k-\omega$ de Menter [12]. Plusieurs études ont montré son efficacité pour les écoulements qui présentent un fort gradient de pression [13, 14].

C'est un modèle à deux équations: une pour l'énergie cinétique du mouvement turbulent k et l'autre pour le taux de dissipation de cette énergie ω . Le modèle SST $k-\omega$ est une combinaison entre le modèle $k-\omega$ de Wilcox et le modèle $k-\varepsilon$.

Le modèle $k-\omega$ est employé dans les zones proches de la paroi. Alors que le modèle $k-\varepsilon$ s'applique pour les zones loin de la paroi. Un terme de diffusion est inclus dans les équations avec des fonctions qui permettent de basculer ensuite vers le modèle $k-\varepsilon$ lorsque l'on se rapproche des frontières de la couche limite. Les équations du modèle SST $k-\omega$ s'écrivent [12]:

Equation pour k

$$\rho \times u_j \times \frac{\partial k}{\partial x_j} = p - \beta^* \times \rho \times \omega \times k + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_k \times \mu_t) \times \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (3)$$

Equation pour ω

$$\rho \times u_j \times \frac{\partial \omega}{\partial x_j} = \frac{\gamma}{9_t} p - \beta \times \rho \times \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_\omega \times \mu_t) \times \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + 2(1 - F_1) \times \frac{\rho \times \sigma_\omega^2}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (4)$$

β^* , β , σ_k , σ_ω ou γ sont les constantes du modèle. F_1 est la fonction qui permet de basculer du modèle $k-\omega$ vers le modèle $k-\varepsilon$. Les constantes β , σ_k , σ_ω ou γ sont définies par deux séries de valeurs, β_1 , et β_2 , ... et pour chaque constante Ψ , on fait une combinaison entre Ψ_1 et Ψ_2 .

Une description détaillée de F_1 peut être trouvée dans [12]. Les constantes du modèle sont données dans le **Tableau 1**. $\kappa = 0.42$ est la constante de Von Karman.

Tableau 1: Constantes du modèle SST $k-\omega$

β^*	β_1	β_2	σ_{k_1}	σ_{k_2}	σ_{ω_1}	σ_{ω_2}	γ_1	γ_2
0.09	0.075	0.0828	0.85	1	0.5	0.856	$\frac{\beta_1 - \sigma_{\omega_1} \kappa^2}{\beta^* \sqrt{\beta^*}}$	$\frac{\beta_2 - \sigma_{\omega_2} \kappa^2}{\beta^* \sqrt{\beta^*}}$

Dans le Code_Saturne, ce modèle de turbulence est formulé pour les hauts nombres de Reynolds. Nous l'avons donc appliqué avec une loi de paroi.

Calculs des forces

Les forces aérodynamiques exercées par le fluide sur les pales sont obtenues à partir de la solution des équations moyennées de Navier-Stokes, avec l'intégration des pressions (p) et contraintes de cisaillement sur la surface du profil.

On en déduit les forces de portance et de traînée L et D qui sont les projections de la force aérodynamique totale suivant les directions normale et parallèle à l'écoulement, respectivement.

Les coefficients de portance (C_L) et de traînée (C_D) sont ensuite déterminés avec les relations suivantes:

$$C_L = \frac{L}{1/2 \times \rho \times c \times l \times U_\infty^2} \quad \text{et} \quad C_{DL} = \frac{D}{1/2 \times \rho \times c \times l \times U_\infty^2} \quad (5)$$

Où, l représente l'envergure de la pale, c est la corde et U_∞ est la vitesse du fluide de l'écoulement non perturbé.

2.2 Domaine d'étude et maillage

Les calculs sont exécutés dans un domaine 2D rectangulaire qui entoure le profil, de longueur $24c$, de largeur $12c$ et de profondeur c (c étant la corde du profil). L'indépendance du maillage sur la solution a été vérifiée et la qualité du maillage a été évaluée avec les valeurs de y^+ . Le maillage utilisé est de type structuré et il est composé de 67628 cellules. La figure 1 montre la configuration du maillage autour du profil.

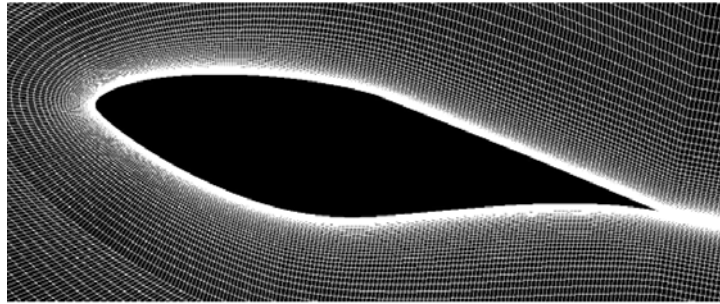


Fig. 1: Maillage autour du profil S809

2.3 Conditions aux limites

Les conditions aux limites appliquées sont des conditions, d'entrée sur la frontière Ouest, de sortie sur la frontière Est, une condition d'adhérence du fluide à la surface du profil et une condition de symétrie sur les autres faces.

Les conditions appliquées à l'entrée sont: la vitesse du fluide $U_\infty = 15 \text{ m/s}$ et l'énergie cinétique de turbulence k_∞ et taux de dissipation de l'énergie cinétique de turbulence ε_∞ , définies par les relations suivantes:

$$k_\infty = 1.5 \times U_\infty^2 \times I^2 \quad (6)$$

$$\varepsilon_\infty = 10 \times C_\mu \times \frac{k_\infty^{1.5}}{\kappa \times D_h} \quad (7)$$

Où I , représente l'intensité de turbulence et D_h , le diamètre hydraulique. $C_\mu = 0.9$ et $\kappa = 4.2$ sont des constantes. Nous avons pris: $I = 2\%$ et $D_h \equiv c = 1 \text{ m}$.

La loi de paroi appliquée à la surface du profil est un modèle à deux vitesses qui fait intervenir la vitesse de frottement du fluide à la paroi, u^* , et une vitesse de frottement u_k , qui est obtenue avec l'énergie cinétique de turbulence.

Ce modèle est défini par les relations suivantes:

- Pour u_k

$$u_k = C_\mu^{1/4} \times k^{1/5} \quad (8)$$

- u^* est solution de:

$$\frac{u_\tau}{u^*} = \frac{1}{\kappa} \ln(y^+) + 5.2 \quad \text{si} \quad y^+ > 2.38 \quad (9a)$$

$$\frac{u_\tau}{u^*} = y^+ \quad \text{si} \quad y^+ \leq 2.38 \quad (9b)$$

où u_τ est la composante tangentielle de la vitesse du fluide à la paroi et y^+ est la hauteur adimensionnelle de la première rangée de maille autour du profil. Ce paramètre est défini par la relation:

$$y^+ = \frac{u_k \times y_0}{\nu} \quad (10)$$

y_0 représente la distance normale entre le centre de la première maille autour du profil et la paroi.

Pour tenir compte de la rugosité, la condition appliquée à la surface du profil est donnée par la relation suivante:

$$\frac{u_\tau}{u^*} = \frac{1}{\kappa} \ln\left(\frac{y_0}{\xi}\right) + 8.2 \quad (11)$$

ξ étant la hauteur de la rugosité. Dans cette étude, nous avons retenu $\xi = 1.9 \times 10^{-3}$ m.

Les propriétés physiques retenues pour l'air sont: - $\rho = 1.205$ kg/m³ pour la densité et - $\mu = 1.81 \times 10^{-5}$ Pa pour le coefficient de viscosité dynamique.

2.4 Algorithmes et schémas

Les équations sont résolues par la méthode des volumes finis avec une méthode d'intégration à pas fractionnaire, similaire à l'algorithme SIMPLEC. Le schéma CENTRE a été appliqué pour la discrétisation spatiale des équations de la vitesse.

Les équations pour k et ω sont discrétisées à l'aide du schéma UPWIND. La méthode des volumes finis implémentée dans Saturne est formulée pour des maillages non-décclés et non structurés. Un procédé itératif est appliqué pour le calcul des gradients aux interfaces [11].

3. RESULTATS ET DISCUSSIONS

L'étude est appliquée à un profil de pale S809 de 21 % d'épaisseur, spécialement conçu par NREL pour les éoliennes à axe horizontal [15]. Les simulations sont effectuées pour un profil lisse puis pour un profil rugueux avec un nombre de Reynolds $Re = 10^6$.

Les résultats sont comparés aux données expérimentales de OSU (Ohio State University, Aeronautical and Astronautical Research Laboratory) et DUT (Delft University of Technology) publiés par ECN (Netherlands Energy Research Foundation) dans [16].

La convergence de la solution a été vérifiée avec l'évolution des coefficients de forces avec le nombre d'itérations. Comme le montre la figure 2, on remarque que les coefficients des forces aérodynamiques oscillent autour d'une valeur moyenne à partir de 1000 itérations. Cette figure représente les résultats obtenus pour le profil S809 à 15° d'incidence.

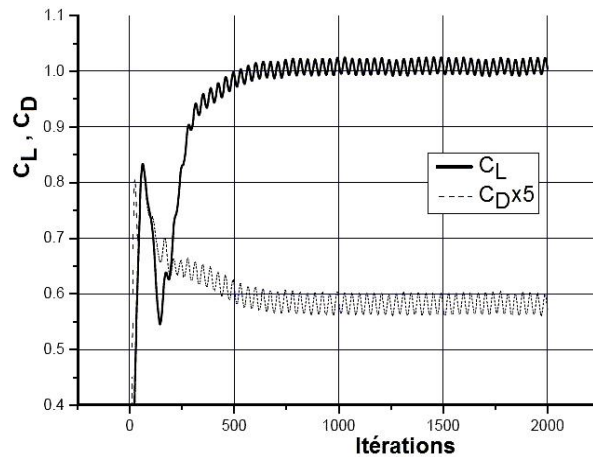


Fig. 2: Variation des coefficients de portance et de traînée en fonction des itérations pour une incidence de 15°

3.1 Distributions de pression

La figure 3 représente les variations du coefficient de pression autour du profil à surface lisse pour différentes incidences. Lorsque l'angle d'incidence augmente, la surface du profil correspondant à des valeurs constantes du coefficient de pression devient plus importante. Ce plateau de pression caractérise un écoulement décollé.

On peut voir que le point de décollement se déplace vers le bord d'attaque lorsque l'incidence augmente. Ainsi, pour une incidence de 11° , le décollement couvre 40 % de la surface du profil. Le décollement couvre 70 % et plus de 90 % de la surface du profil pour les incidences de 15° et 18° respectivement.

3.2 Contours des vitesses

La figure 4 montre la structure de l'écoulement autour du profil pour différentes incidences, pour les deux cas étudiés, un profil lisse et un profil rugueux.

On peut voir que jusqu'à 15° d'incidence, la structure de l'écoulement est modifiée par la présence de rugosités à la surface du profil. A 16° d'incidence, l'influence de la rugosité n'est pas visible.

3.2 Coefficients aérodynamiques

Les figures 5 et 6 représentent les variations des coefficients de portance (C_L) et de traînée (C_D) en fonction de l'angle d'incidence pour un profil lisse. La portance augmente avec l'incidence jusqu'à 8° .

Dans cette gamme d'angles, la courbe est semblable à une droite de 14 % de pente. De 8° à 15° , la portance augmente lentement avec l'incidence, ensuite elle subit une chute brusque: c'est le décrochage statique.

La figure 6 montre que la traînée subit une augmentation brutale à l'angle de décrochage. Ces résultats sont en bonne corrélation avec les données expérimentales.

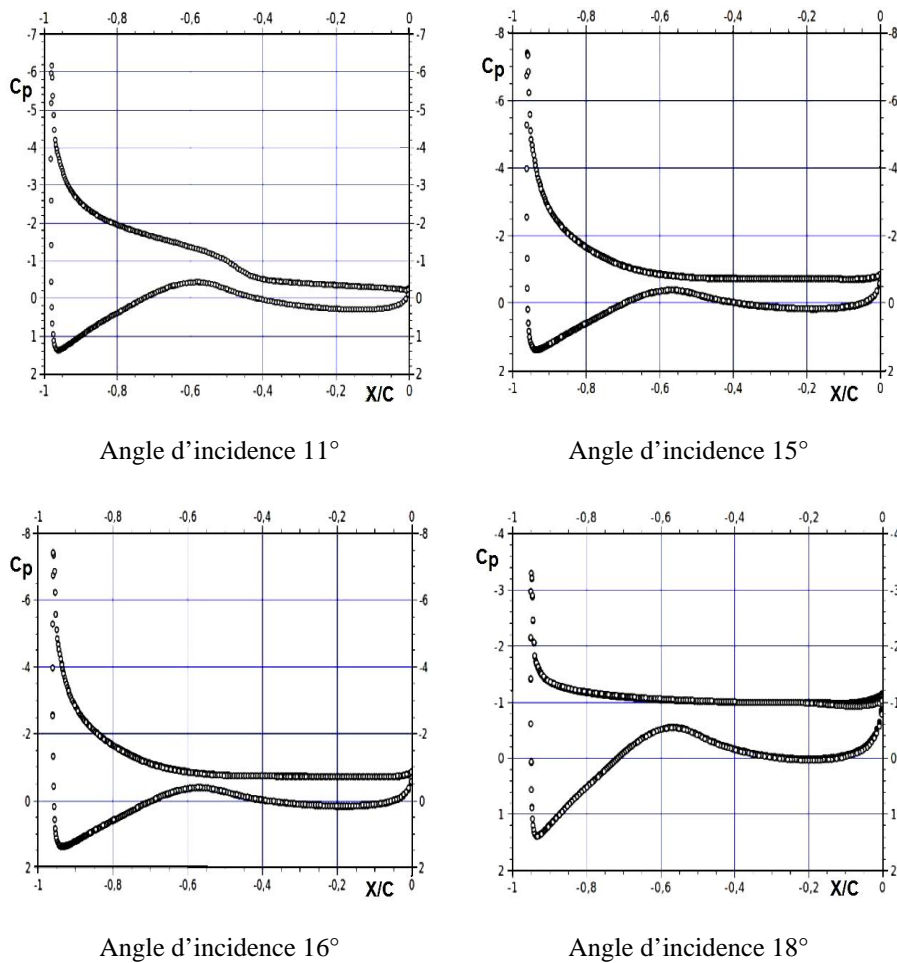


Fig. 3: Coefficients de pression d'un profil lisse à différents angles d'incidence

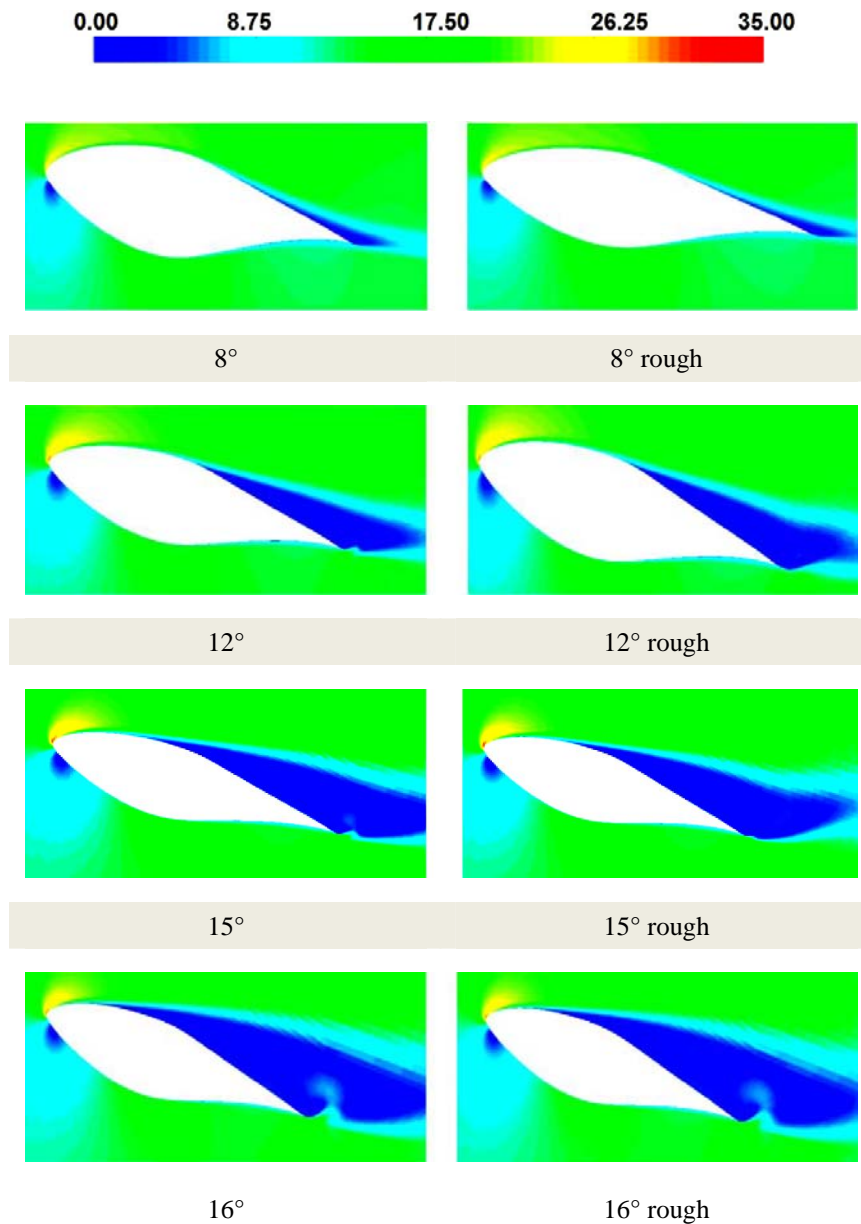


Fig. 4: Contours des vitesses

Les figures 7 et 8 représentent la variation des C_L et C_D respectivement en fonction de l'angle d'incidence pour un profil rugueux. Les résultats obtenus montrent que la portance d'un profil lisse est légèrement plus importante que celle d'un profil rugueux et que la traînée augmente avec la rugosité.

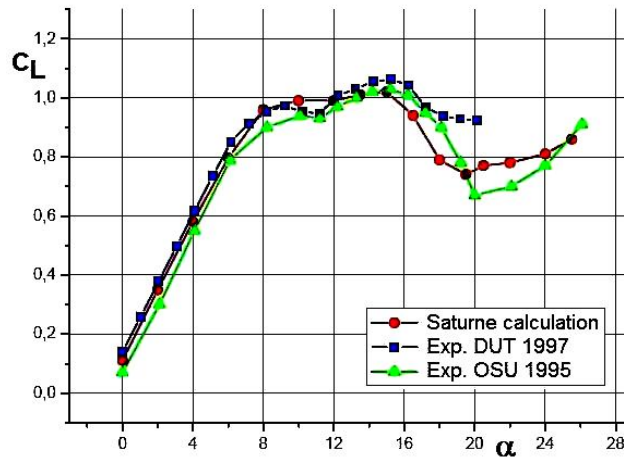


Fig. 5: Variation du coefficient de portance en fonction de l'incidence pour un profil lisse

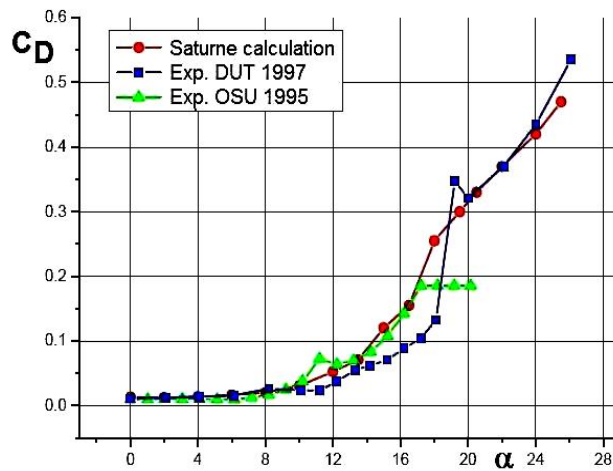
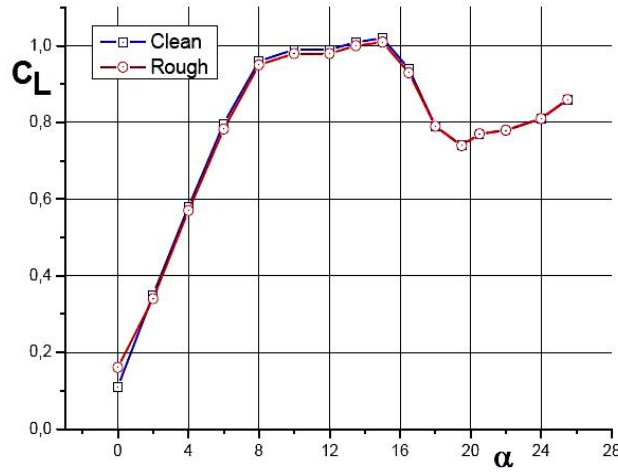
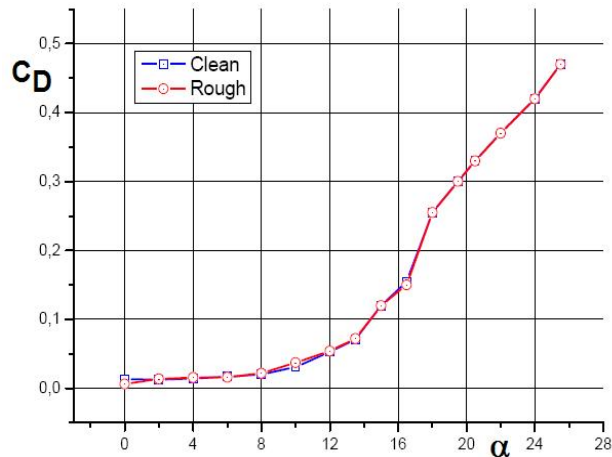


Fig. 6: Variation du coefficient de traînée en fonction de l'incidence pour un profil lisse

L'écart entre les deux courbes augmente pour les incidences de 8° à 16° . Comme le montre la figure 4, ces incidences correspondent à la plage des valeurs où l'effet de la rugosité est le plus important.

Pour les grandes incidences, on ne trouve pas de différences entre les coefficients pour le cas lisse et rugueux. Ceci s'explique par le fait que pour un écoulement détaché les forces de dépression sur l'extrados diminuent quelque soit l'état de surface du profil; donc l'effet de la rugosité est négligeable. Des résultats similaires ont été obtenus par Ramsey *et al.* [1].

Fig. 7: Comparaison des variations de C_L : Profil lisse et profil rugueuxFig. 8: Comparaison des variations de C_D : Profil lisse et profil rugueux

Sur la figure 9, les résultats de nos simulations numériques sont comparés aux données expérimentales publiées par Ramsay *et al.* [1]. Cette figure montre que les courbes ont la même allure, mais les valeurs des C_L sont différentes et ce, notamment pour les incidences inférieures à 18° . Ce décalage est dû à plusieurs facteurs:

(i) les expériences de Ramsay *et al.* [1] ont été effectuées pour un profil rugueux sur la région de bord d'attaque seulement, alors que pour nos simulations, nous avons considéré un profil totalement rugueux;

(ii) nous avons pris le cas de rugosités de $1.9 \cdot 10^{-3} \times c$ de hauteur, uniformément distribuées sur la surface du profil et notre étude est effectuée en 2D;

(iii) Ramsay *et al.* [1] ont appliqué des rugosités réparties avec une densité de 5 particules/cm² le long du bord d'attaque sur toute l'envergure. Cette densité diminue

progressivement en s'éloignant du bord d'attaque jusqu'à atteindre 1.25 particules/cm² à une distance de 51 mm sur l'extrados et 51 mm sur l'intrados (les extrémités de la bande rugueuse).

Au delà de l'incidence de 18°, l'écoulement est complètement décollé du profil et les rugosités n'ont pas d'effet.

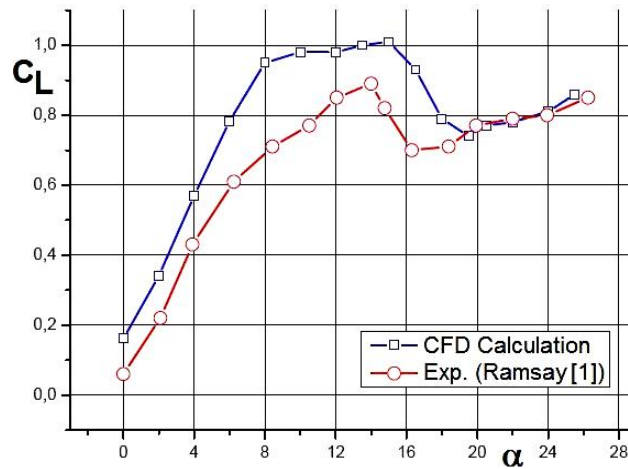


Fig. 9: Comparaison des C_L pour un profil rugueux

4. CONCLUSION

L'étude des effets de la rugosité sur les performances aérodynamiques des pales d'éoliennes est très importante, car dans la pratique l'état de surface des pales n'est pas souvent lisse et propre. Il y a toujours des impuretés qui les couvrent, ce qui provoque d'importantes variations des performances aérodynamiques.

Les résultats obtenus ont montré que les rugosités de la surface du profil ont pour effet de dégrader les performances aérodynamiques des pales: la traînée augmente et la portance diminue. Cependant, pour les grandes incidences, après décrochage, la rugosité n'influe pas sur les caractéristiques aérodynamiques.

Le cas traité dans cette étude concerne une rugosité qui couvre toute la surface du profil et qui est distribuée uniformément. Les résultats obtenus ont la même allure que les données expérimentales trouvées dans la littérature. La simulation de l'écoulement autour d'une pale en 3D avec une distribution de rugosité non homogène permettra une meilleure validation des modèles appliqués.

NOMENCLATURE

c : Corde du profil	α : Angle d'incidence
C_D : Coefficient de traînée	μ : Coefficient de viscosité dynamique
C_L : Coefficient de portance	ν : Coefficient de viscosité cinématique
l : Envergure de la pale	ρ : Masse volumique
p : Pression	U_∞ : Vitesse de l'écoulement libre

μ_t : Coefficient de viscosité dynamique u, v : Composantes du vecteur vitesse turbulente

REFERENCES

- [1] R.R. Ramsay, M.J. Hoffman and G.M. Gregorek, 'Effects of Grit Roughness and Pitch Oscillations on the S809 Airfoil', Technical Report, NREL/TP-442-7817, 1995.
- [2] R.P.J.O.M. van Rooij and W.A. Timmer, 'Roughness Sensitivity Considerations for Thick Rotor Blade Airfoils', Technical Report, N°350, Delft University, 2003.
- [3] W. Chakroun, I. Al-Mesri and S. Al-Fahad, 'Effect of Surface Roughness on the Aerodynamic Characteristics of a Symmetrical Airfoil', Journal of Wind Engineering, Vol. 28, N°5, pp. 547 – 564, 2004.
- [4] G. Fortin, A. Ilinca, J.L. Laforte and V. Brandi, 'A New Roughness Computation Method and Geometric Accretion Model for Airfoil Icing', Journal of Aircraft, Vol. 41, N°5, pp. 1 – 14, 2004.
- [5] M.G. Khalfallah and A.M. Koliub, 'Effect of Dust on the Performance of Wind Turbine', Journal of Desalination, Vol. 209, N°1-3, pp. 209 – 220, 2007.
- [6] N. Ren and J. Ou, 'Numerical Simulation of Surface Roughness Effect on Wind Turbine Thick Airfoils', Power and Energy Engineering Conference, 2009. APPEEC 2009, Asia-Pacific, pp. 1 – 4, 2009.
- [7] E. Ferrer and X. Munduate, 'CFD Predictions of Transition and Distributed Roughness over a Wind Turbine Airfoil', 47th AIAA Aerospace Sciences Meeting, Orlando, Florida, 2009.
- [8] D. Li, R. Li, C. Yang and X. Wang, 'Effects of Surface Roughness on Aerodynamic Performance of a Wind Turbine Airfoil', Power and Energy Engineering Conference, 2010, APPEEC, Asia-Pacific, pp. 1 – 4, 2010.
- [9] F.R. Marzabadi, M.R. Soltani and M. Masdari, 'Experimental Investigation of the Leadingedge Roughness on the Boundary Layer of a Plunging Airfoil', 27th International Congress of the Aeronautical Sciences, pp. 1 – 7, 2010.
- [10] Y. Zhang, T. Igarashi et H.Hu, 'Experimental Investigations on the Performance Degradation of a Low-Reynolds-Number Airfoil with Distributed Leading Edge Roughness', AIAA-2011-1102, 49th AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition, Orlando, Florida, 4 - 7 January 2011.
- [11] F. Archambeau, N. Mehitoua and M. Sakiz, 'Code_Saturne: 'A Finite Volume Code for the Computation of Turbulent Incompressible Flows - Industrial Applications'', International Journal on Finite Volumes, Vol. 1, 2004.
- [12] F.R. Menter, 'Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications', AIAA Journal, Vol. 32, pp. 1598 - 1605. 1994.
- [13] O. Guerri, K. Bouhadeh and A. Harhad, 'Turbulent Flow Simulation of the NREL S809 Airfoil', Wind Engineering, Vol. 30, N°4, pp. 287 – 302, 2006.
- [14] A. Bekhti, and O. Guerri, 'Simulation de l'Écoulement autour d'un Profil de Pale d'Eolienne', Revue des Energies Renouvelables, Séminaire Méditerranéen sur l'Energie Eolienne, SMEE'10, Bou Ismail, Tipaza, pp. 49 – 56, 2010.
- [15] D.M. Somers, 'Design and Experimental Results for the S809 Airfoil, Periode of Performance: 1998 - 1999', Technical Report, NREL/SR-440-6918, 1997.
- [16] J.G. Schepers, A.J. Brand, A. Bruining, J.M.R. Graham, M.M. Hand, D.G. Infield, H.A. Madsen, T. Maeda, J.H. Paynter, R.van Rooij, Y. Shimizu, D.A. Simms and N. Stefanatos, Final Report of IEA Annex XVIII: 'Enhanced Field Rotor Aerodynamics Database', Technical Report, ECN-C-02-16, Netherland Energy Research Foundation, 2002.