

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE NUMÉRIQUE DE LA FORMATION DE GLACE SUR
LES ÉOLIENNES À AXE HORIZONTAL

DAN CHOCRON

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAITRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES

(GÉNIE MÉCANIQUE)

FÉVRIER 1997

© Dan Chocron, 1997



National Library
of Canada

Acquisitions and
Bibliographic Services

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque nationale
du Canada

Acquisitions et
services bibliographiques

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file *Votre référence*

Our file *Notre référence*

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

0-612-33122-9

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé:

ÉTUDE NUMÉRIQUE DE LA FORMATION DE GLACE SUR LES
ÉOLIENNES À AXE HORIZONTAL

présenté par: CHOCRON Dan

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

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

M. KAHAWITA René , Ph.D., président-rapporteur

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

M. BRAHIMI M. Tayeb, Ph.D., membre et co-directeur de
recherche

M. MALTAIS Donald, Ing., membre

À mes parents,

REMERCIEMENTS

J'aimerais exprimer ma gratitude envers mon directeur de recherche, Professeur Ion Paraschivoiu, titulaire de la Chaire en aéronautique J.-A. Bombardier pour l'opportunité de travailler sur un projet pertinent et d'un grand intérêt. Ses conseils et son attention sont grandement appréciés. Je voudrais remercier le Dr. Tayeb M. Brahimi, avec qui j'ai coopéré pendant toute la durée du projet, pour son aide inestimable. J'aimerais également souligner le support apporté par le Ministère des Ressources Naturelles du Québec pour ce projet ainsi que la collaboration de Mauri Marjaniemi du Centre de Recherche en givrage éolien de Finlande.

En second lieu, je tiens à témoigner ma gratitude au professeur Kahawita pour avoir accepté la présidence du jury. Je voudrais également remercier M. Donald Maltais d'avoir accepté d'être membre externe du jury et pour la supervision du projet.

Par ailleurs, je tiens à témoigner mes plus chaleureux remerciements à mes parents pour leur support inconditionnel depuis le début. J'aimerais également remercier Pascal, Christophe, Idriss, Charles, Stephan, Marc, Christian, Jr, François, collègues et membres du groupe de recherche de la Chaire et tous les autres collègues étudiants gradués pour la création d'une atmosphère de travail conviviale et stimulante. Un merci tout particulier à Valérie pour son aide pour le développement de la version Windows du code aérodynamique.

Enfin, je ne pourrais passer sous silence l'aide et la collaboration reçues des différents services de l'École et plus particulièrement le responsable du matériel informatique du département de génie mécanique, M. Alain Robidoux.

RÉSUMÉ

De nos jours, de nombreux efforts en Recherche & Développement sont déployés pour promouvoir l'essor et l'utilisation de systèmes éoliens sophistiqués pour améliorer la fiabilité et diminuer les coûts d'opération. Au Canada, les régions géographiques les plus prometteuses pour le développement de l'énergie éolienne sont principalement concentrées dans les régions arctiques, sub-arctiques et côtières (surtout au Québec) où les températures sont très froides. Pourtant, peu d'études ont été faites à ce jour pour analyser le phénomène de givrage atmosphérique et ses effets sur la performance et l'efficacité des éoliennes. Dans le cadre du programme d'aide au développement des technologies de l'énergie, le Ministère des ressources naturelles du Québec a financé la chaire en aéronautique de l'École Polytechnique de Montréal pour entreprendre des recherches sur la formation de glace sur les pales des éoliennes opérant dans des conditions de givrage.

L'objectif de cette étude est de développer un code numérique capable de simuler la forme et la masse de glace s'accumulant sur les éoliennes à axe horizontal opérant en conditions de givrage et prédire la perte de performance s'y rattachant. La simulation de givrage comprend 4 parties principales: le calcul du champ de vitesses, le calcul des trajectoires des gouttelettes, l'analyse thermodynamique et la prédiction de la forme de glace. L'angle d'attaque et la vitesse locale comme fonction de la position radiale le long de la pale pour les conditions non-givrées sont obtenus en utilisant la méthode dite des tubes de courant. Le champ de vitesses est alors calculé à chacune des stations radiales par une méthode de panneaux. L'équation de mouvement est dérivée de la deuxième loi de Newton et prend en considération la poussée

d'Archimède, la traînée ainsi que la force gravitationnelle. La trajectoire de la gouttelette est calculée en intégrant l'équation du mouvement sur plusieurs pas de temps en utilisant une méthode de Runge-Kutta du quatrième ordre. L'analyse thermodynamique est effectuée en considérant la conservation de la masse et de l'énergie sur chacun des volumes de contrôle. Un modèle de décollement tient compte des forces centrifuges susceptibles d'enlever la glace des pales givrées. Finalement, deux modèles semi-empiriques ont été utilisés pour estimer la perte de performance des éoliennes givrées. Un logiciel a été également développé pour la prédiction des performances et le design des éoliennes à axe horizontal.

Le code CANICE-WT permet d'analyser le givrage atmosphérique des éoliennes, particulièrement la prédiction et la simulation de glace en conditions de givre ou de verglas, le calcul du champ de vitesses et des trajectoires des gouttelettes, les effets thermodynamiques, l'accumulation de glace et enfin, la perte de performance des éoliennes givrées. Le code donne également la possibilité d'étudier l'influence des différents paramètres (température, teneur en eau liquide, diamètre des gouttelettes, temps d'accrétion, ...).

Les résultats obtenus avec le code CANICE-WT se comparent bien aux modèles numériques ainsi qu'aux résultats expérimentaux au niveau de la prédiction de la performance des éoliennes non-givrées. Le modèle de givrage a été validé avec le code numérique TURBICE et donne des résultats satisfaisants. Quant à la prédiction des pertes de performance des éoliennes givrées, les résultats sont qualitativement prometteurs: la chute de puissance peut varier de 20% à plus de 50% dans des conditions extrêmes de givrage.

ABSTRACT

Today, R & D efforts are continuing to promote the development and use of advanced and efficient wind energy systems which improve reliability, cost effectiveness and are economically competitive and emission-free. In Canada, the more promising geographical regions for wind energy development are concentrated primarily in isolated communities located in Artic, sub-Artic, and coastal areas where temperatures are very cold. While these regions represent the most significant market potential of wind turbines, very few attempts have been made to investigate and analyze the phenomena of atmospheric icing and its negative effects on the performance and efficiency of wind turbines. The objective of the present study is to develop a computer code capable of simulating the shape and amount of ice which may accumulate on horizontal axis wind turbine blades when operating in icing conditions as well as the power degradation due to ice. The study also include the development of a software package for the performance prediction and design of horizontal axis wind turbines.

This study provides a tool to investigate and analyze wind turbines atmospheric icing, particularly, the prediction and simulation of ice in rime and glaze conditions, the flow field and particle trajectories calculation, thermodynamic effects, the ice accumulation and finally, the performance degradation of the iced wind turbine. It also gives the possibility of studying the effect of different parameters that influence ice formation such as temperature, liquid water content, droplet diameter and accretion time. The ice simulation involves four major parts: flow field calculation, droplet trajectory calculation, thermodynamic analysis and ice accretion calculation. The angle of attack as a function of radial position along the blade for a non-ice conditions is obtained

using a strip analysis method, then the flow field calculation about each radial location is accomplished using panel methods. The droplet equation of motion is derived from Newton's law and takes into account the buoyancy, drag and gravitational forces. The droplet trajectory is calculated by integrating its equation of motion over many time steps using a fourth order Runge-Kutta method. Thermodynamic analysis of the freezing process is presented by considering the mass and energy balance on each airfoil station. The model takes into account centrifugal forces to predict ice shedding. Finally, two semi-empirical models have been implemented in order to estimate the performance degradation of the resulting iced wind turbines.

Results obtained with the resulting code compared well to available numerical and experimental data with respect to performance prediction of non-iced blades. The icing module has been validated regarding the mass and shape of accreted ice with the Finnish icing code TURBICE. Finally, the prediction of performance degradation for iced wind turbines gives good qualitative results: the decrease in performance may vary between 20% to more than 50% in some extreme icing conditions.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE	iv
REMERCIEMENTS	v
RÉSUMÉ	vi
ABSTRACT	viii
TABLE DES MATIÈRES	x
LISTE DES FIGURES	xiv
LISTE DES TABLEAUX	xx
LISTE DES SYMBOLES	xxii
LISTE DES ANNEXES	xxvi
CHAPITRE 1 Introduction	1
1.1 Généralités	1
1.2 Objectifs & Motivations	5
1.3 Plan du mémoire	7
CHAPITRE 2 Givrage des éoliennes	9
2.1 Phénomène du givrage	10
2.2 Examen bibliographique du givrage des éoliennes	13

2.2.1 Modèles aérodynamiques	13
2.2.2 Modèles de givrage	15
2.2.3 Modèles de perte de performance	18
 CHAPITRE 3 Modélisation numérique	19
3.1 Méthodologie pour la simulation du givrage des éoliennes	19
3.2 Modèle aérodynamique	21
3.2.1 Théorie de la quantité de mouvement	21
3.2.2 Théorie de l'élément de pale	24
3.2.2.1 Effet des bouts de pale	29
3.2.2.2 Effet de la couche limite terrestre	30
3.2.2.3 Effet de la turbulence du sillage	32
3.2.2.4 Calcul de la puissance	34
 3.3 Modèle de givrage	35
3.3.1 Calcul du champ de vitesses	37
3.3.2 Calcul des trajectoires	39
3.3.2.1 Coefficients de collision	41
3.3.3 Analyse thermodynamique	42
3.3.3.1 Bilan de masse et d'énergie	42
3.3.3.2 Calcul du coefficient de convection	46
3.3.3.3 Calcul de la rugosité	48
3.3.4 Calcul de la forme de glace	48

3.3.5 Modélisation du phénomène de décollement	49
3.4 Calcul des pertes de performance dues au givrage	50
3.4.1 Modèle de Gray	51
3.4.2 Modèle de Bragg	51
3.4.3 Couplage Modèles aerodynamiques-givrage	53
3.4.3.1 Méthode directe	54
3.4.3.2 Méthode de moyennage	54
CHAPITRE 4 Résultats & Discussion	56
4.1 Performances aérodynamiques	56
4.1.1 Cas de l'éolienne NASA/DOE Mod-0	56
4.1.2 Cas de l'éolienne INTA	59
4.2 Simulation du givrage des éoliennes	64
4.2.1 Givrage sur la pale d'éolienne NASA/DOE Mod-0	64
4.2.2 Validation du modèle de givrage	68
4.3 Effet des différents paramètres sur le givrage	74
4.3.1 Effet de la corde	74
4.3.2 Effet de la vitesse relative locale	75
4.3.3 Effet de la température	78
4.3.4 Effet de la teneur en eau liquide	80
4.3.5 Effet du diamètre des gouttelettes	83
4.3.6 Effet de la vitesse du vent	85

4.3.7 Effet de la rugosité de surface	86
4.3.8 Effet de l'altitude	87
4.3.9 Effet du temps d'accrétion	90
4.3.10 Effet de l'épaisseur relative locale du profil	90
4.3.11 Effet de l'angle de calage	91
 4.4 Performances des éoliennes givrées	 92
 CHAPITRE 5 Conclusions & Recommandations	 97
5.1 Conclusions	97
5.2 Recommandations	99
 BIBLIOGRAPHIE	 100

LISTE DES FIGURES

CHAPITRE 1	1
1.1 Génération d'énergie éolienne en Amérique du Nord et en Europe [1]	2
1.2 Estimations des sources d'électricité en l'an 2030 [2] . . .	3
1.3 Éolienne à axe vertical et à axe horizontal	4
 CHAPITRE 2	 9
2.1 Givrage des pales et de l'anémomètre par temps froids [15]	9
2.2 Changements d'état de l'eau	10
2.3 Formes typiques de glace sur un profil	11
 CHAPITRE 3	 19
3.1 Volume de contrôle utilisé pour une éolienne	22
3.2 Élément de pale du rotor	24
3.3 Caractéristiques de l'éolienne et écoulement autour d'un élément de pale	25
3.4 Modèle de couche limite terrestre	31
3.5 Relation entre a et C_H pour le modèle de turbulence du sillage [22]	34
3.6 Modules de calcul du modèle de givrage	37
3.7 Exemple de trajectoires de gouttelettes	38
3.8 Définition des coefficients de collision	41

3.9	Représentation schématique du transfert de masse dans un volume de contrôle	42
3.10	Représentation schématique du bilan d'énergie dans un volume de contrôle	43
3.11	Mis à jour de la forme de glace: déplacement des noeuds .	49
3.12	Comparaison entre méthode de moyennage et méthode complète pour une position radiale	55

CHAPITRE 4 56

4.1	Distribution de la puissance en fonction de la vitesse du vent	58
4.2	Distribution du coefficient de puissance en fonction de la vitesse spécifique	58
4.3	Effet des bouts de pale sur la distribution de l'angle d'attaque pour une éolienne NASA/DOE Mod-0	59
4.4	Coefficient de portance pour les valeurs extrêmes d'épaisseur relative de la pale de l'éolienne INTA	60
4.5	Coefficient de traînée pour les valeurs extrêmes d'épaisseur relative de la pale de l'éolienne INTA	61
4.6	Distribution du coefficient de puissance pour un angle de calage de 9.5 deg.	62
4.7	Distribution du coefficient de puissance pour un angle de calage de 14.5 deg.	62
4.8	Distribution du coefficient de puissance pour un angle de calage de 19.5 deg.	63
4.9	Courbe du coefficient de vitesse induite à une section radiale de 40%	63

4.10	Courbe du coefficient de vitesse induite à une section radiale de 50%	64
4.11	Forme finale de glace sur l'éolienne NASA/DOE 100kW pour une vitesse de vent de 18 mph et une température de $-6^{\circ}C$	65
4.12	Exemple de trajectoires pour une section radiale le long de la pale	66
4.13	Distribution du coefficient de collision local pour différentes sections radiales	66
4.14	Distribution de la masse impactante et accumulée le long de la pale de l'éolienne	67
4.15	Distribution du coefficient de collision global et de la force de décollement le long de la pale	68
4.16	Forme de glace sur le profil NACA 63213 - Cas No. 1 . . .	69
4.17	Forme de glace sur le profil NACA 63213 - Cas No. 2 . . .	70
4.18	Forme de glace sur le profil NACA 63213 - Cas No. 3 . . .	70
4.19	Forme de glace sur un profil NACA 63218 - Cas No. 1 . . .	72
4.20	Forme de glace sur un profil NACA 63218 - Cas No. 2 . . .	72
4.21	Influence de l'analyse thermodynamique sur la forme de glace	73
4.22	Effet de la corde sur la forme de glace et distribution du coefficient de collision	75
4.23	Effet de la vitesse locale sur la forme de glace	77
4.24	Effet de la vitesse locale sur le coefficient de collision local	77
4.25	Effet de la température sur la forme de glace à $r/R = 0.94$	79
4.26	Effet de la température sur la forme de glace à $r/R = 0.62$	79

4.27	Effet de la température sur la masse accumulée et la fraction d'eau qui gèle le long de la pale	80
4.28	Effet de la teneur en eau liquide sur la forme de glace . . .	81
4.29	Effet de la teneur en eau liquide sur la masse de glace . . .	82
4.30	Effet de la teneur en eau liquide sur la force de décollement	82
4.31	Effet du diamètre des gouttelettes sur la forme de glace . .	83
4.32	Effet du diamètre des gouttelettes sur le coefficient de collision local	84
4.33	Effet du diamètre des gouttelettes sur la masse accumulée et le coefficient de collision global	84
4.34	Effet de la vitesse du vent sur la forme de glace	85
4.35	Effet de la vitesse du vent sur le coefficient de collision local	86
4.36	Effet de la vitesse du vent sur la masse accumulée et le coefficient de collision global	87
4.37	Effet de la rugosité de surface sur la forme de glace	88
4.38	Effet de l'altitude sur la forme de glace	89
4.39	Effet de l'altitude sur la masse de glace accumulée et le coefficient de collision global	89
4.40	Effet du temps d'accrétion sur la masse accumulée et le coefficient de collision global	90
4.41	Effet de l'épaisseur relative du profil sur la hauteur effective de glace	91
4.42	Puissance de l'éolienne NASA/DOE en conditions de givrage (CAS 1)	94
4.43	Coefficient de puissance de l'éolienne NASA/DOE en conditions de givrage (CAS 1)	94

4.44	Puissance de l'éolienne NASA/DOE en conditions de givrage (CAS 2)	95
4.45	Coefficient de puissance de l'éolienne NASA/DOE en con- ditions de givrage (CAS 2)	95
4.46	Puissance de l'éolienne NASA/DOE en conditions de givrage (CAS 3)	96
4.47	Coefficient de puissance de l'éolienne NASA/DOE en con- ditions de givrage (CAS 3)	96

CHAPITRE 5 97

ANNEXE I 109

I.1	Exemple de fichier de géométrie <code>geom.dat</code>	110
I.2	Exemple de fichier de contrôle <code>donnees.dat</code>	111
I.3	Fichier <code>eolice.in</code> pour la NASA/DOE Mod-0 à 40 rpm .	113
I.4	Distribution de l'angle d'attaque, de l'angle de calage et de la corde le long de la pale	113
I.5	Exemple de fichier de contrôle <code>control.in</code>	115
I.6	Exemple de fichier de sortie <code>out</code>	118

ANNEXE II 119

II.1	Menu principal du logiciel "CARAH"	120
II.2	Menu de géométrie	121
II.3	Menu des conditions d'opérations	121
II.4	Menu des paramètres de contrôle	122
II.5	Fenêtre de visualisation des résultats	123

ANNEXE III

LISTE DES TABLEAUX

CHAPITRE 1	1
1.1 Potentiel d'énergie éolienne pour les États-Unis, le Canada et l'Europe [3]	3
CHAPITRE 2	9
CHAPITRE 3	19
3.1 Termes de l'équation d'énergie selon le type de surface . .	46
3.2 Forces d'adhésion de la glace sur certains matériaux à une température de -10°C [15]	50
3.3 Valeurs de la constante I pour le modèle de Bragg	52
CHAPITRE 4	56
4.1 Données géométriques de l'éolienne NASA/DOE Mod-0 .	57
4.2 Comparaison des performances de l'éolienne NASA/DOE Mod-0	57
4.3 Données géométriques de l'éolienne INTA	60
4.4 Comparaison des masses et cordes finales prédites par CANICE-WT et TURBICE	71
CHAPITRE 5	97

ANNEXE I	109
I.1 Liste des fichiers de sortie du module aérodynamique . . .	112
I.2 Liste des principaux fichiers de sortie du modèle de givrage	114
 ANNEXE II	 119
 ANNEXE III	 124
III.1 Corrélations du coefficient de traînée, $w = \log_{10} Re$. . .	126

LISTE DES SYMBOLES

A	aire intérieure du volume de contrôle [m^2]
a	facteur d'interférence axiale dans le plan du rotor $[-]$
a'	facteur d'interférence circonférentielle dans le plan du rotor $[-]$
a_g	accélération de la gouttelette [m/s^2]
c	corde de la pale à une station donnée [m]
C_D	coefficient de trainée $[-]$
C_H	coefficient de perte de charge $[-]$
C_L	coefficient de portance $[-]$
C_P	coefficient de puissance $[-]$
C_Q	coefficient de couple $[-]$
C_T	coefficient de poussée $[-]$
C_g	chaleur spécifique de la glace par unité de masse [$J/kg\ K$]
C_p	chaleur spécifique de l'air par unité de masse [$J/kg\ K$]
C_w	chaleur spécifique de l'eau par unité de masse [$J/kg\ K$]
D	trainée de l'élément de pale [N]
D_{eq}	diamètre équivolumétrique [m]
E	coefficient de collision global $[-]$
$\dot{E}_{gl}$	énergie interne totale de la glace [J/s]
e	exposant du profil de couche limite terrestre $[-]$
F	facteur de correction de bout de pale combinée, $F = F_H F_T$, $[-]$
F_H	facteur de correction du moyeu $[-]$
F_T	facteur de correction du bout de pale $[-]$
H_L	hauteur locale de la pale à une position circonférentielle donnée [m]
f	fraction de l'eau qui gèle (<i>freezing factor</i>) $[-]$
f	exposant de facteur de correction de bout de pale de Prandtl $[-]$

H_O	hauteur du moyeu du rotor [m]
$\dot{H}_{cp}$	variation d'enthalpie captée par les gouttelettes qui pénètrent dans le VC [J/s]
$\dot{H}_{in}$	variation d'enthalpie causée par l'eau qui pénètrent dans le VC [J/s]
$\dot{H}_{ou}$	variation d'enthalpie causée par l'eau qui s'échappe du VC [J/s]
$\dot{H}_{va}$	variation d'enthalpie causée par évaporation ou sublimation [J/s]
h_c	coefficient de convection de la glace [$W/(m^2 K)$]
k	rugosité de la surface du profil [m]
K_A, K_G	constantes dans l'équation de mouvement (3.49)
L	portance de l'élément de pale
L_e	chaleur latente d'évaporation de la glace [J/kg]
L_f	chaleur latente de fusion de la glace [J/kg]
L_s	chaleur latente de sublimation de la glace [J/kg]
LWC	teneur en eau liquide [kg/m^3]
$\dot{m}_{cp}$	débit massique des gouttelettes d'eau impactant sur le profil [kg/s]
m_g	masse de la gouttelette d'eau [kg]
$\dot{m}_{gl}$	débit massique d'eau givrant dans le VC [kg/s]
$\dot{m}_{in}$	débit massique d'eau ruisselante entrant dans le VC [kg/s]
$\dot{m}_{ou}$	débit massique d'eau ruisselante sortant du VC [kg/s]
$\dot{m}_{to}$	somme des débits massiques [kg/s]
$\dot{m}_{va}$	débit massique d'eau s'évaporant ou se sublimant du VC [kg/s]
N	nombre de pales de l'éolienne
$\vec{n}$	vecteur normal $[-]$
P	pression [Pa]
Pr	nombre de Prandtl $[-]$
$\dot{Q}_c$	énergie que l'eau perd au profit de l'air par convection [J/s]
Q_{conv}	flux de convection [J/s]

$\dot{Q}_{deg}$	taux de transfert de chaleur du système anti-givrage dans le VC [J/s]
Q_{evap}	flux d'évaporation [J/s]
$\dot{Q}_f$	énergie que l'air donne à l'eau par friction [J/s]
Q_{cin}	flux de chaleur cinétique [J/s]
Q_{lat}	chaleur latente [J/s]
R	rayon de l'axe de rotation du rotor [m]
Re	nombre de Reynolds
r	facteur de récupération $[-]$
S_f	surface normale du profil de pale par rapport à l'écoulement [m^2]
T_{in}	température de l'eau entrant dans le VC [K]
T_S	température d'équilibre de la surface [K]
T_{surf}	température de la surface [K]
T_∞	température à l'infini [K]
t	temps [s]
VC	volume de contrôle [m^3]
V_L	vitesse de l'écoulement locale à une hauteur H_L , [m/s]
V_∞	vitesse de l'écoulement à l'infini [m/s]
ϑ	volume des gouttelettes [m^3]
W	vitesse locale induite sur un élément de pale [m/s]
X	vitesse spécifique, $R\Omega \cos \psi / V_\infty$ $[-]$
X_L	vitesse spécifique locale, $R\Omega \cos \psi / V_L$ $[-]$
α	angle d'attaque du profil de l'aile dans l'écoulement [$deg.$]
β_c	angle de calage local de l'élément de pale [$deg.$]
β	coefficient de collision local $[-]$
ψ	angle de conicité du rotor [$deg.$]
σ	solidité du rotor [$deg.$]

θ	angle azimuthal mesuré par rapport à la verticale [<i>deg.</i>]
ν	viscosité dynamique de l'air [<i>kg/(m s)</i>]
ρ_a	masse volumique de l'air [<i>kg/m³</i>]
ρ_g	masse volumique de la gouttelette [<i>kg/m³</i>]

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE I Manuel de l'utilisateur	109
I.1 Module aérodynamique	109
I.1.1 Fichier de géométrie	109
I.1.2 Fichier de contrôle	110
I.1.3 Fichiers de sortie	112
I.2 Cas exemple	112
 ANNEXE II Logiciel "CARAH"	 119
II.1 Géométrie de l'éolienne	119
II.2 Conditions d'opération	120
II.3 Paramètres de contrôle	122
II.4 Visualisation des résultats	122
 ANNEXE III Développements mathématiques	 124
III.1 Méthode de panneaux	124
III.2 Calcul du coefficient de traînée	125
III.3 Calcul de la rugosité	127

CHAPITRE 1

Introduction

1.1 Généralités

Depuis les dernières décades, l'énergie éolienne s'impose de plus en plus comme une source d'énergie renouvelable efficace, non-polluante et à prix compétitif. La production d'électricité générée par le vent est passée de pratiquement zéro dans les années 80 à plus de 7.5 Terawatt-heure par année (TWh) en 1995, soit suffisamment d'électricité pour satisfaire les besoins résidentiels de Copenhague, Amsterdam, Dublin et Zurich combinés [1]. La figure 1.1 montre la progression de la production d'électricité générée par des éoliennes durant les quinze dernières années pour l'Amérique du Nord et l'Europe. Les percées technologiques des 5 dernières années ont placé l'énergie éolienne dans une position solide au point d'être nez-à-nez avec les technologies conventionnelles de génération d'électricité. Son utilisation comprend le pompage d'eau, l'approvisionnement en électricité de réseaux isolés ainsi que celui de stations autonomes de télécommunications, d'enregistrements météorologiques, géophysiques et autres.

L'utilisation de l'énergie éolienne génère les coûts sociaux et environnementaux les plus bas de toutes les technologies de production d'énergie. En effet, la génération d'énergie éolienne n'engendre aucun déchet, aucune émanation dans l'air, ni aucun rejet liquide ou solide. Par exemple, en Californie, pour les 17000 turbines en fonctionnement, cela représente une réduction de 2 millions de tonnes par année d'émission de dioxyde de carbone [1]. De

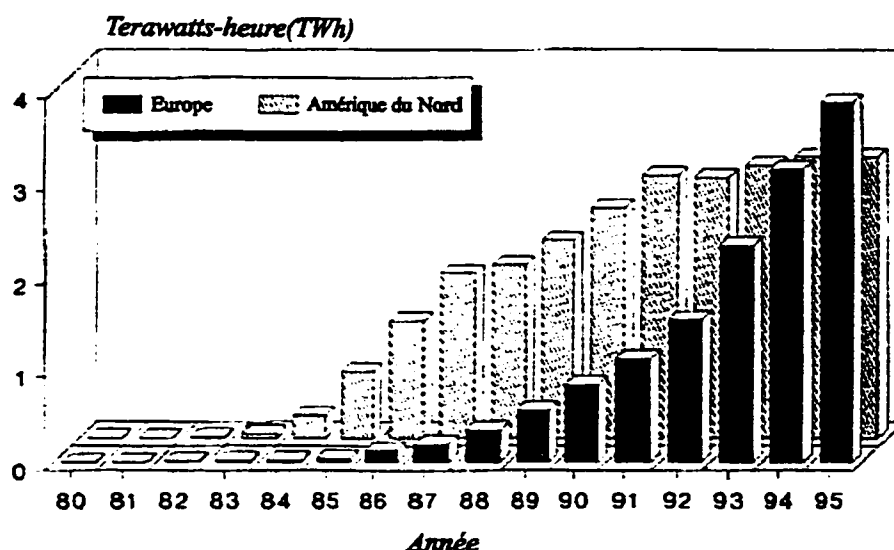


Figure 1.1 Génération d'énergie éolienne en Amérique du Nord et en Europe [1]

plus, suite à un gros effort de Recherche & Développement, l'énergie éolienne tend à devenir une des moins dispendieuses nouvelles formes d'énergie de cette fin de siècle ce qui favorise grandement sa mise en marché. Selon l'Association Européenne d'Énergie Éolienne (EWEA), le but des pays membres du marché commun est d'arriver à ce que l'énergie éolienne produise 10% des besoins électriques de la communauté européenne en l'an 2030 [2]. La figure 1.2 illustre les estimations des différentes sources d'électricité pour le début du XXI^{ème} siècle.

Au Canada, les ressources en énergie éolienne sont estimées selon certains chercheurs au double de celles des États-Unis [3]. Ces dernières pourraient constituer 10 fois la consommation électrique du pays (Tableau 1.1). Plus près de nous, le potentiel éolien québécois, à lui seul, est évalué à plus de 150 TWh, représentant entre 60% et 80% du potentiel éolien canadien, suffisamment pour répondre aux prévisions de l'accroissement de la demande d'énergie électrique au Québec [4].

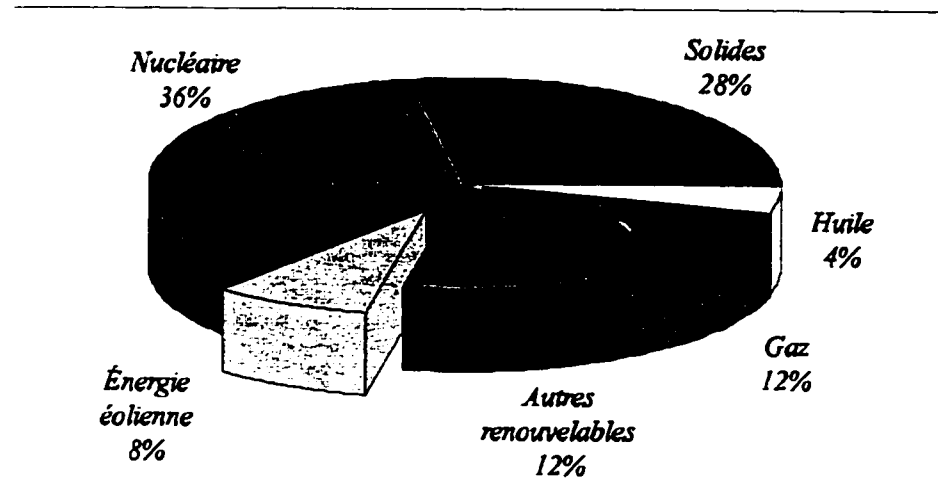


Figure 1.2 Estimations des sources d'électricité en l'an 2030 [2]

Tableau 1.1 Potentiel d'énergie éolienne pour les États-Unis, le Canada et l'Europe [3]

	Potentiel éolien (TWh/année)	Consommation électrique de 1989 (TWh)
États-Unis	5549	2700
Canada	9200	490
Danemark	10	26
Hollande	3	67
Communauté Européenne	130	1600

Le programme canadien de Recherche & Développement sur l'énergie éolienne comprend trois sous-programmes importants [5]:

- l'évaluation des ressources et des meilleurs sites d'implantation,
- la recherche et développement de la technologie,
- et l'expérimentation sur le terrain et aide technique à l'industrie.

Les objectifs de ce programme sont de déterminer les moyens et les circonstances pour faire de l'énergie éolienne une source d'énergie rentable au Canada, d'établir la technologie des systèmes de conversion de l'énergie éolienne adaptée aux conditions canadiennes, et d'encourager les initiatives dans le domaine de

la conception et de la fabrication des éoliennes tant pour le marché national qu'international.

Les éoliennes modernes sont classées en deux catégories selon l'orientation de l'axe de rotation du rotor: les éoliennes à axe horizontal et à axe vertical (voir figure 1.3).

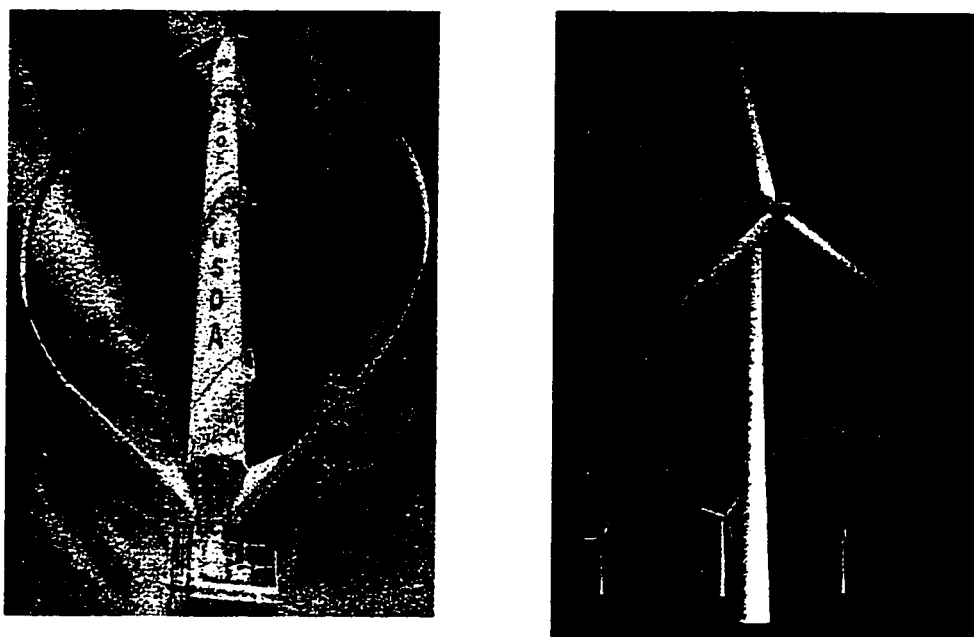


Figure 1.3 Éolienne à axe vertical et à axe horizontal

Dans les deux cas, les pales de l'éolienne extraient de l'énergie cinétique du vent, puis la transforment en énergie mécanique pour produire de l'électricité ou pomper de l'eau. La puissance générée varie de quelques kilowatts à plusieurs mégawatts. L'éolienne à axe horizontal est le type d'éolienne le plus répandu et comprend typiquement 2 ou 3 pales. Le rotor est situé "au vent" de la tour, c'est-à-dire que l'hélice est en amont de l'éolienne par rapport au vent. La transmission mécanique et le convertisseur d'énergie sont généralement derrière le rotor (hélice) et l'ensemble du dispositif doit pivoter au sommet de la tour

pour que le rotor pointe toujours dans la direction du vent. L'éolienne à axe vertical, inventée par Darrieus dans les années 20, est omnidirectionnelle, c'est-à-dire qu'elle ne nécessite pas d'être réorientée par rapport à la vitesse du vent. La transmission mécanique et le convertisseur d'énergie sont en général placés dans un module de puissance à la base du rotor ce qui facilite l'entretien. Les éoliennes Darrieus sont plus simples mécaniquement. Toutefois, les charges aérodynamiques cycliques entraînent une diminution de leurs performances et de leurs durées de vie en fatigue.

1.2 Objectifs & Motivations

À l'heure des grands débats sur le futur énergétique du Québec, il existe un intérêt croissant pour les énergies renouvelables propres, particulièrement l'énergie éolienne. Selon le rapport de la Table de consultation du débat public sur l'énergie, le Québec bénéficie d'une situation privilégiée de ressource éolienne et possède 57.7% du potentiel d'énergie éolienne au Canada [6]. Du au gisement éolien important particulièrement dans les régions côtières (le long de l'estuaire du St-Laurent), l'hydraulique et l'éolien sont mutuellement complémentaires en raison de leurs caractéristiques respectives. L'énergie éolienne peut s'avérer très utile pour améliorer la distribution électrique sur le réseau, notamment en période de fortes demandes.

Toutefois, les régions les plus prometteuses pour le développement de l'énergie éolienne se retrouvent concentrées principalement dans les régions arctiques, sub-arctiques et les régions côtières (particulièrement au Québec) où les températures sont très froides [7]. Ainsi, pour les communautés éloignées qui dépendent des génératrices diesel pour leur alimentation en électricité, les éoliennes sont confrontées aux conditions climatiques sévères où le givrage est

très présent. Malgré que ces régions froides représentent la plus grosse part de marché des éoliennes [8, 9], peu de recherches ont été entreprises jusqu'à maintenant pour mieux comprendre et prédire le phénomène de givrage atmosphérique et ses effets négatifs sur leurs performances et leurs rendements. De plus, peu d'études ont été réalisées sur l'utilisation et la fiabilité des éoliennes opérant dans des conditions de givrage. Ce phénomène, jusqu'à présent exclusif aux avions [10], représente une source non négligeable de perte de performance, de diminution de production d'énergie annuelle, de fatigue structurale du rotor due aux vibrations. Le givrage peut provoquer parfois même jusqu'à la destruction complète de l'éolienne due au gel du mécanisme de contrôle de la vitesse de rotation lors des vents violents [11, 12]. Il est à noter aussi que dans certaines régions à hautes élévations, où le givrage est très sévère, l'installation de machines éoliennes devient même impraticable [12]. Certaines études expérimentales ont démontré que l'accumulation de glace sur les composantes est parmi les problèmes majeurs les plus rencontrés [8, 13].

Sachant par ailleurs que le gouvernement encourage le développement de cette forme d'énergie, surtout depuis l'annonce d'installation de parcs éoliens dans le nord du Québec (péninsule gaspésienne, Cap Chat, Îles-de-la-Madeleine) [14], il apparaît très clairement que l'analyse aérodynamique des éoliennes en conditions de givrage s'avère indispensable pour mieux évaluer le potentiel des sites d'implantation et optimiser le design d'éoliennes dans de telles conditions. La simulation numérique pour la prédiction de la glace s'impose comme un moyen efficace et moins coûteux que l'expérimentation. Il reste toutefois que les résultats expérimentaux demeurent nécessaires pour valider les résultats théoriques ou numériques.

L'objectif principal du projet de recherche consiste à développer un code numérique capable de prédire la forme et la masse de glace s'accumulant sur les

pales d'une éolienne à axe horizontal opérant dans des conditions de givrage. La simulation nécessite la connaissance de la géométrie de l'éolienne, les conditions d'opération et les conditions atmosphériques. Il sera alors possible d'étudier l'influence des différents paramètres atmosphériques (température, teneur en eau liquide, diamètre des gouttelettes, vitesse de l'écoulement, ...) sur la formation de la glace, et prédire la chute de performance dans des conditions de givre ou de verglas.

Cette étude permettra de mieux comprendre le phénomène de givrage des éoliennes. On pourrait alors choisir mieux les emplacements des éoliennes où le givrage est le moins critique et le moins dangereux et concevoir des machines économiques fiables et plus sécuritaires.

1.3 Plan du mémoire

Le chapitre 2 présente une description du phénomène du givrage ainsi qu'un examen bibliographique du givrage des éoliennes. Les principales équations du modèle numérique sont présentées au chapitre 3. Le modèle numérique comprend 3 parties majeures: le modèle aérodynamique pour le calcul des performances des éoliennes non-givrées, le modèle de givrage pour la simulation de la forme de glace sur les éoliennes et le modèle de prédiction de performances des éoliennes givrées. Les résultats obtenus sont présentés et discutés au chapitre 4. Ce dernier comprend aussi une étude sur l'influence des conditions d'opération et de certains paramètres atmosphériques sur le givrage des éoliennes. Le chapitre 5 résume les conclusions ainsi que certaines recommandations sur le mémoire. L'annexe I et II présentent respectivement le manuel d'utilisation du modèle de givrage et du modèle de performance sous environnement Windows en utilisant le logiciel Visual-Basic 4.0. Finalement,

le développement détaillé de certaines équations pour le modèle numérique est donné à l'Annexe III.

CHAPITRE 2

Givrage des éoliennes

Depuis une quinzaine d'années, des progrès technologiques significatifs ont été réalisés dans le but de faire de l'énergie éolienne une filière fiable et rentable [1]. Ces progrès sont principalement associés aux efforts de Recherche & Développement pour l'amélioration de l'aérodynamique des pales, l'utilisation de nouveaux profils et de nouveaux matériaux plus légers, des systèmes de contrôle électronique sophistiqués et, d'une manière générale, des changements dans la conception des éoliennes. Cependant, malgré ces développements, l'utilisation des éoliennes dans des conditions sévères de température doit encore surmonter les problèmes du givrage des pales et des anémomètres (voir figure 2.1).



Figure 2.1 Givrage des pales et de l'anémomètre par temps froids [15]

En effet, sous certaines conditions atmosphériques, la glace se forme sur les éoliennes en fonctionnement, tout d'abord sur la nacelle de l'hélice pour

s'étaler progressivement sur la surface des pales. En règle générale, la glace s'accumule de façon irrégulière sur les pales, causant ainsi un déséquilibre. Les vibrations qui en résultent produisent des contraintes excessives sur les pales et bâti moteur, entraînant possiblement leurs bris. Le givrage de l'hélice se reconnaît principalement par une perte progressive de puissance et le roulement irrégulier du moteur.

La prochaine section porte sur la description du phénomène du givrage proprement dit.

2.1 Phénomène du givrage

Le givrage est un phénomène météorologique dû à la présence d'eau dans l'air. Lorsque la quantité d'eau dans l'air dépasse le taux de saturation, il se produit une nucléation qui se traduit par une condensation en fines gouttelettes. L'eau apparaît dans l'atmosphère dans ses trois états (solide, liquide ou gaz) où tous les changements de phase peuvent avoir lieu (voir figure 2.2).

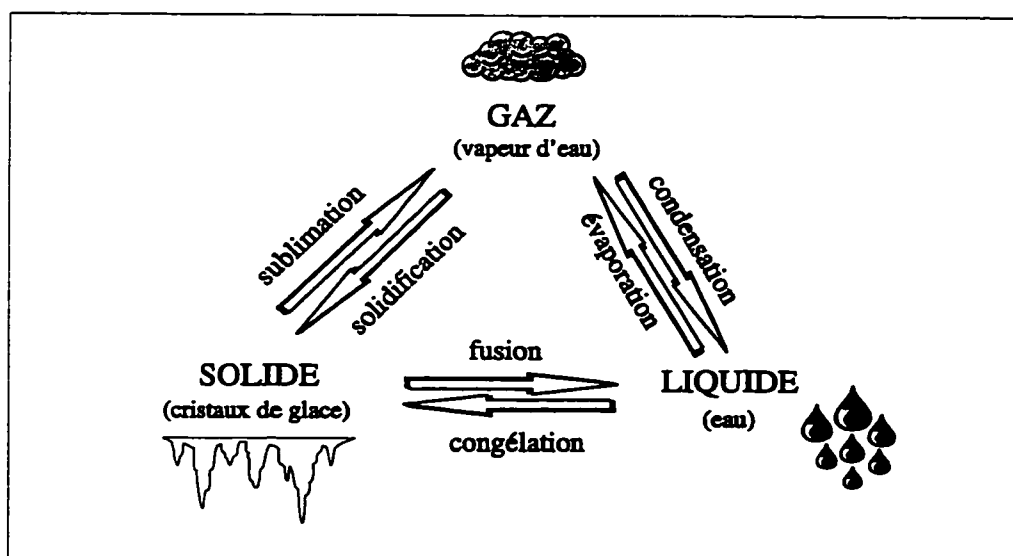


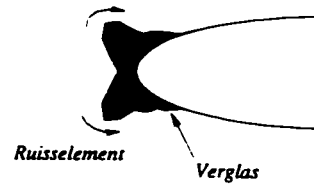
Figure 2.2 Changements d'état de l'eau

Il faudrait signaler que l'on rencontre des gouttelettes d'eau à l'état liquide à des températures inférieures au point de congélation (0°C): on les qualifie de surfondues. Elles se retrouvent souvent dans les nuages à des températures entre 0 et -40°C , particulièrement pour les gouttelettes de petites dimensions. Le phénomène du givrage résulte de la captation et de la congélation plus ou moins rapide, après impact sur les parois, de gouttelettes d'eau surfondues présentes dans l'atmosphère. Les gouttelettes ont des dimensions variant de 2 ou 3 microns jusqu'à plus plusieurs centaines de microns [16]. La présence de glace sur les surface portantes provoque une augmentation de la traînée, une diminution du coefficient de portance maximale, une diminution de l'angle de décrochage, une transition prématurée de la couche limite, une augmentation des contraintes structurales et vibrationnelles, et une perte d'efficacité aérodynamique [17, 18].

On distingue principalement deux types de glace soient, le givre ou le verglas tels qu'illustrés à la figure 2.3.

Conditions de verglas:

Température de l'air: Elevée
Vitesse de l'air: Elevée
Teneur en eau liquide: Elevée
Seule une partie de l'eau gele



Conditions de givre:

Température de l'air: Faible
Vitesse de l'air: Faible
Teneur en eau liquide: Faible
Les gouttelettes gèlent à l'impact



Figure 2.3 Formes typiques de glace sur un profil

Le premier type se forme surtout à basse vitesse, basse température et faible teneur en eau liquide. Généralement, les gouttelettes gèlent instantanément au contact de la surface et ce, sans ruissellement. La glace formée est peu adhérente, sèche, opaque, d'une couleur blanche laiteuse et emprisonnant de nombreuses bulles d'air. Ce type de givrage a un effet sur les caractéristiques aérodynamiques mais peut facilement être enlevé en utilisant des systèmes d'anti-givrage ou de dégivrage. Par contre, le verglas a l'aspect d'un dépôt lisse et transparent: il se forme de la solidification de gouttelettes surfondues à des températures proches du point de congélation. Les formes résultantes sont très variables, double cornes, bec ou arrondi du au ruissellement et généralement les conséquences sur les performances sont nettement plus sévères que le givre. En ce qui concerne le phénomène de givrage sur les éoliennes, celui-ci est très similaire à celui des avions au point de vue physique [13]. En effet, l'impact d'une gouttelette d'eau surfondue sur une pale entraîne un début de congélation, autrement dit la congélation d'une petite partie de l'eau libère suffisamment de chaleur latente pour élever la température de la gouttelette jusqu'à 0°C . La congélation ultérieure de la goutte ne se produit que si la chaleur latente additionnelle peut être libérée. Pour de très petites gouttelettes (de l'ordre de $20\mu\text{m}$) et pour des températures froides, celles-ci gèlent complètement et instantanément étant donné que la température de la gouttelette surfondue est nettement supérieure à celle de son environnement. Par contre, aux températures proches du point de congélation, particulièrement pour des grosses gouttelettes, la congélation est plus lente et la goutte a tendance à ruisseler sur la surface avant de perdre toute la chaleur latente libérée et s'être complètement solidifiée.

2.2 Examen bibliographique du givrage des éoliennes

Le modèle numérique de simulation de givrage sur les éoliennes comprend trois modèles principaux: un modèle aérodynamique, un modèle de givrage, et un modèle de perte de performance. Dans les sections qui suivent, une brève présentation des différentes méthodes de calcul pour chacun des modèles sera présentée.

2.2.1 Modèles aérodynamiques

Le premier des trois modules est le modèle aérodynamique: il permet de calculer les performances des éoliennes, particulièrement la puissance, la vitesse induite et la distribution de l'angle d'attaque local le long de la pale non-givrée. Les modèles aérodynamiques peuvent être classés en trois groupes principaux:

- les modèles de tubes de courant (théorie de l'élément de pale modifiée)
- les modèles "tourbillonnaires" (théorie de la ligne portante)
- les modèles Navier-Stokes (équations de Navier-Stokes)

Les modèles de tubes de courant ont été développés à partir de deux approches indépendantes utilisées pour la théorie des hélices soient:

- la théorie du disque actuateur (quantité de mouvement),
- et la théorie de l'élément de pale.

La théorie du disque actuateur est le plus simple des modèles aérodynamiques et a été développée par Rankine (1865) et Froude (1878) à partir du théorème de la quantité de mouvement: le rotor devient un disque homogène (infinité de pales) duquel de l'énergie est extraite du vent. Les lois de conservation permettent d'obtenir une description globale de l'écoulement. La seconde approche

- théorie de l'élément de pale - concerne les forces produites par les pales, résultat du mouvement du fluide. Cette dernière tient compte de la géométrie du rotor: elle permet donc de décrire l'écoulement autour d'un profil (section de pale). Les hypothèses principales du modèle d'écoulement résultant sont:

- Chaque tube de courant est analysé indépendamment du reste de l'écoulement.
- L'écoulement le long de l'envergure est négligé.
- Les conditions de l'écoulement ne varient pas selon la direction circonférentielle.

La combinaison des deux théories permet d'obtenir la configuration complète de l'écoulement et est communément appelé théorie de l'élément de pale modifiée. Il a été montré que ce type de modèle est adéquat pour l'analyse des performances des éoliennes [19]. C'est également une méthode standard pour le design [20] ou l'analyse de design d'éoliennes [21, 22]. De tels modèles ne nécessitent, par ailleurs, que très peu de temps de calcul et sont facilement adaptables à tout type d'ordinateur.

D'autres modèles plus complexes existent. Un des modèles le plus fréquemment utilisé est le modèle tourbillonnaire pour mieux représenter le sillage. Chaque pale du rotor est modélisée comme une ligne de tourbillons (ligne portante) où l'écoulement induit à chaque station est déterminé par la loi de Biot-Savart [23]. Les modèles tourbillonnaires peuvent être soit à sillage fixe ou figé ("*prescribed wake*") c'est-à-dire que la géométrie du sillage est connue *a priori* ou encore à sillage libre ("*free-wake*") avec une géométrie initiale du tourbillon [24]. Le temps de calcul pour des modèles "tourbillonnaires" est de quelques ordres supérieur aux modèles de tubes de courant.

Finalement, le dernier type de modèle est le modèle Navier-Stokes où l'écoulement autour de la pale est déterminé en résolvant les équations de Navier-Stokes stationnaires. L'éolienne est représentée par une distribution de sources et puits calculés par la théorie de l'élément de pale. Ce type de modèle, communément appelé *Navier-Stokes Source-In-Cell Model* [25], demandent énormément de temps de calcul et n'est donc pas approprié pour des designs préliminaires. Le principal avantage de ce modèle repose sur la capacité de pouvoir prédire les détails du champ de vitesses à travers le rotor, particulièrement utile pour l'étude du sillage ou encore pour des problèmes d'interférence aérodynamiques dans un parc éolien.

Une comparaison des modèles aérodynamiques montre que le principal avantage des modèles de quantité de mouvement réside dans leur simplicité et leur faible coût en temps de calcul.

2.2.2 Modèles de givrage

Jusqu'à tout récemment, le phénomène du givrage était principalement connu dans le cas des avions et des hélicoptères. En effet, les premiers travaux concernant les effets de la glace sur les profils ont débuté à la fin des années 20 par le "*National Advisory Committee for Aeronautics*" afin d'évaluer les performances des avions en présence de givrage. À la fin des années 70, le centre de recherche à la NASA "*Lewis Research Center*" a mis au point un programme de recherche sur l'accumulation de glace sur les profils. Ce programme s'est soldé par le développement du code de prédiction de formation de glace "*LEWICE*" [26]. Par la suite, d'autres codes ont été développés notamment au Royaume-Uni "*TRAJICE2*" [27], en France "*ONERA-ICE*" [28], au Canada "*CANICE*" [29] et en Italie "*CIRA-ICE*" [30]. Depuis, une expertise considérable a été développée dans les différents aspects de la formation de glace, en particulier

sur la détermination de l'écoulement autour du profil, le débit d'eau capté, la simulation des trajectoires des gouttelettes d'eau, l'échange de chaleur, la formation de la glace et le design des systèmes de protection contre le givrage (dégivrage et antigivrage).

En ce qui concerne l'accrétion de glace sur les pales d'éoliennes, d'après nos recherches, nous avons constaté que la recherche sur le givrage éolien vient à peine de commencer tant au niveau expérimental que numérique. Au Canada, Kolomeychuk et Sillis [12] ont examiné les répercussions de la présence de la glace sur les systèmes de conversion d'énergie pour les régions arctiques et côtières; Bose [13, 31] a entrepris une étude expérimentale sur une petite éolienne, située à Terre-Neuve, en conditions de givre et de verglas et, au Yukon, une éolienne de 150 kW a été installée sur le Mont Haeckel pour déterminer ses performances dans des conditions sévères de température [32]. Aux États-Unis, un premier projet de recherche sur l'étude de l'effet de la glace sur les performances des éoliennes a été entamé par Selig et al. [33, 34]. Ailleurs dans le monde, d'autres études expérimentales ont été réalisées, notamment en Suède, pour étudier le mécanisme et l'effet de la formation de glace sur les éoliennes [35], et en Finlande, où le Centre de Finlande en Recherche Technique (VTT) réalisent de nombreuses expériences, particulièrement sur le dégivrage des éoliennes [15]. Enfin, plus récemment, le nombre croissant d'éoliennes installées dans les régions montagneuses aux climats froids, où les conditions météorologiques sont sévères, a poussé la communauté européenne à intensifier la recherche sur l'analyse de l'influence des conditions de givrage sur l'opération des éoliennes avec une attention particulière sur les charges additionnelles de fatigue, les changements de comportements des systèmes de contrôle ainsi que les chutes de performance de manière à pouvoir établir de nouveaux standards pour la communauté européenne: il s'agit du projet BOREAS [36, 37, 38].

Au niveau numérique, la recherche sur le givrage des éoliennes n'en est qu'à ses débuts. Les premiers travaux ont été menés par Makkonen [39] en Finlande, qui s'est inspiré principalement des travaux de Lozowski [40] sur le givrage autour d'un cylindre. Le code résultant "TURBICE" peut simuler la formation de givre sur les pales d'une éolienne. Des travaux sur le givrage et ses conséquences sur les performances des éoliennes sont en cours à l'Université d'Illinois à Urbana-Champaign. Finalement, la chaire en aéronautique J.-A. Bombardier travaille actuellement sur le développement d'un code de prédiction de formation de glace sur une pale d'éolienne.

Des situations dangereuses peuvent se produire durant le fonctionnement de rotors à haute vitesse (pales d'éoliennes ou autres) dans des conditions de givrage particulières. Une des causes principales du danger vient du décollement de la glace accumulée sur le rotor qui peut provoquer des débalancements ou vibrations incontrôlables [41, 42]. Il peut aussi produire des projectiles à haute vitesse susceptibles d'endommager l'éolienne, les appareils à proximité ou encore blesser les personnes qui pourraient être aux alentours [43]. Le phénomène de décollement provient des forces aérodynamiques ou d'inertie agissant sur la glace. Les modèles de décollement actuels sont basés sur la simulation par éléments finis des contraintes à l'interface eau-glace causée par la force centrifuge. À notre connaissance, aucun modèle de givrage des éoliennes n'en tient compte, les vitesses circonférentielles étant nettement plus petites que celles rencontrées pour des hélices de moteurs ou des pales d'hélicoptères.

Des recherches sur les modèles de givrage, il apparaît donc qu'aucun code numérique robuste capable de prédire le givre et le verglas n'a été développé jusqu'à maintenant.

2.2.3 Modèles de perte de performances

Durant les années 50 & 60, de nombreuses données expérimentales ont été recueillies par le NACA (*National Advisory Committee for Aeronautics*) sur les caractéristiques des profils givrés et les pertes des performances aérodynamiques résultante pour tirer certaines relations semi-empiriques entre la forme de glace et la traînée. Gray[44] a développé une relation pour le coefficient de traînée pour des conditions de verglas. Bragg[45] a, par la suite, présenté un code de calcul des trajectoires de gouttelettes et proposé une relation empirique pour déterminer le coefficient de traînée pour des conditions de givre en s'appuyant sur des résultats expérimentaux. Ces corrélations ont été utilisées avec succès pour la prédiction de chute de performance des hélices de moteur [46] ou de pales d'hélicoptères givrées [47, 48]. Dans cette optique, Korkan, Dadone et Shaw [49, 50, 51] ont présenté un moyen de déterminer analytiquement les pertes de performance de pales d'hélicoptères givrées (en vol droit et plané) en utilisant une méthode de moyennage permettant d'accélérer le temps de calcul. Enfin, Flemming et Lednicer [52] ont développé une série de relations pour les coefficients de traînée, portance et moment pour les conditions de givre et de verglas à partir de test de givrage sur plusieurs profils en rotation.

CHAPITRE 3

Modélisation numérique

Le chapitre qui suit présente la méthodologie utilisée ainsi que les principales étapes de calcul du code numérique pour la simulation du givrage éolien.

3.1 Méthodologie pour la simulation du givrage des éoliennes

Le modèle numérique développé comprend trois modèles principaux: *i)* le modèle aérodynamique, *ii)* le modèle de givrage et *iii)* le modèle de perte de performance. La résolution numérique du problème de l'accumulation de glace sur les pales d'éoliennes consiste premièrement à déterminer l'écoulement autour du corps puis à calculer les trajectoires des gouttelettes et le coefficient de collision pour déterminer le dépôt et la masse de glace s'accumulant sur la pale. Enfin, on détermine la perte de performance de l'éolienne givrée à partir de relations empiriques. L'approche du problème consiste à décomposer l'analyse de la formation de glace selon les étapes suivantes:

- développement d'un modèle de calcul des performances aérodynamiques pour déterminer les vitesses induites et l'angle d'attaque local en fonctions des positions radiales et azimuthales,
- détermination des trajectoires des gouttelettes d'eau et des coefficients de collision pour chaque section de pale connaissant les conditions atmosphériques,
- calcul d'échange de chaleur à la surface de la pale,

- détermination de la forme, l'épaisseur et la masse de glace accumulée,
- et calcul des pertes de performances des éoliennes givrées.

Le modèle développé est un modèle bidimensionnel où l'écoulement est incompressible et non-visqueux. La prédiction de la glace se fait sur chaque section radiale le long de la pale. La détermination de la vitesse locale et de l'angle d'attaque en fonction de la position radiale et azimuthale est basée sur les modèles de tubes de courant (théorie de l'élément de pale modifiée). Toutefois, comme le calcul du givrage est stationnaire, une technique de moyennage (*"Averaging Method"*) développé initialement par Korkan et al. [49] pour le cas des hélicoptères a été adaptée au cas des éoliennes. Le calcul du mouvement des gouttelettes est effectuée en tenant compte de la force gravitationnelle, de la poussée d'Archimède et de la force de traînée. La résolution de l'équation des trajectoires est effectuée par la méthode de Runge-Kutta du quatrième ordre. À la surface d'impact, le calcul de répartition du débit massique d'eau captée par la pale et l'échange de chaleur qui en résulte est basé sur le modèle de Messinger [53]: des bilans de masse et d'énergie sont appliqués à chacun des volumes de contrôle. Une fois l'analyse thermodynamique effectuée, il ne reste qu'à changer la forme de glace sur chacune des sections de pale. Par la suite, les données nécessaires pour les modèles de chute de performances sont extraites (coefficient de collision, corde, diamètre des gouttelettes, vitesse de l'écoulement locale, ...) et appliqués aux modèles semi-empiriques développés par Gray [44] ou Bragg [45].

Une description détaillée des équations utilisées dans chacun de ces modèles est présentée dans les sections qui suivent.

3.2 Modèle aérodynamique

L'objectif principal du modèle aérodynamique est de déterminer la champ de vitesses autour de la pale en rotation ainsi que la distribution de l'angle d'attaque le long de l'envergure de la pale ainsi que la poussée, le couple et la puissance de l'éolienne non-givrée. L'approche choisie est basée sur la méthode des tubes de courant qui combinent les théories de quantité de mouvement et de l'élément de pale compte-tenu du fait de sa rapidité et des bons résultats obtenus comparativement aux modèles tourbillonnaires ou ceux basés sur les équations de Navier-Stokes.

Dans ce qui suit, les hypothèses et les équations de base du modèle aérodynamique sont présentées ainsi qu'une description de la modélisation de certains effets physiques inclus dans ce dernier.

3.2.1 Théorie de quantité de mouvement

Une éolienne à axe horizontal peut être considérée comme une hélice qui extrait de l'énergie de l'air en mouvement et la convertit en énergie mécanique. La théorie de quantité de mouvement permet de déterminer les forces agissant sur une pale pour produire le mouvement du fluide (rendement, vitesse du flux) mais ne donne aucune information sur la géométrie de l'éolienne capable de générer un tel mouvement. Les pertes d'énergie sont attribuables au mouvement de rotation du fluide et à la traînée de friction. Comme première approximation, pour déterminer la puissance maximale d'une éolienne, on pose les hypothèses suivantes:

1. Les pales opèrent sans traînée de friction.
2. Le tube de courant sépare l'écoulement passant à travers le rotor de celui à l'extérieur de celui-ci.

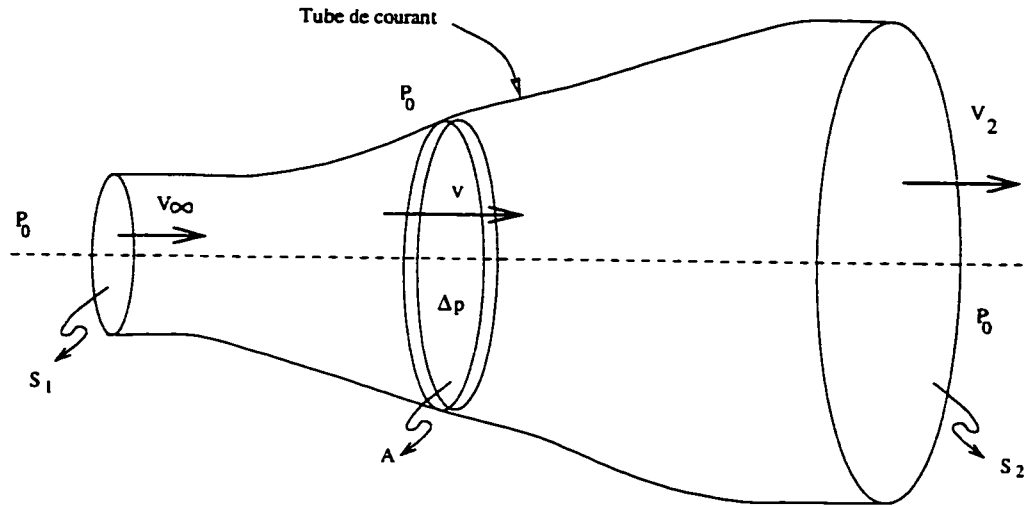


Figure 3.1 Volume de contrôle utilisé pour une éolienne

3. Les pressions statiques loin en amont et en aval du tube de courant sont égales à la pression statique de l'écoulement uniforme.
4. L'écoulement est supposé uniforme.

Avec ces hypothèses, si on applique le théorème de quantité de mouvement au volume de contrôle montré à la figure 3.1, où les volumes de contrôle amont et aval sont infiniment éloignés de la turbine, la poussée T s'écrit:

$$T = \dot{m}(V_\infty - V_2) = \rho AV(V_\infty - V_2) \quad (3.1)$$

D'autre part, la poussée peut s'exprimer comme:

$$T = A\Delta p \quad (3.2)$$

où Δp est la différence de pression à travers le rotor.

Si on applique maintenant l'équation de Bernoulli en amont et en aval de l'éolienne, on obtient:

$$\Delta p = \frac{1}{2}\rho(V_\infty^2 - V_2^2) \quad (3.3)$$

En substituant cette dernière dans l'équation (3.2) on aura:

$$T = \frac{1}{2} \rho A (V_{\infty}^2 - V_2^2) \quad (3.4)$$

De même, en égalant les équations (3.1) et (3.4) on déduit que la vitesse à travers le rotor est la moyenne des vitesses initiale et finale de l'écoulement (vitesse à l'infini et vitesse du sillage), soit:

$$V = \frac{V_{\infty} + V_2}{2} \quad (3.5)$$

Si on définit le facteur d'interférence axial a ($a < 1$) comme $V = V_{\infty}(1 - a)$, la vitesse du sillage s'exprime alors:

$$V_2 = V_{\infty}(1 - 2a) \quad (3.6)$$

Par conséquent, la force de poussée sur l'éolienne peut s'écrire en termes du facteur de vitesse induite a comme:

$$T = \frac{1}{2} \rho A V_{\infty}^2 4a(1 - a) \quad (3.7)$$

Si on considère un anneau circulaire de longueur dr (élément de pale) tel qu'illustré à la figure 3.2, la poussée devient alors, en tenant compte de la conicité de la pale ψ :

$$dT = \rho V^2 \pi r_{\psi} dr_{\psi} (V_{\infty} - V_2) \quad (3.8)$$

où $r_{\psi} = r \cos \psi$ est la position radiale de l'élément de pale en position conique et $dr_{\psi} = dr \cos \psi$, l'équation (3.8) devient:

$$dT = \pi r \rho V_{\infty}^2 4a(1 - a) \cos^2 \psi dr \quad (3.9)$$

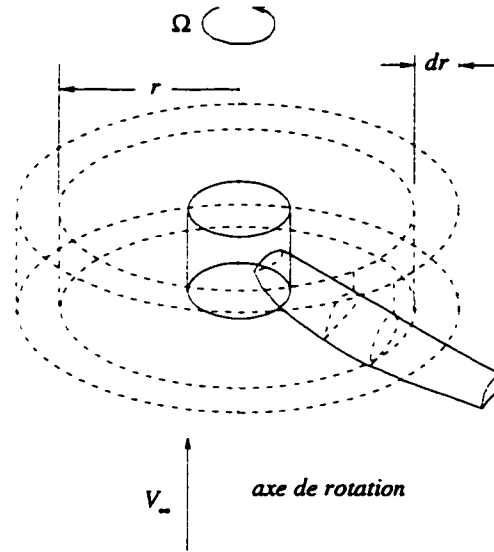


Figure 3.2 Élément de pale du rotor

D'autre part, le couple obtenu sur l'axe de l'hélice provient aussi d'une variation de quantité de mouvement angulaire. Il peut être déterminé en multipliant la vitesse circonférentielle en aval de l'éolienne par le débit massique à travers l'anneau. En fait, le débit massique étant constant, le seul paramètre variable est la vitesse tangentielle de l'écoulement. Si on définit une fois encore un paramètre de vitesse induite tangentielle a' comme étant $a' = \frac{\omega}{2\Omega}$, où Ω est la vitesse de rotation de l'éolienne et ω la vitesse angulaire locale, on obtient le couple sur l'hélice:

$$\begin{aligned} dQ &= d\dot{m}(V_t r) = (2r_\psi a' \Omega) \times (\rho V_\infty 2\pi(1-a)r_\psi dr_\psi) \\ &= 4\pi r^2 \cos^3 \psi \rho V_\infty \Omega (1-a) a' dr \end{aligned} \quad (3.10)$$

3.2.2 Théorie de l'élément de pale

Dans la théorie de l'élément de pale, la pale est divisée en "tranches" imaginaires d'épaisseur dr (figure 3.2) et l'on étudie plus particulièrement un élément

de pale situé à une distance r de l'axe de rotation du rotor. La figure 3.3 montre la géométrie de l'éolienne ainsi que la traînée et la portance d'une section de pale située à une distance r de l'axe. En déterminant les forces agissant sur les différents éléments de pale, le moment et la poussée peuvent alors être connus en intégrant ces forces le long de la pale. L'hypothèse fondamentale de la théorie de l'élément de pale est qu'il n'y a pas d'interaction entre les éléments de pale adjacents le long de la pale. Pour cet élément de pale, la portance et la traînée à une distance r de l'axe de rotation sont définies par:

$$\begin{aligned} dL &= \frac{1}{2} \rho (c dr) W^2 C_L \\ dD &= \frac{1}{2} \rho (c dr) W^2 C_D \end{aligned} \quad (3.11)$$

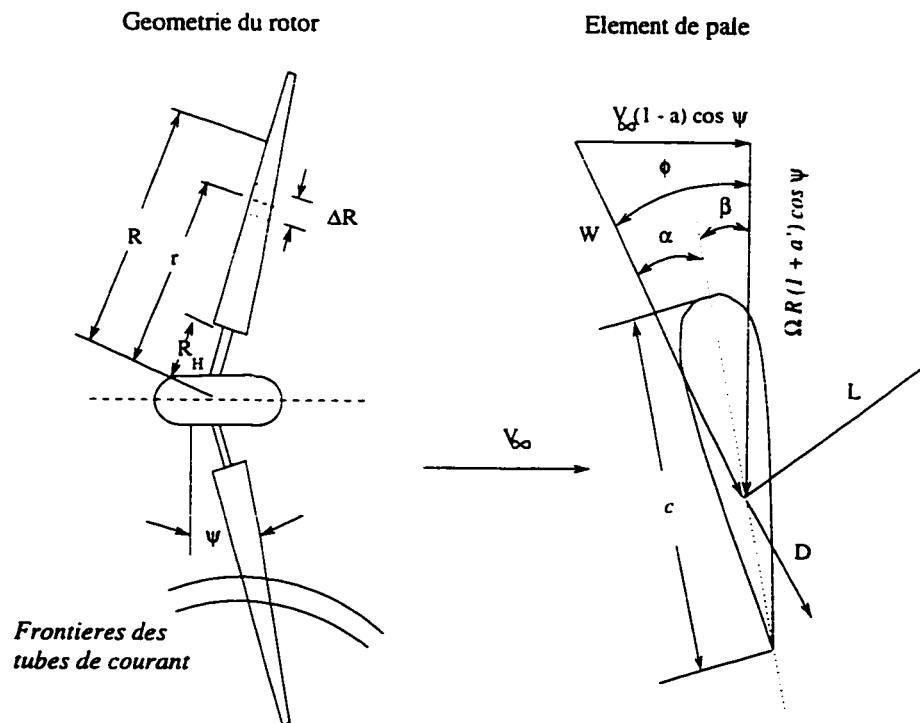


Figure 3.3 Caractéristiques de l'éolienne et écoulement autour d'un élément de pale

Si on projette ces valeurs sur un plan parallèle et un plan perpendiculaire au plan de rotation de l'éolienne à N pales et en prenant en considération la

conicité ψ , on obtient:

$$dT = \frac{1}{2} Nc\rho W^2 (C_L \cos \phi + C_D \sin \phi) dr \cos \psi \quad (3.12)$$

$$dQ = \frac{1}{2} Nc\rho W^2 r (C_L \sin \phi - C_D \cos \phi) dr \cos \psi \quad (3.13)$$

De plus, de la figure 3.3, on peut aussi tirer les relations suivantes:

$$\begin{cases} \tan \phi = \frac{1-a}{1+a'} \frac{V_\infty}{\Omega R} \\ \alpha = \phi - \beta_c \end{cases} \quad (3.14)$$

Si on définit également la solidité du tube de courant comme le rapport de l'aire des pales par rapport à la surface balayée,

$$\sigma = \frac{Nc}{\pi R \cos \psi} \quad (3.15)$$

et la vitesse spécifique de l'éolienne comme le rapport entre la vitesse du bout de pale et celle de l'écoulement uniforme:

$$X = \frac{\Omega R_T \cos \psi}{V_\infty} \quad (3.16)$$

On peut utiliser le triangle de vitesse, on peut exprimer pour la vitesse relative locale sous la forme:

$$W = V_\infty \sqrt{(1 - a)^2 \cos^2 \psi + (1 + a')^2 X^2 \left(\frac{R}{R_T} \right)^2} \quad (3.17)$$

Par ailleurs, étant donnée que les équations (3.12) et (3.13) sont vérifiées pour toutes les valeurs du rayon r du rotor, on peut donc exprimer la poussée et le couple comme suit:

- Pour la poussée:

En égalant les équations (3.9) et (3.12), on a:

$$\pi r \rho V_{\infty}^2 4a(1-a) \cos^2 \psi dr = \frac{N}{2} c \rho W^2 (C_L \cos \phi + C_D \sin \phi) dr \cos \psi \quad (3.18)$$

De la figure 3.3, on a:

$$\sin \phi = \frac{(1-a)V_{\infty} \cos \psi}{W} \quad (3.19)$$

En remplaçant W obtenue de l'équation précédente dans l'équation (3.18) et après quelques simplifications, on obtient la relation suivante:

$$4a(1-a) = \frac{\sigma (1-a)^2 \cos^2 \psi}{2 \sin^2 \phi} (C_L \cos \phi + C_D \sin \phi) \cos \psi \quad (3.20)$$

Finalement, on peut à ce point supposer que la portance est la seule force qui cause un changement de vitesse de l'écoulement dans le tube de courant, la traînée de la pale ayant un effet appréciable sur la vitesse seulement dans la mince couche de sillage [54]. Par conséquent, le terme C_D dans l'équation précédente peut être négligé dans le calcul du facteur d'interférence axial a . On peut alors résoudre cette dernière pour a , ce qui donne:

$$a = \frac{1 - \sqrt{1 - \frac{\sigma (1-a)^2 \cos^2 \psi}{2 \sin^2 \phi} C_L \cos \phi}}{2} \quad (3.21)$$

Il est à noter que cette équation devra être résolue de manière itérative où la valeur de a dans le terme de droite est connue à chacune des itérations. a , dans le terme de gauche, sera la nouvelle valeur de a pour l'itération suivante.

- Pour le couple:

En égalant les équations (3.10) et (3.13), on obtient de la même manière:

$$4\pi r^2 \cos^3 \psi \rho V_\infty \Omega (1 - a) a' dr = \frac{N}{2} c \rho W^2 r (C_L \sin \phi - C_D \cos \phi) dr \cos \psi \quad (3.22)$$

De la figure 3.3, on a:

$$\sin \phi = (1 - a) \frac{V_\infty \cos \psi}{W} \quad (3.23)$$

$$\cos \phi = (1 + a') \frac{\Omega r \cos \psi}{W} \quad (3.24)$$

En substituant ces relations dans l'équation (3.22) et négligeant encore une fois les termes de traînée, on obtient:

$$\frac{a'}{1 + a'} = \frac{\sigma C_L}{8 \cos \phi} \quad (3.25)$$

De la même manière que pour a , le facteur d'interférence tangentiel a' doit être résolu de façon itérative. Pour les deux facteurs a et a' , la procédure suivie se résume comme suit:

1. définir la géométrie de l'éolienne (corde, calage, vitesse spécifique) ainsi que les caractéristiques du profil (données statiques 2-D),
2. supposer des valeurs initiales pour a et a' (zéro généralement),
3. calculer W , ϕ et l'angle d'attaque α de la section de pale,
4. utiliser les équations (3.21) et (3.25) pour déterminer les nouvelles valeurs de a et a'
5. comparer ces dernières avec les valeurs obtenues à l'itération précédente. Si la différence est inférieure à une valeur pré-établie, la convergence est atteinte et on passe à la section de pale suivante. Sinon, retourner à l'étape 3.

Une fois les valeurs de a et a' déterminées, les valeurs de couple, poussée et puissance pour chacun des anneaux peuvent être trouvées. Le calcul de ces valeurs est explicité à la section 3.2.2.4

3.2.2.1 Effet des bouts de pale

Le modèle développé à la section précédente ne prend pas en compte les pertes aérodynamiques dues au décollement des tourbillons aux bouts de pale de longueur finie. Les éléments de bouts de pale contribuent grandement au moment, et, par conséquent à la puissance de l'éolienne, il faut donc introduire une correction afin de tenir compte de ces effets. En effet, la théorie de l'élément de pale suppose que l'écoulement à travers chaque tube de courant est uniforme. En fait, chaque pale engendre un tourbillon hélicoïdal près du bout de pale qui provoque un champ de vitesse induite non-uniforme, ce qui se traduit par une augmentation des facteurs d'interférence axiaux et tangentiels dans le voisinage des bouts de pale, une diminution de l'angle d'attaque et donc, une chute du moment résultant. Une bonne approximation des pertes de bout de pales est donnée par le modèle de Prandtl [19]. Dans ce modèle, les nappes tourbillonnaires ("*vortex sheet*") générées par les pales sont remplacées, par une série de plans parallèles d'espacement égal à la distance normale entre les tourbillons successifs à la frontière [19]. L'expression du facteur de bout de pale de Prandtl, F_T est donnée par:

$$F_T = \frac{2}{\pi} \arccos(\exp^{-f}) \quad (3.26)$$

où:

$$f = \frac{N R_T - R}{2 R_T \sin \phi_T} \quad (3.27)$$

De la même manière, si la pale se termine avant d'atteindre le moyeu, on aura un facteur de perte du moyeu, F_H , similaire au facteur de perte de bout de pale. L'équation pour F_H est la même que pour F_T (Éq. 3.26) avec:

$$f = \frac{N R - R_H}{2 R_H \sin \phi} \quad (3.28)$$

où R_H est le rayon du moyeu de l'éolienne.

Finalement, le facteur de perte total du aux bouts de pale, F est donné par:

$$F = F_T F_H \quad (3.29)$$

Ce facteur de perte peut être appliqué aux équations des facteurs d'interférence a et a' - Éqns (3.21) et (3.25) -, ce qui donne:

- Pour a :

$$a = \frac{1 - \sqrt{1 - \frac{\sigma}{2} \frac{(1-a)^2 \cos \psi^2}{\sin \phi^2} C_L \cos \phi}}{2F} \quad (3.30)$$

- Pour a' :

$$\frac{a'}{1 + a'} = \frac{\sigma C_L}{8F \cos \phi} \quad (3.31)$$

Ce sont donc ces équations qui seront utilisées lors de la procédure itérative pour obtenir la distribution de l'angle d'attaque local et de la vitesse induite le long de la pale de l'éolienne.

3.2.2.2 Effet de la couche limite terrestre

Les éoliennes sont sujettes à une variation de vitesse de vent due à la couche limite terrestre (voir figure 3.4). Pour tenir compte de cette variation, l'analyse décrite à la section 3.2.2 est effectuée pour plusieurs sections azimuthales sur

chacun des éléments de pale. L'angle azimuthal θ est mesuré par rapport à la verticale.

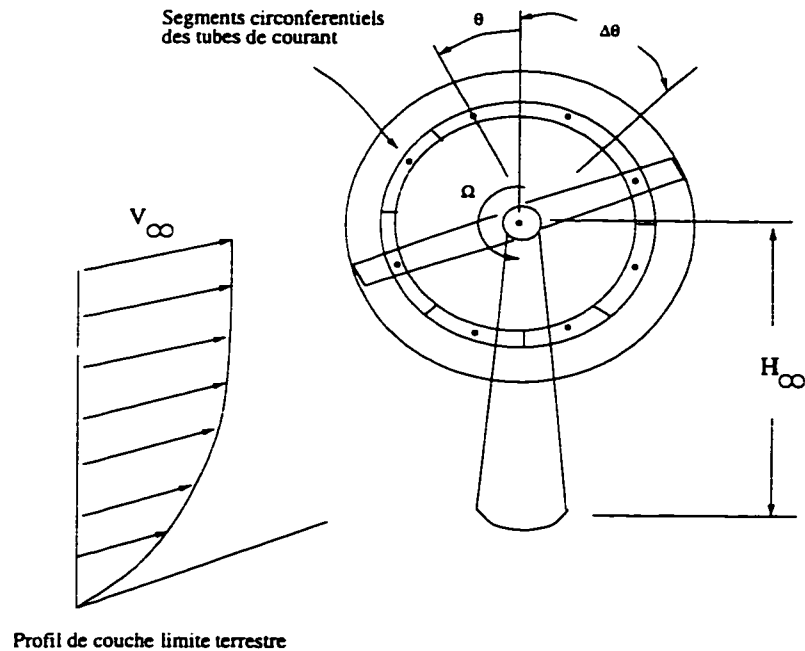


Figure 3.4 Modèle de couche limite terrestre

L'équation de la variation de la vitesse du vent dans la couche limite terrestre en fonction de l'élévation est donnée par:

$$V_\theta = V_\infty \left(\frac{H_\theta}{H_\infty} \right)^e \quad (3.32)$$

où V_θ est la vitesse à la hauteur H_θ , e l'exposant du profil de vent et H_∞ étant choisi comme la hauteur du moyeu de l'éolienne (voir figure 3.4). La hauteur H_θ est donnée par:

$$H_\theta = H_\infty + R \cos \theta \quad (3.33)$$

et l'équation (3.32) devient:

$$V_\theta = V_\infty \left(1 + \frac{R}{H_\infty} \cos \theta \right)^e \quad (3.34)$$

Cette relation est communément utilisée en ingénierie pour le profil de vent. En réalité, les profils de vent sont logarithmiques ou encore plus complexes. L'hypothèse d'une loi simple de puissance sur un petit intervalle d'hauteur reste toutefois une approximation acceptable. En pratique, l'exposant de profil de vent est approximé à $1/7$ pour des terrains lisses. Par contre, pour des terrains rugueux, ce dernier est au moins deux fois plus grand [55].

De plus, la largeur de chacune des stations azimuthales est:

$$\Delta\theta = \frac{2\pi}{N_\theta} \quad (3.35)$$

où N_θ est le nombre de sections circonférentielles.

Les expressions pour les facteurs d'interférence axial et tangentiel a et a' (Eq. 3.30 et 3.31) restent inchangées. Par contre, la vitesse relative locale devient:

$$W = V_\theta \sqrt{(1 - a)^2 \cos^2 \psi + (1 + a')^2 X_\theta^2 \left(\frac{R}{R_T}\right)^2} \quad (3.36)$$

où $X_\theta = X \frac{V_\infty}{V_\theta}$ est la vitesse spécifique locale à un angle d'azimuth θ .

Il est à noter qu'il n'est nécessaire d'effectuer des calculs que sur la moitié des sections azimuthales et radiales, la seconde étant symétrique. Par ailleurs, la vitesse du vent ne variant pratiquement que très peu (entre 10 et 20 %) par rapport à l'écoulement uniforme, on pourrait s'attendre que de tels effets, dépendamment de la hauteur de l'éolienne et la rugosité du terrain, n'aient qu'une faible influence sur la performance totale de l'éolienne.

3.2.2.3 Effet de la turbulence du sillage

Le modèle classique d'élément de pale développé présente un comportement particulier lorsque le facteur d'interférence axial a excède 0.5. En effet, à ce niveau d'interférence, dans un écoulement idéal incompressible, une valeur

supérieur à 0.5 signifie que l'écoulement est renversé (voir Eq. (3.6)). Physiquement, l'interaction visqueuse devient significative et le sillage se comporte de manière turbulente altérant ainsi l'écoulement [22].

Pour caractériser les différents états d'écoulement du rotor, le coefficient de perte de charge, C_H , est défini de la théorie de quantité de mouvement comme:

$$C_H = 4a(1 - a) \quad (3.37)$$

Par ailleurs, la théorie de la quantité de mouvement prédit un coefficient de perte de charge inférieur ou égal à 1 lorsque l'écoulement est renversé ce qui n'est pas le cas: des expériences ont montré des valeurs de C_H supérieures à 1 [22] (voir figure 3.5).

Une correction doit donc être apportée pour de tels écoulements. Hibbs [22] a dérivé une relation quadratique entre a et C_H à partir de la relation empirique de Glauert dérivée de données expérimentales, soit [56]:

$$a = \frac{0.143 + \sqrt{0.0203 - 0.6427(0.889 - C_H)}}{F} \quad (3.38)$$

Ce modèle est communément appelé *Advanced Brake State Model*. La figure 3.5 montre la relation entre a et C_H pour la théorie de quantité de mouvement, le modèle de Glauert ainsi que certaines données expérimentales tirées de Hibbs[22]: les valeurs obtenues avec cette dernière se rapprochent des valeurs expérimentales. Pour le calcul numérique, l'équation (3.38) est utilisée seulement lorsque le coefficient de perte de charge C_H est supérieur à 0.96 [57] comme le montre la figure 3.5.

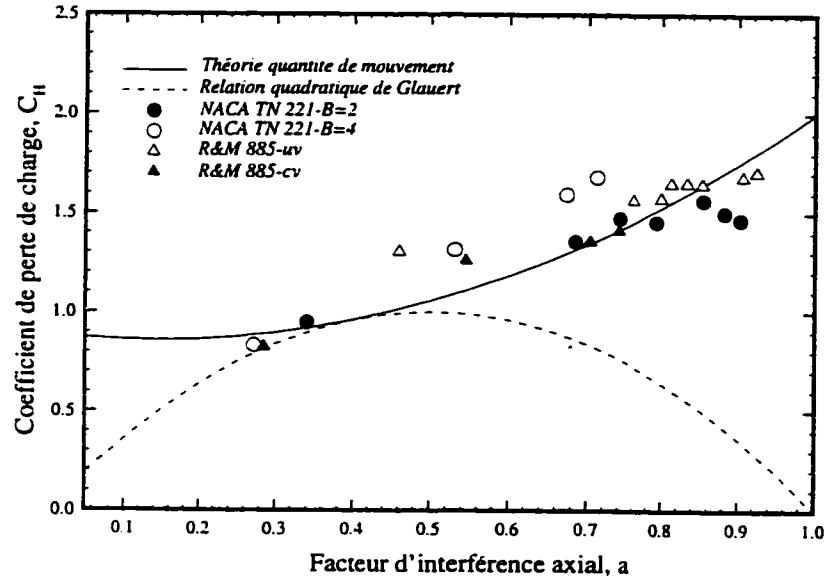


Figure 3.5 Relation entre a et C_H pour le modèle de turbulence du sillage [22]

3.2.2.4 Calcul de la puissance

Une fois, les valeurs de a et a' trouvées, pour chacun des stations radiales et azimuthales, on peut alors calculer localement le moment, la poussée ainsi que la puissance (ou coefficient de puissance) pour l'éolienne. Ces dernières valeurs sont normalisées par rapport à l'aire projetée par le tube de courant.

- Coefficient de couple local:

$$C_{Ql} = \frac{N}{2\pi \cos^2 \psi} \frac{c}{R_T} \left(\frac{V_\theta}{V_\infty} \right)^2 W^2 (C_L \sin \phi - C_D \cos \phi) \quad (3.39)$$

- Coefficient de poussée locale:

$$C_{Tl} = \frac{N}{2\pi \cos \psi} \frac{c}{R} \left(\frac{V_\theta}{V_\infty} \right)^2 W^2 (C_L \cos \phi + C_D \sin \phi) \quad (3.40)$$

- Coefficient de puissance locale:

$$C_{Pl} = X C_{Ql} \quad (3.41)$$

Finalement, les valeurs totales de chacun des coefficients peuvent être calculées en intégrant les valeurs obtenues pour chacune des stations:

- Coefficient total de moment:

$$Q_{\text{total}} = \sum_{i=1}^{N_R} \sum_{j=1}^{N_\theta} C_{Ql} \frac{2R_i \Delta R_i \Delta \theta_j}{R_T^2} \quad (3.42)$$

- Coefficient total de poussée:

$$T_{\text{total}} = \sum_{i=1}^{N_R} \sum_{j=1}^{N_\theta} C_{Tl} \frac{2R_i \Delta R_i \Delta \theta_j}{R_T^2} \quad (3.43)$$

- Coefficient de puissance totale:

$$C_{P\text{total}} = X Q_{\text{total}} \quad (3.44)$$

où N_R est le nombre de stations radiales et N_θ le nombre de stations azimuthales utilisés pour l'analyse.

On peut alors tirer du modèle aérodynamique les courbes de puissance ainsi que la distribution de l'angle d'attaque local et des vitesses locales induites le long de la pale nécessaire comme données pour le modèle de givrage. Les résultats obtenus avec le modèle aérodynamique sont montrés et discutés au Chapitre 4.

3.3 Modèle de givrage

Le modèle de givrage permet de simuler la forme et la masse de glace accumulées sur chacune des sections de la pale de l'éolienne connaissant les conditions d'opération et les conditions atmosphériques. Les conditions d'opération, la géométrie de la pale ainsi que la distribution de vitesse et d'angle d'attaque local sont tirées du modèle aérodynamique. Dans le cas présent, le modèle de givrage utilise une technique que l'on retrouve dans les modèles de givrage

d'avion tel que *CANICE* développé par la chaire en aéronautique J.-A. Bombardier [10]. La procédure comprend le pré-traitement des résultats du modèle aérodynamique, une boucle de simulation de givrage pour chacune des stations radiales le long de la pale ainsi que le post-traitement des données de givrage (forme, masse de glace formée, coefficient de collision, ...) pour le calcul de perte de performances des éoliennes givrées.

Le code de prédiction de formation de glace sur les éoliennes est un modèle bi-dimensionnel où l'écoulement est incompressible et irrotationnel. Il comporte quatre modules majeurs, soient le calcul du champ de vitesses, le calcul des trajectoires des particules, l'analyse thermodynamique et le calcul de formation de glace. Ces quatre modules sont appliqués pour chacune des sections de pale. La figure 3.6 montre les principales composantes du code incluant les paramètres d'entrée, comprenant les conditions atmosphériques et les vitesses et angle d'attaque obtenues avec le modèle aérodynamique, ainsi que celles de sortie (forme et masse de glace).

Le premier pas pour toute simulation numérique de formation de glace est le calcul de l'impact des gouttelettes sur la surface du profil ce qui inclut le calcul des trajectoires des gouttelettes à travers le champ local de vitesses: cette étape est la plus importante et aussi celle qui nécessite le plus grand temps de calcul. Cette procédure est un processus itératif pour chacun des pas de temps étant donné que l'écoulement et l'accrétion s'influencent mutuellement. Une fois le nombre de particules impactantes déterminé, une analyse thermodynamique sur chaque volume de contrôle donne la quantité d'eau se solidifiant. Celle-ci connue, le code met à jour la géométrie et répète le processus pour les sections de pale suivantes.

Les prochaines sections présentent une description plus détaillée de chacun des modules.

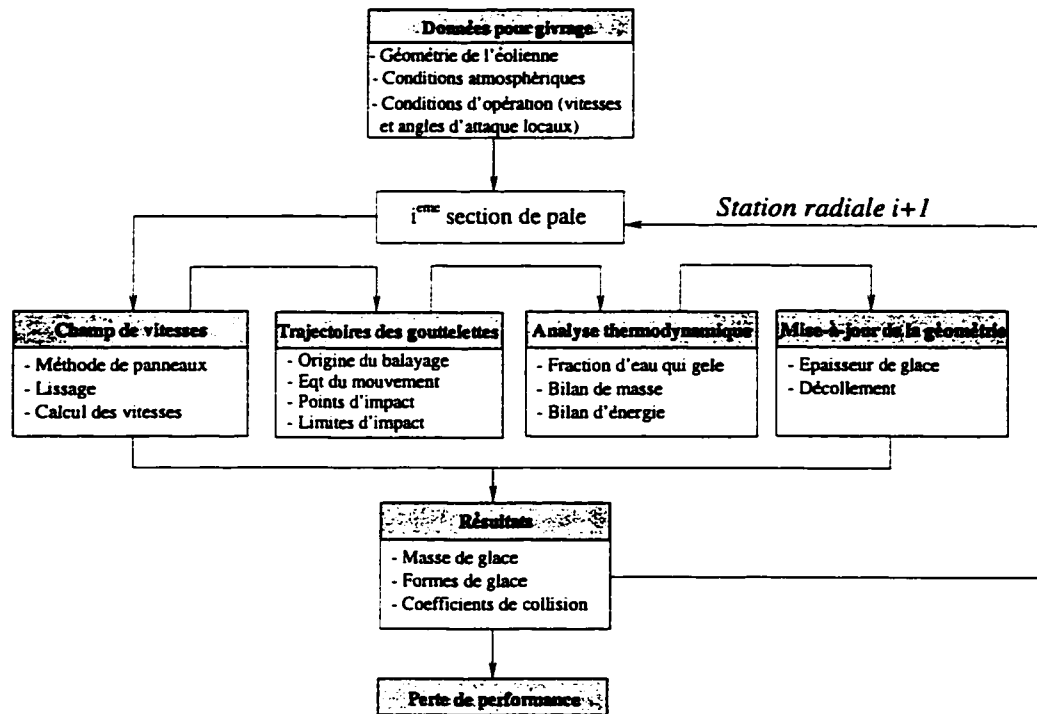


Figure 3.6 Modules de calcul du modèle de givrage

3.3.1 Calcul du champ de vitesses

La figure 3.7 montre un exemple de trajectoires de gouttelettes autour d'une section de pale. La prédiction de l'écoulement fournit la vitesse autour du profil nécessaire pour la détermination des positions des gouttelettes pour des conditions d'opération et atmosphériques données. Afin de pouvoir évaluer les positions des gouttelettes d'eau, il faut tout d'abord connaître l'écoulement de l'air autour du profil de pale de l'éolienne. Pour des raisons de rapidité au niveau du temps de calcul, on a développé un modèle de calcul de vitesse basé sur la méthode de panneaux de Hess & Smith [58].

L'hypothèse de base est de supposer un écoulement irrotationnel et incompressible. La géométrie est représentée par une série de segments ou panneaux où des singularités (sources d'intensité $q(s)$ et tourbillons d'intensité $\gamma(s)$) sont

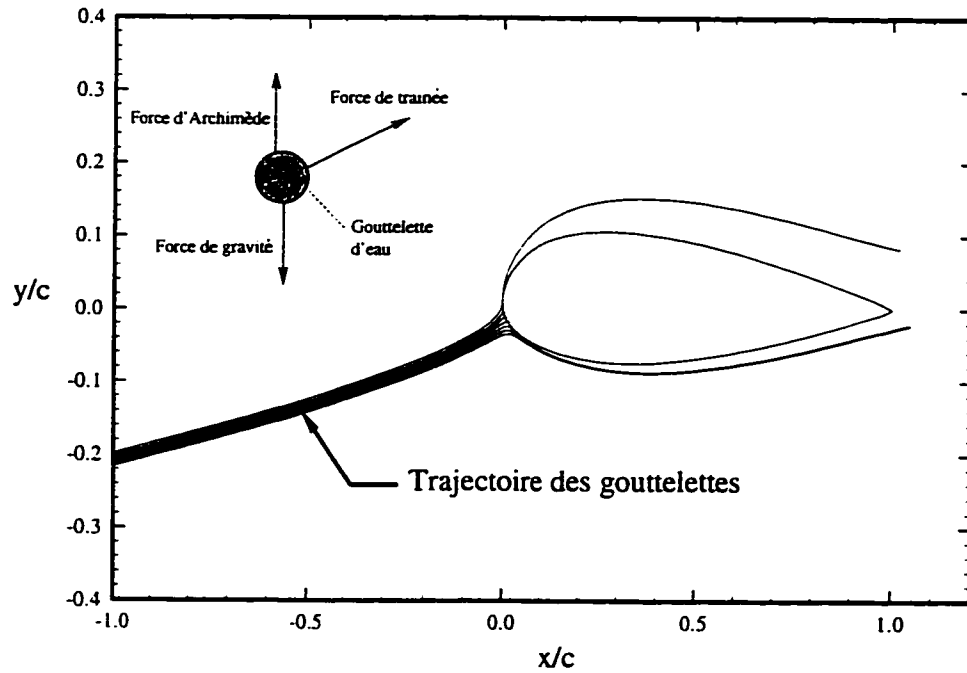


Figure 3.7 Exemple de trajectoires de gouttelettes

distribuées sur chaque panneau pour modéliser l'écoulement. L'intensité de ces singularités est déterminée grâce aux conditions de tangence et de Kutta. L'écoulement s'exprime alors comme la somme d'écoulements potentiel total Φ à un point P est donné par:

$$\Phi(P) = \Phi_{\infty}(P) + \sum_{j=1}^N q_j \int_0^{l_j} \Phi_S ds + \gamma \sum_{j=1}^N q_j \int_0^{l_j} \Phi_V ds \quad (3.45)$$

où N est le nombre de panneaux représentant le profil, l_j la longueur du panneau j et Φ_{∞} , Φ_S et Φ_V respectivement le potentiel de l'écoulement uniforme, de la distribution de sources et de tourbillons. L'intensité des sources est supposée constante sur le $j^{\text{ième}}$ panneau tandis que l'intensité des tourbillons est constante sur tous les panneaux. De plus, la condition de glissement est satisfaite sur la surface du corps autrement dit une vitesse normale au panneau nulle.

Celle-ci est appliquée à tous les centres de panneaux ou points de collocation. Finalement, pour obtenir l'unicité de la solution, la condition de Kutta est appliquée; i.e. que l'écoulement quitte le bord de fuite à une vitesse finie.

La solution du système algébrique d'équations résultant est obtenue en utilisant une méthode d'élimination de Gauss. Une fois le champ de vitesses déterminé pour une géométrie donnée, le module de calcul des trajectoires utilise cette information pour résoudre l'équation (3.48) et calculer les trajectoires des gouttelettes d'eau à partir du point d'origine en amont du bord d'attaque du profil jusqu'à leur impact. Les équations de base de la méthode des panneaux sont données à l'annexe III.

3.3.2 Calcul des trajectoires

Le principal objectif du calcul des trajectoires des gouttelettes d'eau est la simulation du mouvement des gouttelettes qui frappent la pale étudiée. L'équation de base pour le calcul des trajectoires est dérivée de la loi de Newton. Elle tient compte de la gravité et des forces de traînée et d'Archimède (voir Fig. 3.7). Dû à la gravité, les gouttelettes surfondues dévient des lignes de courant et viennent frapper le bord d'attaque. Lors du calcul des trajectoires, les gouttelettes sont supposées sphériques, cependant leur déformation est incluse dans le coefficient de traînée. L'équation du mouvement des gouttelettes est donnée par:

$$\vec{F} = \vec{F}_D + \vec{F}_A + \vec{F}_g = m_g \frac{d^2 \vec{r}_g}{dt^2} \quad (3.46)$$

où $\vec{r}_g$ représente la position de la particule et m_g sa masse

$$m_g = \rho_g \left(\frac{4\pi}{3} \right) \left(\frac{D}{2} \right)^3 \quad (3.47)$$

avec D étant le diamètre équivolumétrique soit le diamètre de la sphère dont le volume est égal à celui de la gouttelette.

En décomposant l'équation du mouvement des gouttelettes, on obtient:

$$m_g \vec{a}_g = (\rho_g - \rho_a) \vartheta \vec{g} + \frac{1}{2} \rho_a S C_D |\vec{V} - \vec{V}_g| (\vec{V} - \vec{V}_g) \quad (3.48)$$

où m_g et $\vec{a}_g$ sont la masse et l'accélération de la gouttelette, ρ_a et ρ_g les densités de l'air et de l'eau, ϑ le volume de la gouttelette, S la surface frontale et C_D le coefficient de traînée.

Si on détermine le nombre de Reynolds Re par rapport à la vitesse relative, l'équation de mouvement de la gouttelette peut s'écrire comme:

$$\vec{a}_d = \vec{K}_G + \frac{C_D Re}{24} \frac{1}{K_A} (\vec{V} - \vec{V}_g) \quad (3.49)$$

où les constantes $\vec{K}_G = \frac{(\rho_g - \rho_a)}{\rho_g} \vec{g}$, $K_A = \frac{\rho_g D^2}{18 \mu_a}$ et le nombre de Reynolds $Re = \rho_a D |\vec{V} - \vec{V}_g| / \mu_a$ et D le diamètre des gouttelettes.

De plus, si la vitesse de l'air à un point est $\vec{V}_a$, l'équation (3.49) devient alors:

$$\frac{d^2 \vec{r}_g}{dt^2} + \frac{C_D Re}{24} \frac{1}{K_A} \frac{d \vec{r}_g}{dt} = \vec{K}_G + \frac{C_D Re}{24} \frac{1}{K_A} \vec{V}_a \quad (3.50)$$

Le coefficient $C_D Re/24$ dans l'équation (3.50) est une fonction du nombre de Reynolds et peut être déterminé en utilisant un coefficient de traînée pour une sphère. L'équation choisie est la corrélation empirique de Clift et al. [59] qui définit plusieurs relations selon certains intervalles du nombre de Reynolds. Les équations sont données à l'Annexe III (voir aussi références [59, 60]). L'équation différentielle du second ordre (3.50) est résolue par une méthode de Runge-Kutta du quatrième ordre. Une fois les positions des gouttelettes connues et les points d'impact calculés, on peut calculer les coefficients de collision et effectuer l'étude thermodynamique à la surface de la pale.

3.3.2.1 Coefficients de collision

Le coefficient de collision représente le rapport de masse d'eau captée sur celle qui aurait pu être captée si les trajectoires étaient des lignes droites [63]. Il peut être dérivé à partir des limites inférieures et supérieures; c'est le rapport entre la distance d'impact des gouttelettes et la distance frontale H du profil. Les coefficients de collision global et local, E et β sont définis comme:

$$E = \frac{\Delta y}{H} \quad (3.51)$$

$$\beta = \frac{dy}{ds} \quad (3.52)$$

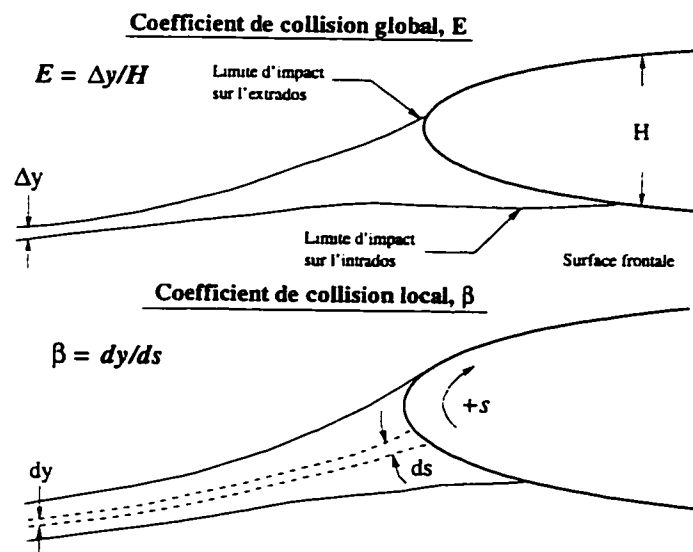


Figure 3.8 Définition des coefficients de collision

La figure 3.8 donne une représentation schématique des coefficients de collision. Le flux de masse d'eau impactante sur la surface de la pale d'éolienne est principalement fonction du coefficient de collision.

3.3.3 Analyse thermodynamique

L'étape qui suit le calcul des trajectoires est celle de l'analyse thermodynamique où l'on détermine la fraction d'eau qui gèle sur la section de la pale d'éolienne. L'analyse est basée sur la première loi de la thermodynamique qui établit que la masse et l'énergie doivent être conservées dans un volume de contrôle situé sur la surface du profil.

3.3.3.1 Bilan de masse et d'énergie

Selon les conditions de température, trois types de surface peuvent se former sur la surface du profil, soient une surface sèche, mouillée ou encore liquide. Dans le cas d'une surface sèche, toutes les gouttelettes gèlent à l'impact de la surface du profil. Lorsque l'eau ne se solidifie en aucun moment, la surface est liquide. Enfin, dans le cas d'une surface mouillée, une fraction seulement de l'eau gèle à l'impact tandis que l'autre ruisselle le long de la surface vers les volumes de contrôle voisins. La figure 3.9 illustre le flux de masse.

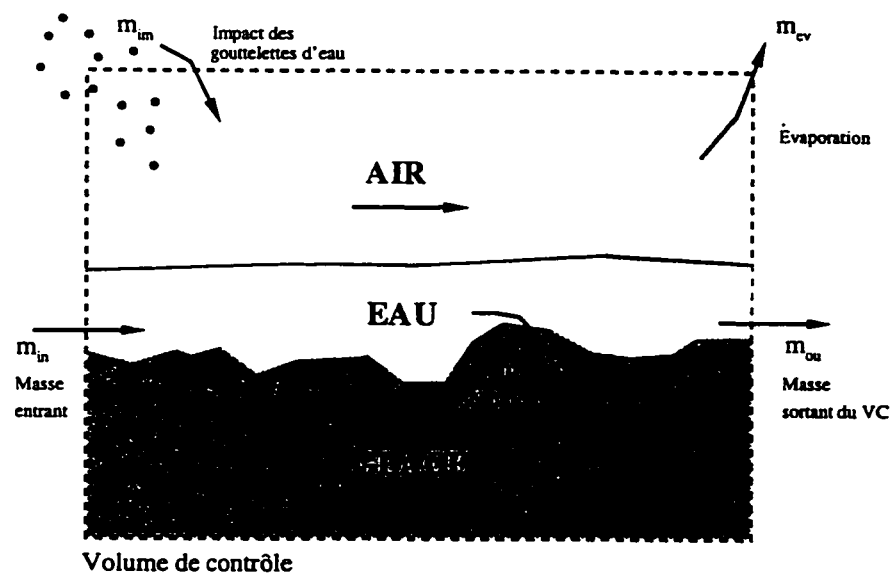


Figure 3.9 Représentation schématique du transfert de masse dans un volume de contrôle

Le bilan de masse tient compte de la masse d'eau venant du volume de contrôle (VC) voisin, de la masse d'eau qui ruisselle vers les panneaux en aval ainsi que la masse qui s'évapore ou sublime (surface humide), et de la masse qui gèle à l'impact (surface sèche).

Le bilan d'énergie (illustré à la figure 3.10) tient compte des pertes de chaleur par convection, évaporation ou sublimation et des gains dus à la chaleur latente et à l'énergie cinétique. La méthode d'analyse du bilan de masse et d'énergie est basée sur le modèle de Messinger [53].

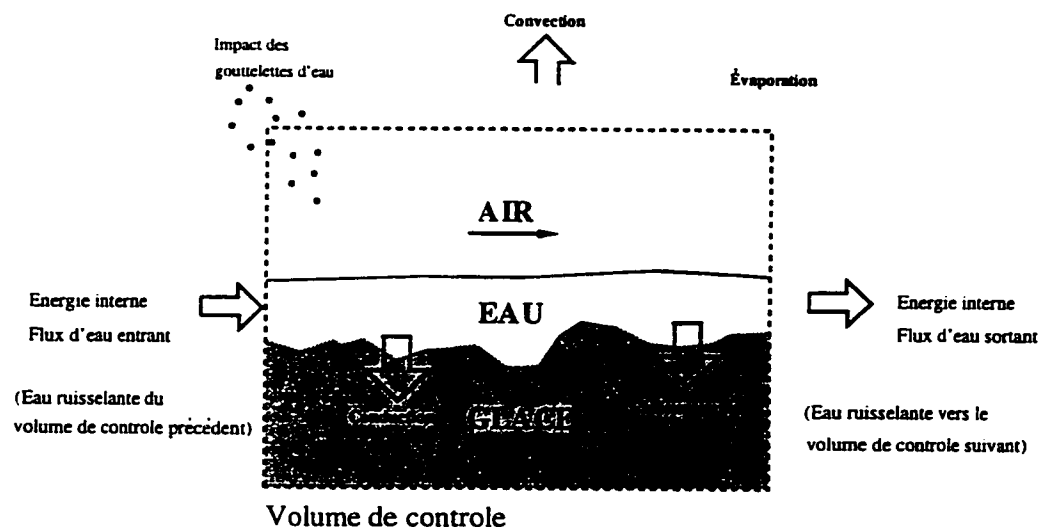


Figure 3.10 Représentation schématique du bilan d'énergie dans un volume de contrôle

La fraction qui gèle, f , définit le rapport entre la masse totale d'eau qui gèle et la masse qui entre dans le VC, soit:

$$f = \frac{\dot{m}_{so}}{\dot{m}_{in} + \dot{m}_{im}} \quad (3.53)$$

Les bilans de masse et d'énergie sont calculés selon le type de surface (sèche, mouillée ou liquide), et peuvent se résumer de la manière suivante:

1. **Surface sèche:** ($T_s < 0^\circ C$ et $f = 1$)

Pour une surface sèche, $\dot{m}_{ou} = 0$ étant donné que $f = 1$ autrement dit, toutes les gouttelettes d'eau gèlent à l'impact.

$$\dot{m}_{im} + \dot{m}_{in} = \dot{m}_{ev} + \dot{m}_{so} \quad (3.54)$$

$$\begin{aligned} \text{soit: } & [\text{masse d'eau impactante}] + [\text{masse d'eau entrant dans le VC}] \\ & = [\text{masse d'eau qui s'évapore}] + [\text{masse d'eau qui gèle}] \end{aligned}$$

Pour le bilan d'énergie, on aura:

$$\begin{aligned} & \dot{m}_{so}(C_g(T_s - T_0) - L_f) + \dot{m}_{ev}(L_s + c_g(T_s - T_0) - L_f) \\ & - \dot{m}_{im}(C_w(T_\infty - T_0) + V_\infty^2/2) - \dot{m}_{in}C_w(T_{in} - T_0) \quad (3.55) \\ = & h_c A \left(\frac{rV_\infty^2}{2C_p} \right) - h_c A (T_s - T_\infty) + \dot{Q}_{deg} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & [\dot{\text{Énergie interne de la glace}} (\dot{E}_{so})] + [\text{Sublimation} (\dot{H}_{ev})] \\ & - [\dot{\text{Énergie des gouttelettes impactantes}} (\dot{H}_{im})] \\ & - [\dot{\text{Énergie interne d'eau entrant dans le VC}} (\dot{H}_{in})] \\ = & [\text{Chaleur "visqueuse"} (\dot{Q}_f)] - [\text{Convection} (\dot{Q}_c)] \\ & + [\text{Source de chaleur externe (dégivrage), } \dot{Q}_{deg}] \end{aligned}$$

2. **Surface humide:** ($T = 0^\circ C$ et $0 < f < 1$)

Dans ce cas, une partie de l'eau quitte le volume de contrôle ($\dot{m}_{ou} \neq 0$) et les bilans de masse et d'énergie s'écrivent:

$$\dot{m}_{im} + \dot{m}_{in} = \dot{m}_{ev} + \dot{m}_{ou} + \dot{m}_{so} \quad (3.56)$$

$$\begin{aligned}
& -\dot{m}_{so}L_f + \dot{m}_{ev}L_e - \dot{m}_{im}(C_w(T_\infty - T_0) + V_\infty^2/2) \\
& -\dot{m}_{in}C_w(T_{in} - T_0) = h_c A \left(\frac{rV_\infty^2}{2C_p} \right) - h_c A (T_s - T_\infty) + \dot{Q}_{deg} \quad (3.57)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& [\dot{\text{Énergie interne de la glace}} (\underline{\dot{E}_{so}})] + [\dot{\text{Évaporation}} (\underline{\dot{H}_{ev}})] \\
& - [\dot{\text{Énergie des gouttelettes impactantes}} (\underline{\dot{H}_{im}})] \\
& - [\dot{\text{Énergie interne d'eau entrant dans le VC}} (\underline{\dot{H}_{in}})] \\
= & [\text{Chaleur "visqueuse"} (\underline{\dot{Q}_f})] - [\text{Convection} (\underline{\dot{Q}_c})] \\
& + [\text{Source de chaleur externe (dégivrage), } \underline{\dot{Q}_{deg}}]
\end{aligned}$$

3. Surface liquide: ($\dot{m}_{so} = 0$)

$$\dot{m}_{im} + \dot{m}_{in} = \dot{m}_{ev} + \dot{m}_{ou} \quad (3.58)$$

$$\begin{aligned}
& \dot{m}_{ou}(C_w(T_s - T_0) - L_f) + \dot{m}_{ev}(L_e + c_w(T_s - T_0)) \\
& - \dot{m}_{im}(C_w(T_\infty - T_0) + V_\infty^2/2) - \dot{m}_{in}C_w(T_{in} - T_0) \quad (3.59) \\
& = h_c A \left(\frac{rV_\infty^2}{2C_p} \right) - h_c A (T_s - T_\infty) + \dot{Q}_{deg}
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& [\dot{\text{Énergie interne d'eau sortant du VC}} (\underline{\dot{H}_{ou}})] + [\dot{\text{Évaporation}} (\underline{\dot{H}_{ev}})] \\
& - [\dot{\text{Énergie des gouttelettes impactantes}} (\underline{\dot{H}_{im}})] \\
& - [\dot{\text{Énergie interne d'eau entrant dans le VC}} (\underline{\dot{H}_{in}})] \\
= & [\text{Chaleur "visqueuse"} (\underline{\dot{Q}_f})] - [\text{Convection} (\underline{\dot{Q}_c})] \\
& + [\text{Source de chaleur externe (dégivrage), } \underline{\dot{Q}_{deg}}]
\end{aligned}$$

Le tableau 3.1 résume la contribution de chacun des termes dans l'équation d'énergie selon le type de surface.

Tableau 3.1 Termes de l'équation d'énergie selon le type de surface

	Surface sèche	Surface humide	Surface liquide
E_{so}	$\dot{m}_{so}(C_g(T_S - T_0) - L_f)$	$-\dot{m}_{so}L_f$	0
H_{ev}	$\dot{m}_{ev}(L_s + c_g(T_S - T_0) - L_f)$	$\dot{m}_{ev}L_e$	$\dot{m}_{ev}[L_e + C_w(T_S - T_0)]$
H_{ou}	0	0	$\dot{m}_{ou}C_w(T_S - T_0)$
$\dot{H}_{in}$	$\dot{m}_{in}C_w(T_{in} - T_0)$		
$\dot{H}_{im}$	$\dot{m}_{im}\left(C_w(T_\infty - T_0) + \frac{V_\infty^2}{2}\right)$		
$\dot{Q}_f$	$h_c A r \frac{V_\infty^2}{2C_p}$		
$\dot{Q}_c$	$h_c A (T_S - T_\infty)$		

3.3.3.2 Calcul du coefficient de convection

Comme on peut remarquer des équations de bilan d'énergie, la variable la plus importante dans l'analyse thermodynamique est le coefficient de transfert de chaleur local h_c qui permet de déterminer les pertes de chaleur dues à l'écoulement de l'air ainsi que le taux d'évaporation de l'eau. Ce coefficient est déterminé en résolvant les équations de couche limite avec une méthode intégrale en utilisant le critère de Von Doenhoff [61] pour trouver la transition entre les régimes laminaire et turbulent, soit:

$$Re_k = \frac{u_k k_s}{\nu} \geq 600 \quad (3.60)$$

où Re_k est le nombre de Reynolds local basé sur la hauteur de rugosité k_s . Pour la région laminaire, le coefficient de convection est calculé comme suit [29]:

$$h_{c,l} = 0.296 \frac{k_a}{\sqrt{\nu}} \left[u_e^{-2.88} \int_0^s u_e^{1.88} ds \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (3.61)$$

où k_a est la conductivité thermique de l'air et u_e la vitesse de surface obtenue par le calcul du champ de vitesses. Dans le cas de la couche limite turbulente

($Re_k \geq 600$), la vitesse dans la couche limite à une hauteur k_s est donnée par:

$$\frac{u_k}{u_e} = \frac{2k_s}{\delta} - 2 \left(\frac{k_s}{\delta} \right)^3 + \left(\frac{k_s}{\delta} \right)^4 + \frac{1}{6} \frac{\delta^2}{\nu} \frac{du_e}{ds} \frac{k_s}{\delta} \left(1 - \frac{k_s}{\delta} \right)^3 \quad (3.62)$$

où δ l'épaisseur de la couche limite δ est égale à $\delta = \frac{315}{37} \theta_l$ avec θ_l , l'épaisseur de quantité de mouvement tirée de Thwaites [62],

$$\frac{\theta_l}{\nu} = \frac{0.45}{u_e^6} \int_0^s u_e^5 ds \quad (3.63)$$

Pour la région turbulente, le coefficient de convection est obtenu de la définition du nombre de Stanton, St :

$$h_{c,t} = St \rho u_e c_p \quad (3.64)$$

$$St = \frac{c_f/2}{Pr_t + \frac{\sqrt{c_f/2}}{St_k}} \quad (3.65)$$

Pr_t est le nombre de Prandtl turbulent valant 0.9 pour l'air et St_k est le nombre de Stanton basé sur la rugosité:

$$St_k = 1.156 \left[\frac{u_\tau k_s}{\nu} \right]^{-0.2} \quad (3.66)$$

La vitesse en cisaillement u_τ est égale à [63]:

$$u_\tau = u_e \sqrt{\frac{c_f}{2}} \quad (3.67)$$

Finalement, le coefficient de friction c_f est évalué à partir de la relation suivante [63]:

$$\frac{c_f}{2} = \frac{0.168}{\left[\ln \left(864 \frac{\theta_l}{k_s} \right) + 2.568 \right]^2} \quad (3.68)$$

L'épaisseur de quantité de mouvement turbulente est:

$$\theta_{t(s)} = \left[\frac{0.0156}{u_e^{4.11}} \int_{s'}^s u_e^{3.86} ds \right]^{0.8} + \theta_{ts'} \quad (3.69)$$

où s' représente la valeur de l'abscisse curviligne au point de transition.

3.3.3.3 Calcul de la rugosité

On a pu voir à la section précédente que le calcul du coefficient de convection requiert la spécification d'une rugosité de surface k_s . En effet, la rugosité de surface est fortement liée au coefficient de convection qui influence lui-même la forme et le type d'accrétion. Dans le code numérique CANICE-WT, la rugosité de surface est prescrite par l'utilisateur. Il est à noter que certaines corrélations empiriques existent pour déterminer la grandeur de la rugosité en fonction de la température, la teneur en eau liquide, la vitesse de l'écoulement ou encore le diamètre des gouttelettes mais ces dernières sont basées sur des expériences sur des profils NACA 0012 [64].

3.3.4 Calcul de la forme de glace

À partir des coefficients de collision définis à la section 3.3.2.1, le débit d'eau qui frappe la surface de la pale peut être déterminé par:

$$\dot{m}_{im} = EV_{\infty} H LWC \quad (3.70)$$

Une fois l'épaisseur de glace sur chaque panneau connue, il faut alors mettre à jour la géométrie. Les noeuds sont déplacés ce qui donne également la nouvelle position des panneaux. Pour cela, on suppose que la masse de glace accumulée sur chaque panneau forme une couche d'épaisseur uniforme. L'épaisseur de glace accumulée par unité de temps est donnée par:

$$\dot{\delta}_j = \frac{\dot{m}_{so,j}}{\rho_g A_j} \quad (3.71)$$

où $\dot{m}_{so,j}$ représente le débit de masse d'eau qui se solidifie sur le panneau j , A_j l'aire de ce dernier et ρ_g la densité de la glace.

La nouvelle position du noeud est calculée à partir des épaisseurs de glace des panneaux voisins: il est déplacé d'une distance égale à la moyenne des déplacements des panneaux voisins, soit (voir figure 3.11):

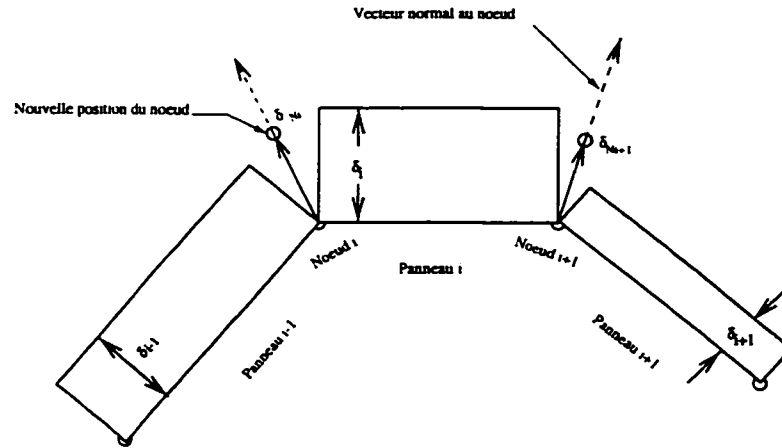


Figure 3.11 Mis à jour de la forme de glace: déplacement des noeuds

$$\dot{\delta}_{Nj} = \frac{\dot{\delta}_{j-1} + \dot{\delta}_j}{2} \quad (3.72)$$

3.3.5 Modélisation du phénomène de décollement

Idéalement, une éolienne devrait être construite d'un matériau dont la force d'adhésion à la glace est suffisamment faible pour que la force centrifuge soit suffisante pour décoller la glace des pales de l'éolienne et retrouver les caractéristiques de puissance de l'éolienne non-givrée. Toutefois, jusqu'à aujourd'hui les matériaux utilisés possèdent une force d'adhésion à la glace ne

permettant pas un tel décollement même en bout de pale. Le tableau 3.2 montre des forces d'adhésion typiques obtenues expérimentalement pour différents matériaux [15].

Tableau 3.2 Forces d'adhésion de la glace sur certains matériaux à une température de -10°C [15]

Matériaux	Forces d'adhésion (kPa)
Acier	900
Peinture d'epoxy	400
PVC	90
Téflon	40

Ainsi, la force centrifuge à un rayon r de la pale est donnée par:

$$F_c = \omega^2 r m = \frac{W^2 m}{r} \quad (3.73)$$

où W est la vitesse locale induite à la section de pale de rayon r déterminée par le modèle aérodynamique et m la masse de glace accumulée sur cette dernière. Par conséquent, la force de décollement par unité de surface est donc:

$$F_{dec} = \frac{\rho_g h W^2}{r} \quad (3.74)$$

où h est l'épaisseur de glace sur le profil de pale. Ainsi, pour que la glace décolle spontanément, il faut que la force d'adhésion (F_c) soit inférieure à la valeur de la force de décollement (F_{dec}) pour un rayon de pale donné. En réalité, les forces centrifuges sont généralement insuffisantes pour causer le décollement de la glace même en bout de pale.

3.4 Calcul des pertes de performance dues au givrage

Bien que la modélisation expérimentale pour un profil givré est une méthode fiable pour mesurer la chute de performance, il n'en reste pas moins que cette

dernière est très coûteuse. Aussi, de nombreuses corrélations empiriques pour déterminer la chute de performance ont été développées [65].

Pour le calcul des pertes de performances dues à l'accumulation de glace sur les pales d'éoliennes, deux modèles ont été étudiés: il s'agit des modèles de Gray [44] et Bragg et Gregorek [45].

3.4.1 Modèle de Gray

À partir d'expériences réalisées au *Lewis Research Center* sur plusieurs profils durant le milieu des années 60, Gray [44] a proposé une corrélation pour déterminer l'augmentation d'incrément de traînée autant pour les cas de givre que de verglas:

$$\begin{aligned} \Delta C_D = & \left(\left[8.7 \times 10^{-5} \frac{t V_\infty}{c} \sqrt{LWC} \beta_{\max} (32 - T_\infty)^{0.3} \right] \right. \\ & \times \left(1 + 6 \left\{ (1 + 2.52 r^{0.1} \sin^4 12\alpha) \right. \right. \\ & \times \left. \left. \sin^2 \left[534 \sqrt{LWC} \left(\frac{E}{32 - T_\infty} \right)^{1/3} - 81 \right] - \frac{0.17}{r} \sin^4 11\alpha \right\} \right) \left. \right) / C_{D_{\text{clean}}} \end{aligned} \quad (3.75)$$

où t est le temps d'accrétion, r le rayon de courbure de bord d'attaque en pourcentage de la corde, c la longueur de corde et $C_{D_{\text{clean}}}$ le coefficient de traînée du profil propre.

3.4.2 Modèle de Bragg

Bragg a développé la corrélation empirique suivante pour les profils avec dépôt de givre dans un effort de mieux comprendre le phénomène du givrage de manière à augmenter le vol d'avions ou d'hélicoptères dans des conditions adverses [45]. La majeure partie des expériences ont été effectuées sur des profils conventionnels NACA à 4 ou 5 chiffres.

$$\frac{\Delta C_D}{C_D} = 0.010 \left[15.798 \ln \left(\frac{k_s}{c} \right) + 28000 A_c E + I \right] \quad (3.76)$$

où A_c est le paramètre d'accumulation:

$$A_c = \frac{V_\infty t L W C}{\rho_g c} \quad (3.77)$$

et I est une constante qui dépend du type de profil (Tableau 3.3).

Tableau 3.3 Valeurs de la constante I pour le modèle de Bragg

Type de profil	Constante de traînée, I	Valeur typique de k_s/c
NACA 4 & 5 chiffres	184	0.001
NACA Série 63	218	0.001
NACA Série 64	184	0.001
NACA Série 65	184	0.001
NACA Série 66	184	0.001

En ce qui concerne la nouvelle valeur du coefficient de portance du profil givré, très peu de recherches ont été effectuées pour obtenir des corrélations empiriques. La corrélation choisie est tirée de méthodes empiriques pour la détermination des pertes de performances des pales givrées pour des hélicoptères [52]. La relation est valable pour des conditions de givre et de verglas et s'écrit:

$$\Delta C_L = \left(K_L \left[-0.01335 K_0 \frac{t}{c} (\alpha + 2 + 0.00555 K_{L1} (\alpha - 6)^2) \right] \times \left[LWC \left(\frac{c}{0.1524} \right)^{0.2} t \left(\frac{c}{0.1524} \right)^{-1.2} \right] \right) / C_{L \text{clean}} \quad (3.78)$$

où K_0 est le paramètre d'inertie modifié:

$$K_0 = K (1 + 0.0967 \text{Re}_g^{0.6397}) \quad (3.79)$$

et K le paramètre d'inertie défini par:

$$K = \frac{\rho_g d V_\infty}{18 c \mu} \quad (3.80)$$

De plus, K_{L1} et K_L sont fonctions de la température et de l'angle d'attaque [52], Re_g est le nombre de Reynolds de la gouttelette, t/c l'épaisseur relative du profil et t le temps d'accrétion. Les corrélations décrites ci-dessus représentent les ratios de dégradation plutôt que des incréments. Les coefficients de traînée et de portance pour une condition de givrage sont trouvés en utilisant la relation suivante:

$$C_{j \text{ iced}} = (1 + \Delta C_j) C_{j, \text{clean}} \quad j = D, L \quad (3.81)$$

Cette relation est valide pour les deux modèles pour déterminer les nouvelles valeurs des coefficients de traînée et de portance du profil de pale givrée. Une fois ces derniers obtenues pour chacune des sections de pale, on peut les utiliser dans le modèle aérodynamique pour obtenir les performances de l'éolienne givrée à une vitesse de vent donné.

3.4.3 Couplage Modèles aérodynamique-givrage

Pour obtenir la forme et la masse de glace déposées sur les pales d'éoliennes en connaissant les conditions d'opération et les conditions atmosphériques, il faut utiliser certaines données obtenues par le modèle aérodynamique et les incorporer dans le modèle de givrage. Puisque le code de givrage CANICE-WT est un code bi-dimensionnel, il faut donc connaître à chaque section de pale étudiée la vitesse induite locale, l'angle d'attaque local ainsi que la corde locale. Ces paramètres sont obtenus par le modèle aérodynamique en utilisant les relations (3.36) et (3.14).

Toutefois, le couplage devient plus lourd pour le calcul de performances si l'on tient compte de l'influence de la couche limite terrestre. Par exemple, si pour un calcul on utilise 15 stations radiales et 10 stations azimuthales, le modèle de givrage inclura lors de la procédure numérique une matrice 15x10 de données,

ce qui nécessiterait un temps de calcul considérable. On s'est donc penché sur l'utilisation de méthodes de moyennage pour réduire le temps de calcul tout en obtenant des résultats acceptables.

3.4.3.1 Méthode directe

La méthode directe consiste à introduire dans le modèle de givrage les données obtenues par le calcul de performances qui ne tient pas compte de l'effet de la couche limite terrestre. Ainsi, à chaque section de pale, les données d'entrée pour le module de givrage sont la vitesse induite locale, l'angle d'attaque local, la corde et les conditions atmosphériques.

3.4.3.2 Méthode de moyennage

Plusieurs méthodes de moyennage, inspirées de celles utilisées pour la prédiction des pertes de performance dues au givrage pour les hélicoptères [49], ont été étudiées, le but étant d'obtenir des résultats acceptables pour un temps de calcul relativement court. La méthode retenue consiste à moyenner les valeurs de vitesses induites locales et angle d'attaque local pour tous les secteurs azimuthaux à chacune des positions radiales ce qui donne dans le cas de l'exemple précédent seulement 15 valeurs de calcul ce qui accélère énormément la procédure numérique. La figure 3.12 montre une comparaison des formes de glace obtenues par la méthode de moyennage et la méthode dite "complète" (calcul de givrage à chacun des azimuths) pour une position radiale. Les formes sont quasiment identiques pour un temps de calcul cinq fois moindre dans le cas présent. Dans tous les calculs que nous présenterons, les résultats sont obtenus avec la méthode directe.

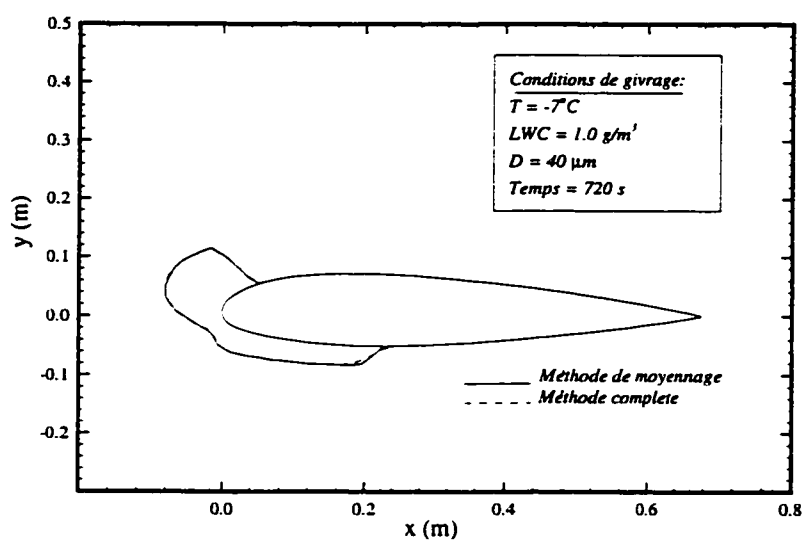


Figure 3.12 Comparaison entre méthode de moyennage et méthode complète pour une position radiale

CHAPITRE 4

Résultats & Discussion

Ce chapitre présente les résultats obtenus de l'étude du givrage sur des éoliennes à axe horizontal. Il comprend une validation du modèle aérodynamique avec des résultats numériques et expérimentaux, une présentation qualitative de formes de glace sur des pales d'éoliennes, une comparaison du modèle de givrage avec le modèle numérique TURBICE utilisé par VTT (Finlande) ainsi que des résultats de prédiction de la perte de performance due au givrage. Finalement, une étude de l'influence des différents paramètres atmosphériques et aérodynamiques sur le givrage des éoliennes est présentée.

4.1 Performances aérodynamiques

Pour valider notre modèle aérodynamique basée sur la théorie de l'élément de pale modifié, nous avons comparé les prédictions de performances avec d'autres modèles numériques et certaines données expérimentales retrouvées dans la littérature. Les deux cas étudiés sont ceux de l'éolienne NASA-DOE Mod-0 100kW [67] et de l'éolienne expérimentale de Hernandez et al. [68]. Une description du modèle aérodynamique CARAH sous environnement Windows se retrouve à l'Annexe II.

4.1.1 Cas de l'éolienne NASA/DOE Mod-0

Une première comparaison a été faite sur les caractéristiques aérodynamiques d'une éolienne de 100 kW NASA/DOE Mod-0. Les données relatives aux conditions d'opérations et à la géométrie du rotor sont présentés au tableau 4.1.

Tableau 4.1 Données géométriques de l'éolienne NASA/DOE Mod-0

Nombre de pales	2
Diamètre extérieur	38.1 m
Diamètre intérieur	4.762 m
Angle de calage	3 deg.
Angle de conicité	0 deg.
Vitesse de rotation	40 rpm

Le tableau 4.2 compare les résultats obtenus par notre modèle aérodynamique à ceux des modèles numériques de Saulnier (HOREOL)[67] et Wilson & Lissaman (PROP) [23] pour des conditions d'opération optimale de design, soit une vitesse de vent de 8.046 m/s (18 mph). Ces derniers modèles sont également basés sur la théorie de l'élément de pale modifiée.

Tableau 4.2 Comparaison des performances de l'éolienne NASA/DOE Mod-0

	CARAH	HOREOL	PROP
Puissance mécanique du rotor (kW)	136	135	133
Coefficient de puissance, C_P	0.378	0.376	0.375

On constate un écart relatif de moins de 2% par rapport aux deux autres modèles numériques ce qui est satisfaisant. Par ailleurs, une seconde comparaison a été effectuée pour le même rotor par rapport au modèle Navier-Stokes (CVFEM) [25]. Les figures 4.1 et 4.2 montrent respectivement les distributions de puissance et du coefficient de puissance pour une large bande de vitesses de vent. On remarque un bon accord entre les résultats de performance prédits par les deux méthodes, Ceci est prévisible étant donné que le facteur limitant la précision des résultats est l'utilisation des données statiques 2-D (coefficients de portance et de traînée) pour les 2 modèles. Il est par ailleurs important de préciser que la méthode retenue requiert beaucoup moins de temps de calcul (*CPU*) que le modèle Navier-Stokes pour une prédiction de performance comparable.

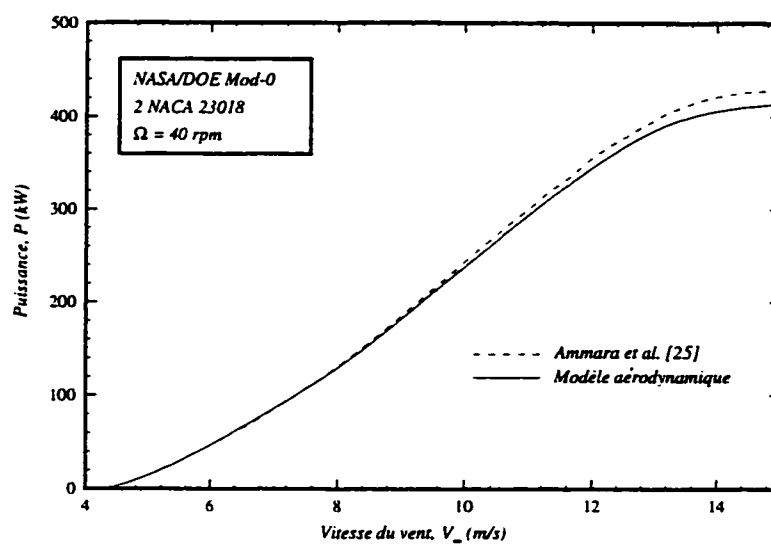


Figure 4.1 Distribution de la puissance en fonction de la vitesse du vent

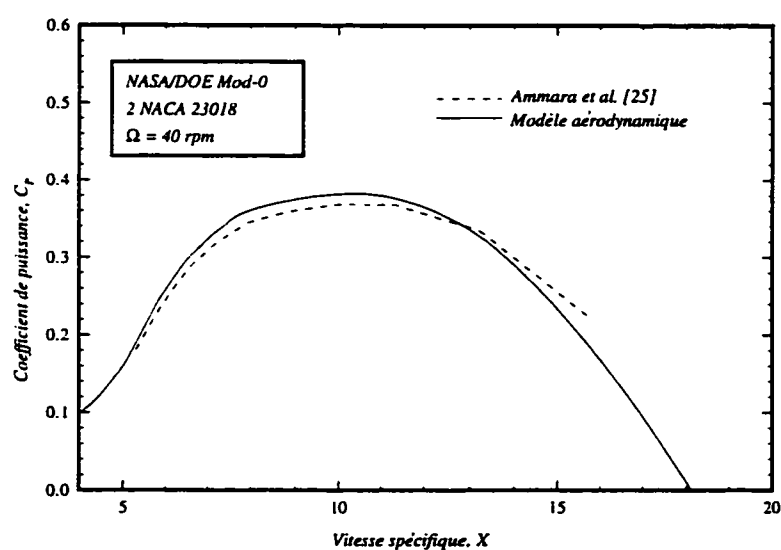


Figure 4.2 Distribution du coefficient de puissance en fonction de la vitesse spécifique

La figure 4.3 montre la distribution de l'angle d'attaque local le long de la pale de l'éolienne NASA/DOE Mod-0 à la vitesse optimale de design avec et sans effets de bout de pale. On remarque une forte diminution de l'angle d'attaque près du moyeu et du bout de pale lorsque l'on tient compte des effets de bout de pale. La distribution reste la même dans la région intermédiaire de l'éolienne. Cet effet s'explique physiquement par la présence de tourbillons aux extrémités de la pale qui modifie fortement l'écoulement local.

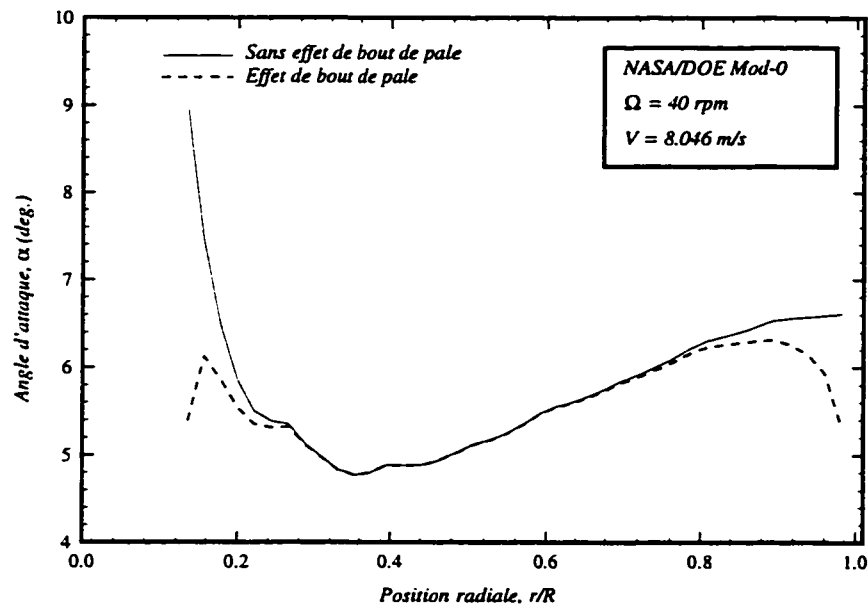


Figure 4.3 Effet des bouts de pale sur la distribution de l'angle d'attaque pour une éolienne NASA/DOE Mod-0

4.1.2 Cas de l'éolienne INTA

Le but de cette étude est de comparer les résultats obtenus avec notre modèle aérodynamique avec des valeurs expérimentales. Pour cela, on a choisi l'éolienne INTA (modèle réduit d'une éolienne réelle) dont des résultats expérimentaux ont été obtenus en soufflerie. Les profils de ce modèle (Wortmann FX-77) sont

ceux d'une éolienne à axe horizontal réelle. Les données statiques correspondant aux valeurs extrêmes des épaisseurs relatives de la pale sont représentées aux figures 4.4 et 4.5 pour des angles d'attaque compris entre -5 deg. et 25 deg. (valeurs entre lesquels les résultats expérimentaux sont inclus). Une interpolation linéaire est utilisée pour calculer les coefficients de portance et de traînée pour des valeurs intermédiaires d'épaisseur relative. Les conditions d'opération et la géométrie de l'éolienne sont résumées au Tableau 4.3.

Tableau 4.3 Données géométriques de l'éolienne INTA

Nombre de pales	2
Diamètre extérieur	1.6 m
Diamètre intérieur	0.32 m
Angle de conicité	0 deg.
Angle de calage	0 deg.
Vitesse de rotation	1500 rpm

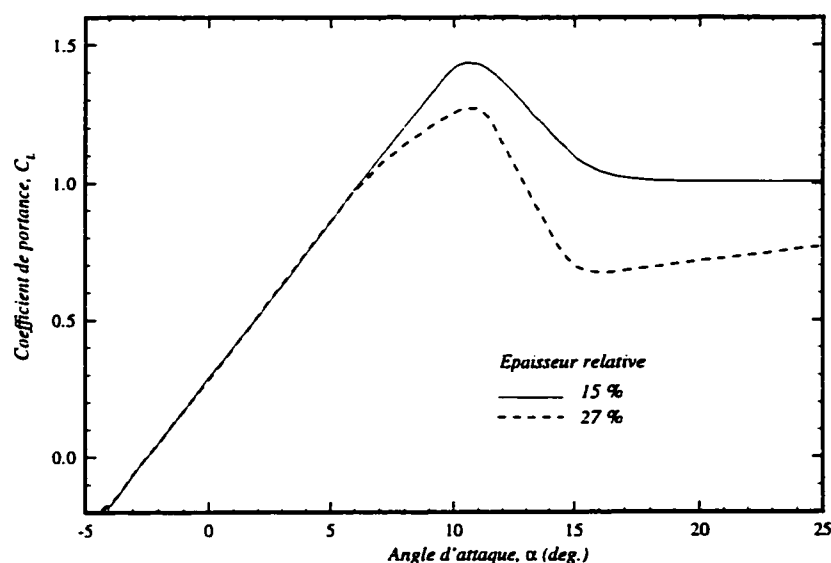


Figure 4.4 Coefficient de portance pour les valeurs extrêmes d'épaisseur relative de la pale de l'éolienne INTA

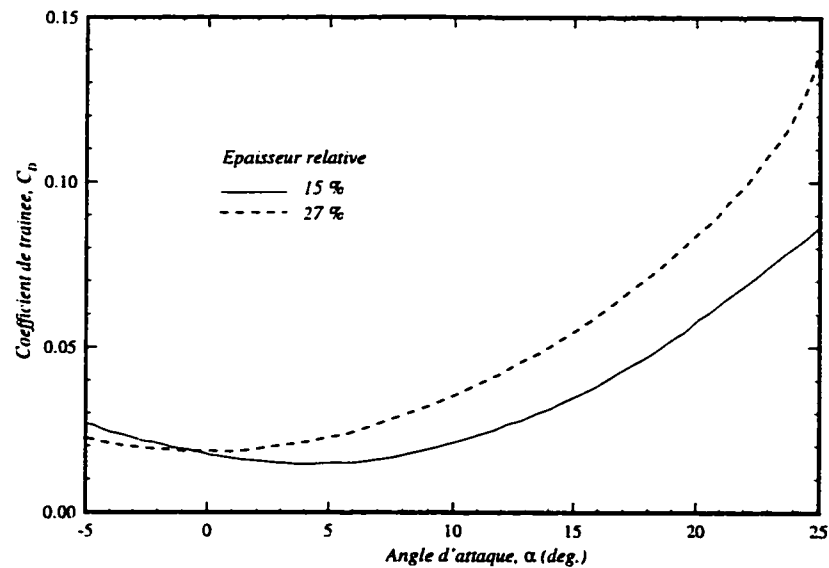


Figure 4.5 Coefficient de traînée pour les valeurs extrêmes d'épaisseur relative de la pale de l'éolienne INTA

Les figures 4.6 à 4.8 montrent une comparaison de la distribution du coefficient de puissance C_P , pour des angles de calage de 9.5, 14.5 et 19.5 *deg.*, avec le modèle tourbillonnaire et les résultats expérimentaux de Hernandez et al. [68]. Les performances prédites par les deux méthodes sont similaires et concordent avantageusement avec les performances mesurées pour l'éolienne expérimental INTA. Toutefois, le modèle tourbillonnaire nécessite plus de temps de calcul. Finalement, les figures 4.9 et 4.10 présentent les distributions du coefficient de vitesse induite a pour des sections radiales de 40% et 50% et un angle de calage de 9.5 *deg.*. Les prédictions du modèle aérodynamique sont en parfait accord avec celles du modèle tourbillonnaire. Toutefois, toutes deux ne se comparent pas très bien par rapport aux valeurs mesurées de vitesse induites ce qu'Hernandez explique en toute probabilité par des erreurs ou incertitudes dues à la localisation et l'utilisation du tube de pitot lors des expériences.

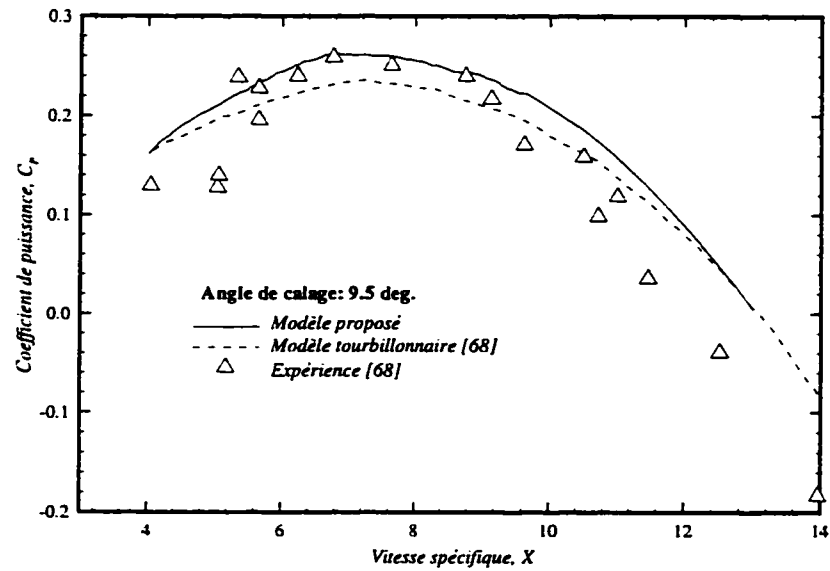


Figure 4.6 Distribution du coefficient de puissance pour un angle de calage de 9.5 deg.

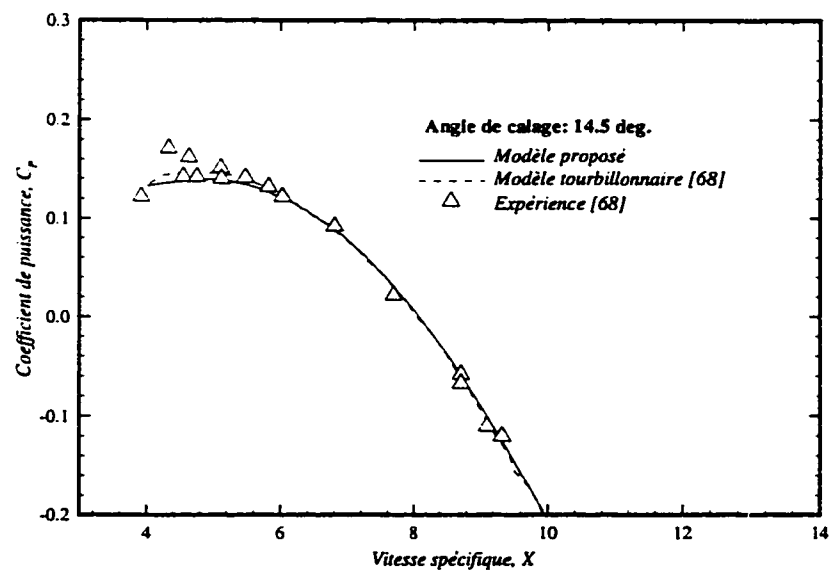


Figure 4.7 Distribution du coefficient de puissance pour un angle de calage de 14.5 deg.

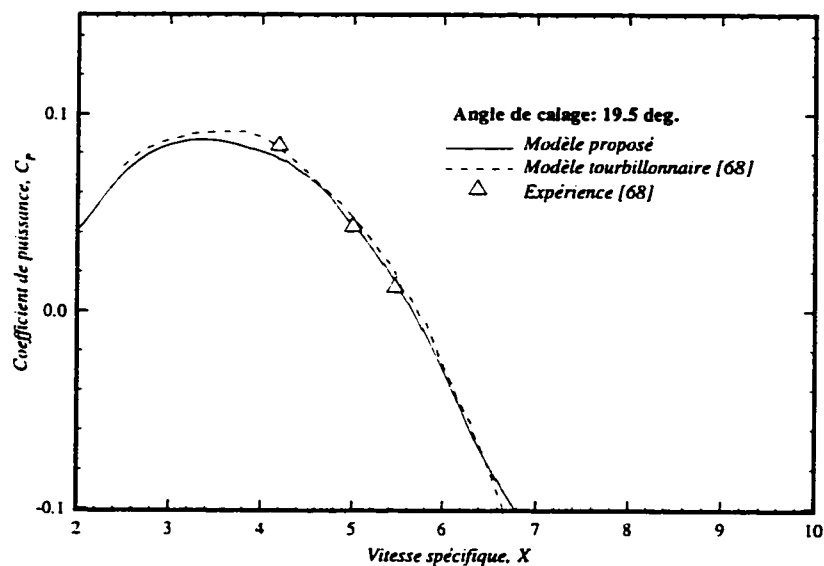


Figure 4.8 Distribution du coefficient de puissance pour un angle de calage de 19.5 deg.

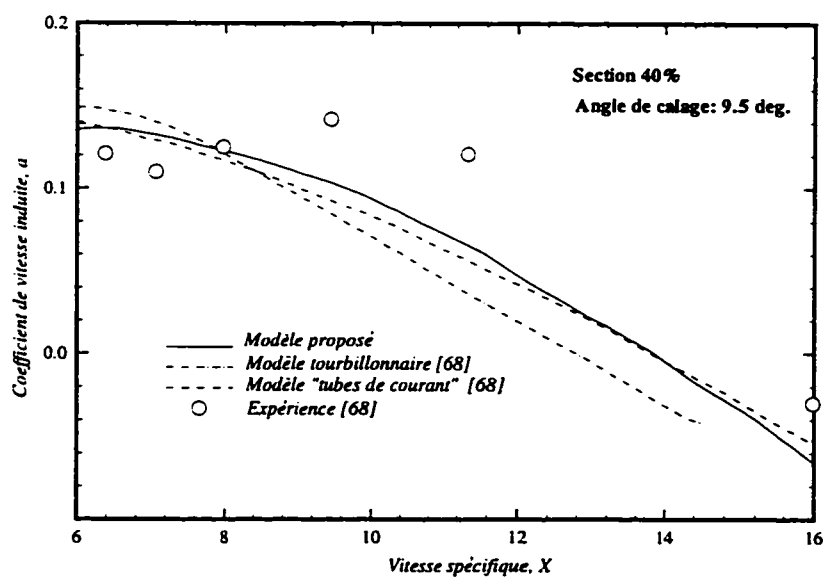


Figure 4.9 Courbe du coefficient de vitesse induite à une section radiale de 40%

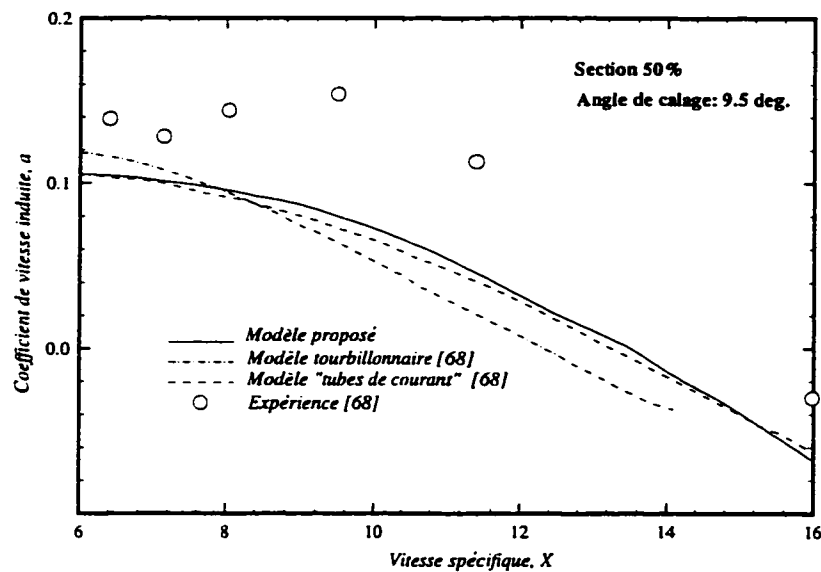


Figure 4.10 Courbe du coefficient de vitesse induite à une section radiale de 50%

4.2 Simulation du givrage des éoliennes

Cette section présente un cas test de givrage et toutes les capacités du modèle de givrage CANICE-WT, suivi de la validation de ce dernier par rapport au code numérique TURBICE du centre de recherche technique de Finlande (VTT).

4.2.1 Givrage sur la pale d'éolienne NASA/DOE Mod-0

Le cas choisi pour démontrer les capacités du modèle de givrage est celui de l'éolienne NASA/DOE Mod-0 100kW décrite précédemment pour une vitesse de vent de 8.046 m/s (18 mph). Les conditions atmosphériques choisies sont: une température de -6°C , un diamètre des gouttelettes de $20 \mu\text{m}$, une teneur en eau liquide de 0.25 g/m^3 , une pression de 101.35 kPa et un temps d'accrétion d'une heure. La figure 4.11 présente la forme finale de glace sur la pale de

l'éolienne. Celle-ci a été obtenue sur 12 des 20 sections radiales de la simulation. On a constaté qu'il se forme de la glace à partir d'un rayon de 7.74 *m* soit sur près de 60 % de la pale. Le reste de la pale est non-givrée, les conditions de vitesses locales étant insuffisantes pour provoquer la formation de glace. On observe également que l'épaisseur de glace augmente graduellement lorsqu'on s'approche du bout de pale. Ceci s'explique par une diminution de la corde locale ainsi que par des vitesses locales plus grandes vers l'extrémité de la pale de l'éolienne. Ces effets sont expliqués plus en détail à la section 4.3. La figure 4.12 montre un exemple de trajectoires des gouttelettes pour une section radiale, $r/R = 85\%$. Les conditions locales sont un angle d'attaque de 6 *deg.*, une vitesse locale de 67.5 *m/s* et une corde de 0.67*m*. Cette dernière montre les trajectoires des gouttelettes qui impactent ainsi que les dernières trajectoires qui évitent l'intrados et l'extrados du profil.



Figure 4.11 Forme finale de glace sur l'éolienne NASA/DOE 100kW pour une vitesse de vent de 18 mph et une température de -6°C

Profil NACA 23018
 Section radiale: $r/R = 84\%$
 $\alpha = 6 \text{ deg.}$
 $V = 67.5 \text{ m/s}$
 $c = 0.67 \text{ m}$

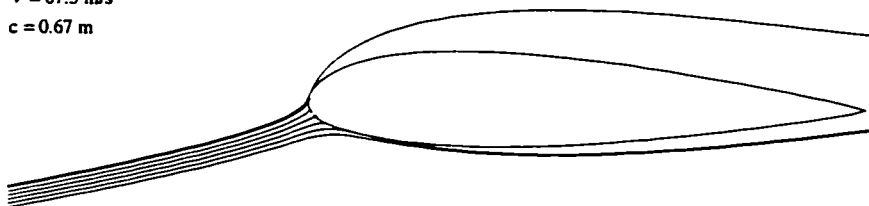


Figure 4.12 Exemple de trajectoires pour une section radiale le long de la pale

La figure 4.13 illustre la distribution du coefficient de collision local β pour différentes sections radiales. On remarque que plus on s'approche du bout de pale, plus le coefficient de collision local maximal augmente. D'autre part, les limites d'impact augmentent le long de la pale. Ces deux effets reflètent bien que la masse de glace accumulée augmente le long de la pale.

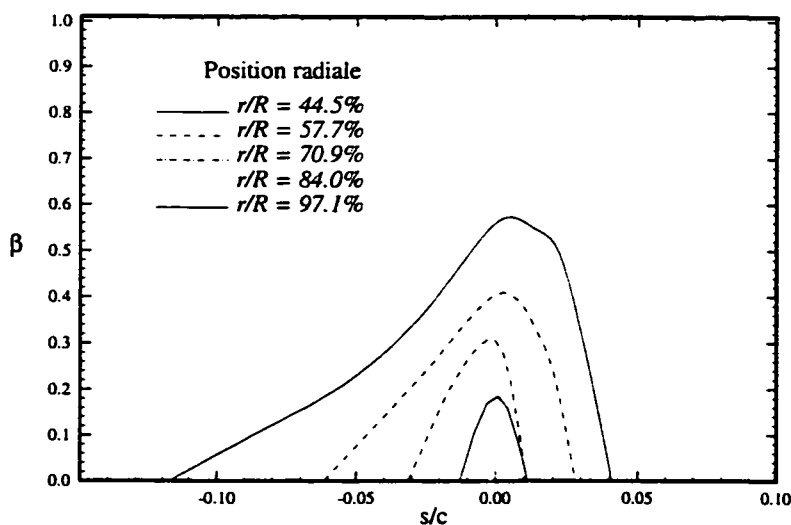


Figure 4.13 Distribution du coefficient de collision local pour différentes sections radiales

Par ailleurs, la figure 4.14 montre la distribution de la masse impactante et accumulée de glace le long de la pale: on constate que cette variation est presque linéaire dans les deux cas. Cette variation rejoint bien les observations faites par le DEWI (*Deutsches Windenergie-Institut*) montrant que la formation de glace sur les pales d'éolienne est linéaire du moyeu au bout de pale avec un maximum d'épaisseur de glace sur la partie extérieure [37]. On remarque également que la fraction d'eau qui gèle f progressivement ce qui s'explique par une plus grande évaporation d'eau due aux plus grandes vitesses locales en bout de pale.

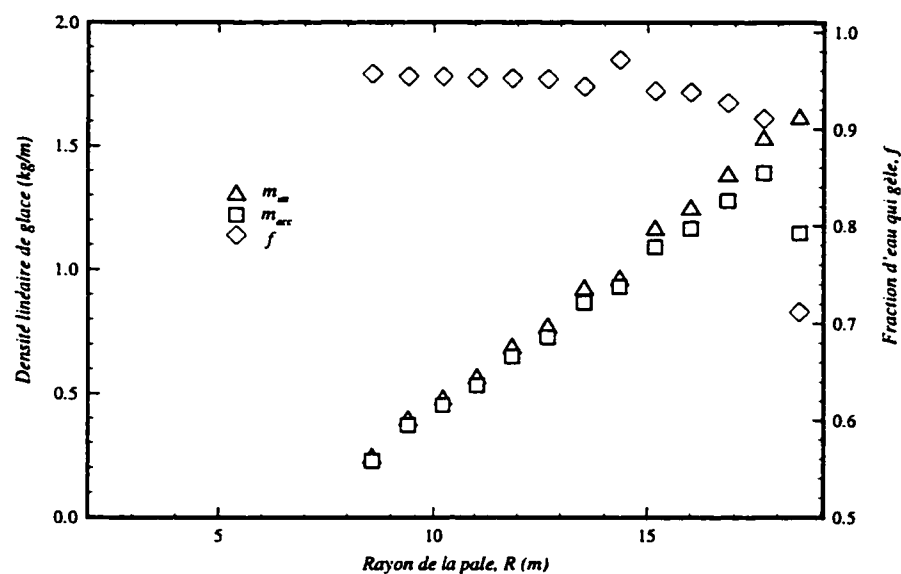


Figure 4.14 Distribution de la masse impactante et accumulée le long de la pale de l'éolienne

Finalement, la figure 4.15 illustre la distribution du coefficient de collision global ainsi que la force de décollement le long de la pale. On observe une augmentation du coefficient de collision global E le long de la pale. Pour ce qui est des forces de décollement, elles augmentent de manière rapide le long de la pale. Dans le cas présent, le modèle de givrage ne prédit pas de

décollement étant donné que la force de décollement maximale en bout de pale est inférieure à la force d'adhésion du matériau (40 kPa, dans ce cas-ci). Aussi, de manière générale, pour prédire le décollement il suffit de simuler la formation de glace uniquement sur la section radiale en bout de pale soit la section où la force centrifuge est la plus importante, de manière à déterminer la force de décollement maximale et de la comparer à la force d'adhésion.

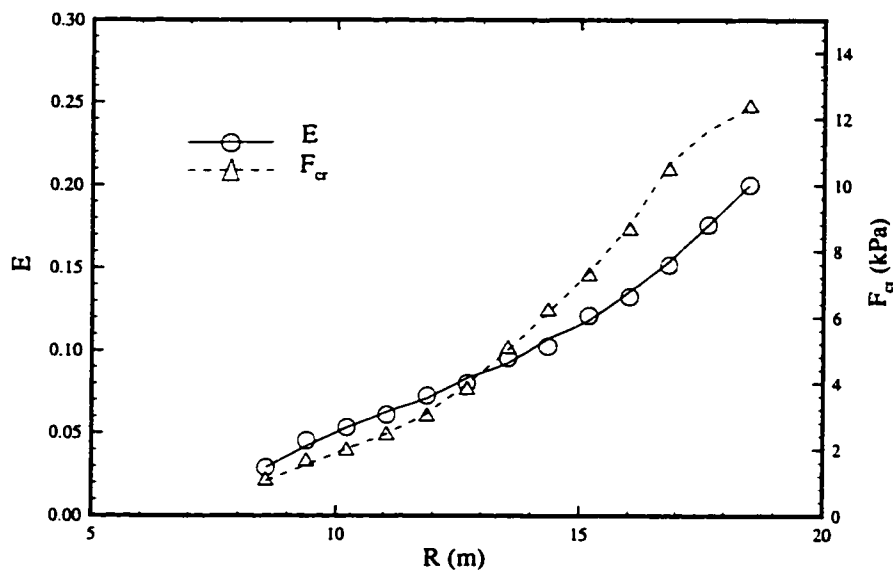


Figure 4.15 Distribution du coefficient de collision global et de la force de décollement le long de la pale

4.2.2 Validation du modèle de givrage

Pour valider les résultats du givrage (forme et masse de glace), une comparaison avec des résultats numériques obtenus avec le code TURBICE développé au centre de recherche technique de Finlande (VTT), a été effectuée pour deux profils cambrés et diverses conditions atmosphériques. Toutefois, il faut noter qu'étant donné que le code numérique TURBICE ne tient pas compte

de l'analyse thermodynamique, cette dernière n'a donc pas été prise en considération dans notre modèle de givrage CANICE-WT.

La première série de validation a été faite sur le profil NACA 63-213 avec les conditions suivantes:

- Angle d'attaque: 2, 6 et 11 *deg.*
- Vitesse d'écoulement: 50.6, 51.2 et 52.4 *m/s*
- Température ambiante: -6 °C
- Teneur en eau liquide: 0.2 *g/m³*
- Corde du profil: 0.62 *m*
- Temps d'accrétion: 1 *heure*

Les figures 4.16 à 4.18 présentent les formes de glace obtenues avec les deux codes.

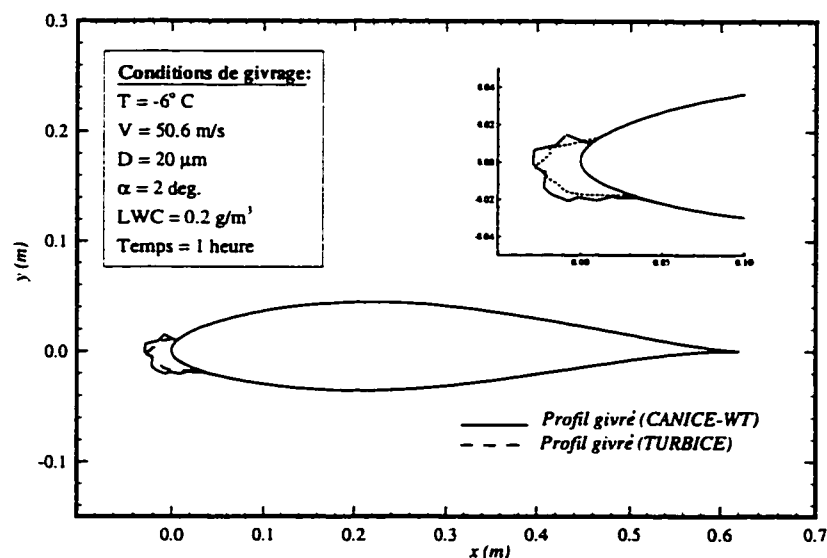


Figure 4.16 Forme de glace sur le profil NACA 63213 - Cas No. 1

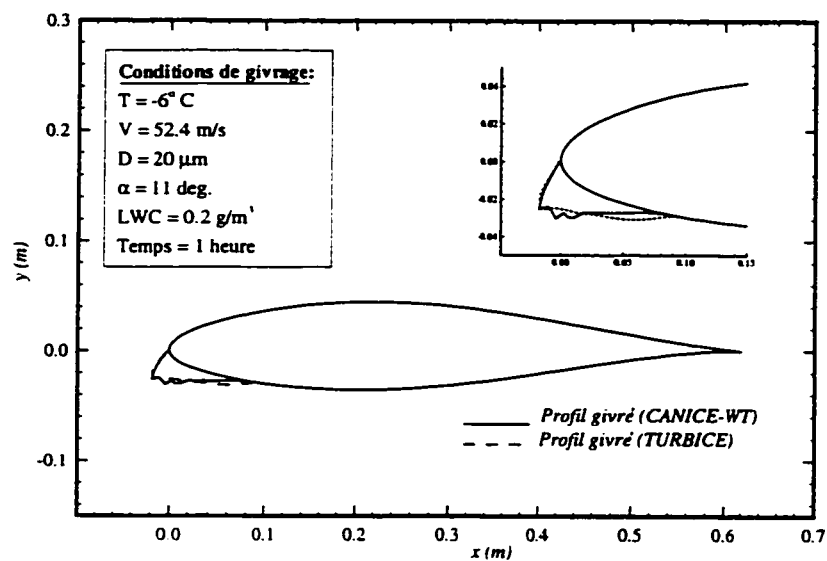


Figure 4.17 Forme de glace sur le profil NACA 63213 - Cas No. 2

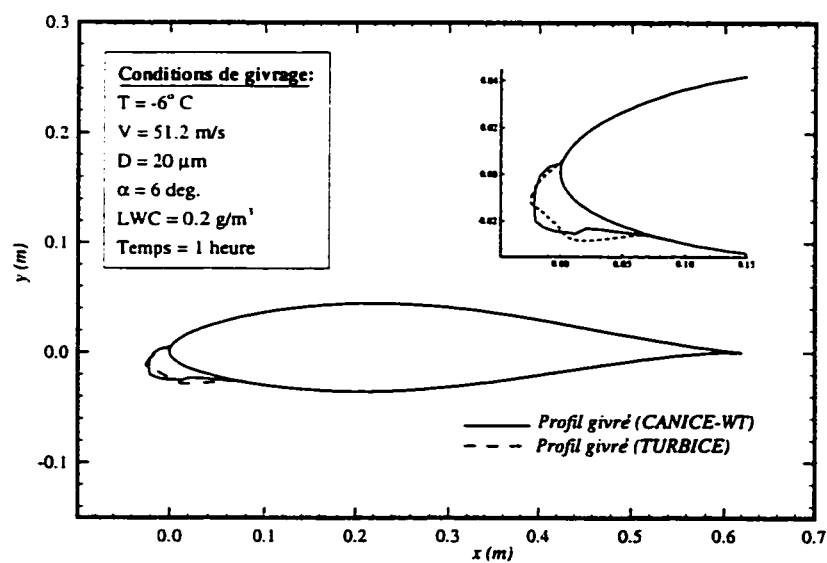


Figure 4.18 Forme de glace sur le profil NACA 63213 - Cas No. 3

On peut remarquer que les formes prédites sont très similaires tant au niveau des limites d'impact que de la forme et la masse de glace s'accumulant sur le profil. Afin de comparer les masses et les cordes finales pour les deux modèles nous avons dressé le tableau 4.4. La corde finale est déterminée en additionnant l'épaisseur maximale de glace à la corde originale du profil non-givré.

Tableau 4.4 Comparaison des masses et cordes finales prédites par CANICE-WT et TURBICE

	CANICE-WT		TURBICE	
	$\dot{m}_{acc}$	c_{final}	$\dot{m}_{acc}$	c_{final}
Cas No. 1	0.401 kg/m	0.63 m	0.382 kg/m	0.625m
Cas No. 2	0.532 kg/m	0.62 m	0.507 kg/m	0.62 m
Cas No. 3	0.770 kg/m	0.62 m	0.741 kg/m	0.623 m

La corde finale prédite par les deux codes est quasiment identique. D'autre part, la masse s'accumulant sur le profil est aussi comparable.

La seconde série de validation a été effectuée sur un profil NACA 63-218 pour des angles d'attaque de 3 et 9 *deg.*, des vitesses respectives de 36.2 et 37.1 m/s et un temps d'accrétion de 2.5 heures. Les autres conditions sont identiques à celles de la première série de comparaison. Encore une fois, les figures 4.19 et 4.20 montrent bien que la forme prédite par les deux codes se compare bien. Par exemple, pour le premier cas, la masse accumulée prédite par CANICE-WT est de 0.8125 kg/m comparativement à 0.808 kg/m pour TURBICE, soit une différence de moins de 1%. Aussi, la limite d'impact inférieure est la même

tandis que la limite est légèrement supérieure pour CANICE-WT.

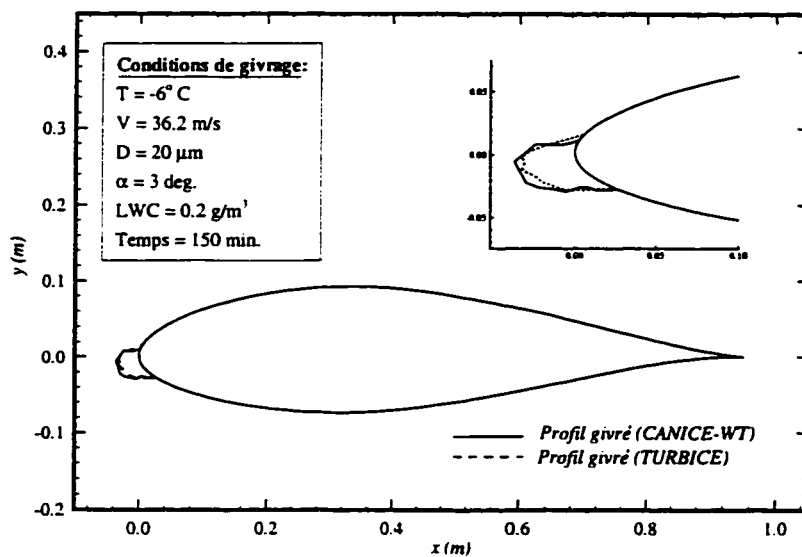


Figure 4.19 Forme de glace sur un profil NACA 63218 - Cas No. 1

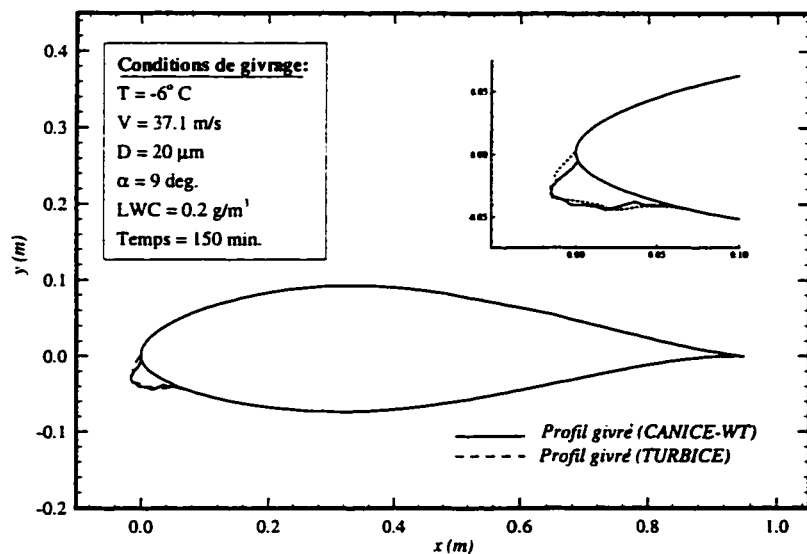


Figure 4.20 Forme de glace sur un profil NACA 63218 - Cas No. 2

Comme on a mentionné auparavant, le code numérique TURBICE ne tient pas

compte de l'analyse thermodynamique. Afin de voir l'effet de cette analyse sur l'accrétion de glace, nous avons comparé la formes et la masse de glace pour un cas de givrage avec et sans analyse thermodynamique. La figure 4.21 montre l'influence de l'analyse thermodynamique sur la forme résultante de glace sur le profil. Lorsque l'analyse thermodynamique est ignorée, les gouttelettes d'eau impactantes gèlent instantanément au contact du profil de pale sans aucun ruissellement. Par contre, lorsque l'on tient compte de l'analyse thermodynamique, les gouttelettes d'eau impactantes peuvent ruisseler, donnant par la même occasion des formes dite en "corne" ou "double-corne" telle que montrée à la figure 4.21. bien plus néfastes sur les caractéristiques aérodynamiques.

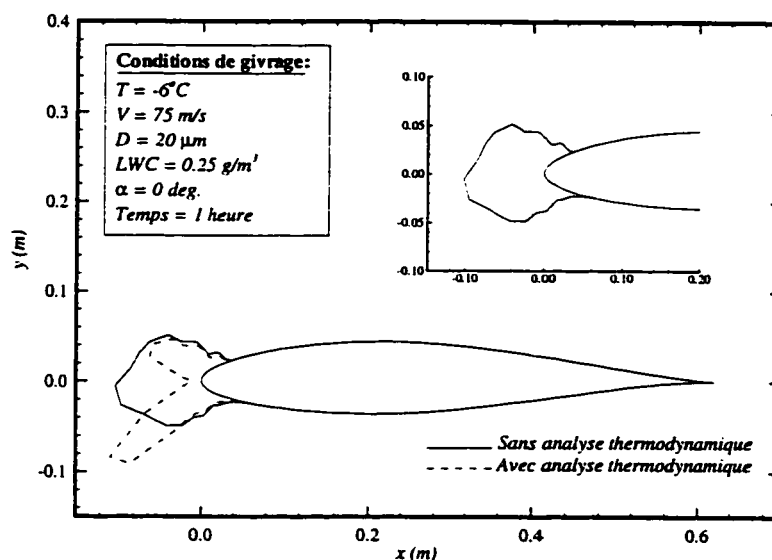


Figure 4.21 Influence de l'analyse thermodynamique sur la forme de glace

De ces comparaisons, on peut conclure que le modèle de givrage est valide et est capable de prédire la forme et la masse de glace s'accumulant sur les pales d'une éolienne autant pour des cas de givre que de verglas. Il serait mieux cependant de valider nos résultats avec des valeurs expérimentales.

Malheureusement, à notre connaissance, aucune donnée expérimentale n'est disponible à ce jour.

4.3 Effet des différents paramètres sur le givrage

La formation de glace sur les pales des éoliennes est fortement influencée par différents paramètres atmosphériques et aérodynamiques tels que la température ambiante, la teneur en eau liquide, le diamètre des gouttelettes, le temps d'accrétion, la géométrie de l'éolienne ou la vitesse du vent. De nombreux tests ont été faits pour déterminer l'effet de chacun de ces paramètres sur la formation de glace de manière à mieux comprendre le processus d'accrétion. Dans les sections qui suivent, nous étudierons l'effet de la corde, de la vitesse locale, de la vitesse du vent, du diamètre des gouttelettes, de la teneur en eau liquide, de la rugosité, de l'altitude et du temps d'accrétion sur la forme et la masse de glace accumulée sur une pale d'éolienne. Tous les tests (sauf ceux spécifiés) ont été effectués sur une éolienne NASA/DOE Mod-0 (voir description à la page 57) et une vitesse de vent de 10 m/s .

4.3.1 Effet de la corde

Étant donné que la corde est généralement variable le long d'une pale d'éolienne, on a commencé par étudier son influence sur la forme résultante de glace. En effet, pour le même profil (dans ce cas-ci un profil conventionnel NACA 23018), et les mêmes conditions atmosphériques et d'opération, la forme de glace et le coefficient de collision local varient grandement avec la corde. Plus précisément, la masse de glace accumulée est directement proportionnel à la corde. Dans le cas présent, le coefficient de collision local maximal β_{max} varie de 0.59 pour une corde $c = 0.5\ m$ à 0.37 pour une corde de $1m$. Ceci

s'explique par le fait que pour de plus grandes longueurs de corde, les gouttelettes seront affectées plus loin en amont du profil et auront donc plus de temps pour l'éviter. Par ailleurs, on remarque que les limites d'impact augmentent à mesure que la corde diminue (voir figure 4.22). Le coefficient de collision global E passe de 0.071 pour une corde de 1 m à 0.177 pour une corde de 0.5 m. Finalement, on peut constater que la masse totale de glace accumulée augmente proportionnellement à la corde.

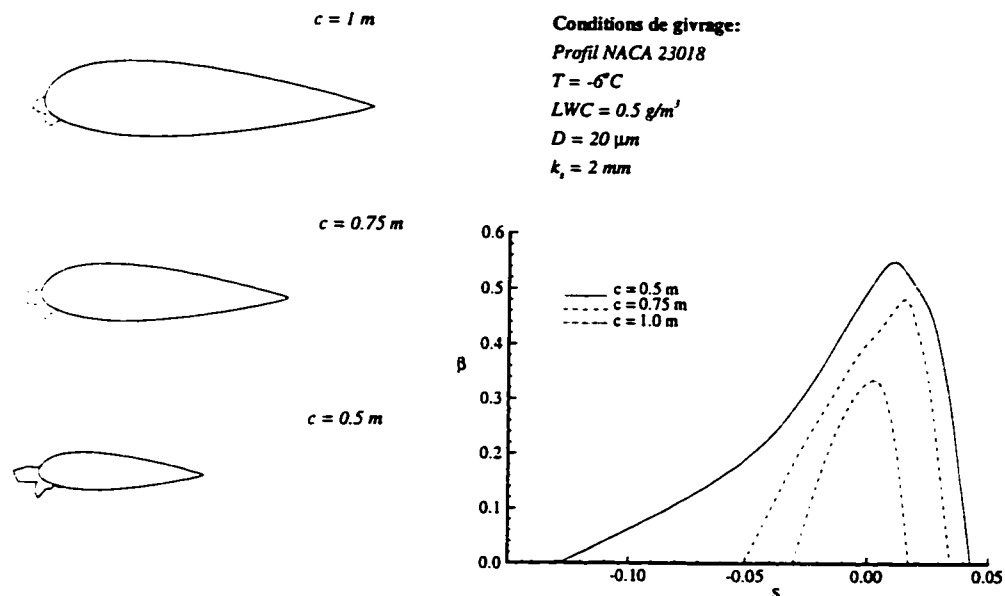


Figure 4.22 Effet de la corde sur la forme de glace et distribution du coefficient de collision

4.3.2 Effet de la vitesse relative locale

La vitesse relative locale augmente le long de la pale compte-tenu que la vitesse circonférentielle est plus importante. Aussi, pour étudier l'influence de la vitesse relative sur la forme de glace, nous avons comparé, pour une même corde et des conditions atmosphériques identiques, la forme et la masse de glace pour différentes vitesses. Les figures 4.23 et 4.24 montrent la forme

résultante de glace ainsi que la distribution du coefficient de collision local β pour des vitesses relatives locales variant de 50 m/s à 80 m/s . On peut remarquer que la vitesse a un effet important sur la forme de glace (et par conséquent sur le coefficient de traînée résultant du profil), de même que sur le coefficient de collision. Plus la vitesse augmente, plus la masse totale de glace accumulée augmente (voir Eq. 3.70). Dans le cas présent, la masse totale accumulée est 1.23 kg/m pour une vitesse de 50 m/s et de 2.92 kg/m pour une vitesse de 80 m/s pour un temps d'accrétion d'une heure. Pour de plus grandes vitesses, les gouttelettes auront moins de temps pour éviter le profil (dues à leurs plus grandes inerties) ce qui explique un coefficient de collision plus grand. De plus, la vitesse a un effet sur le type d'accrétion: pour une température constante, une plus grande vitesse engendre des formes de glace qui ressemblent plus au verglas. Ceci est dû au fait que la friction, source des gains de chaleur, est fonction de la vitesse de l'écoulement: la friction augmente lorsque la vitesse augmente.

Pour une température ambiante donnée, une vitesse plus grande signifie une température de surface plus élevée et donc, plus de ruissellement qui correspond aux conditions de verglas. Rappelons-nous que des formes de verglas ont des conséquences aérodynamiques nettement plus néfastes que celles de givre. Aussi, qui dit verglas, dit augmentation importante du coefficient de traînée et donc par voie directe une plus grande perte de performance de l'éolienne. La vitesse relative a donc un effet évident sur la forme résultante de glace et les pertes de performance qui s'y rattachent. Une discussion plus détaillée des pertes de performance est donnée à la section 4.4.

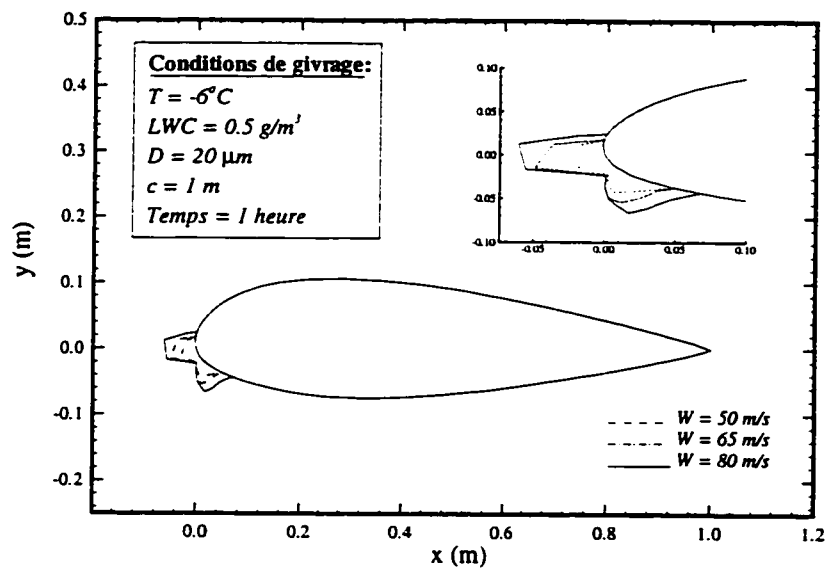


Figure 4.23 Effet de la vitesse locale sur la forme de glace

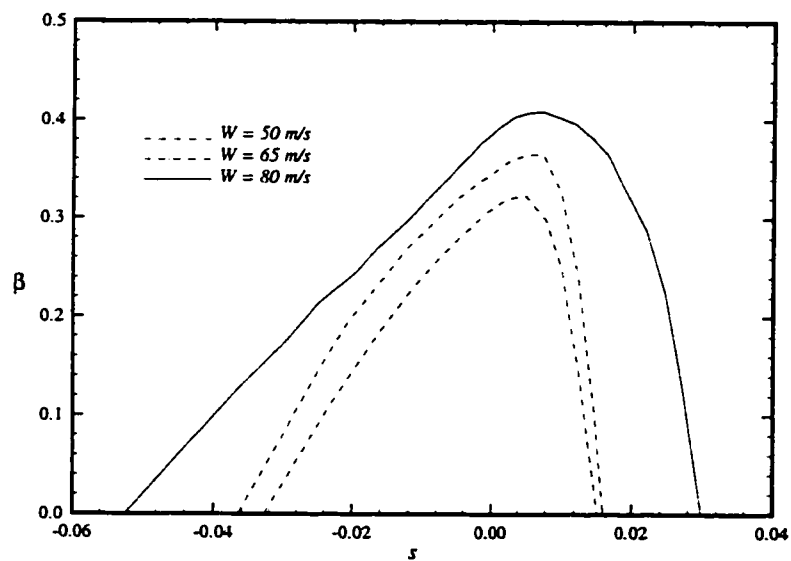


Figure 4.24 Effet de la vitesse locale sur le coefficient de collision local

4.3.3 Effet de la température

La température est le paramètre qui influence le plus la forme et la structure de la glace lors du givrage. Les figures 4.25 et 4.26 montrent comment la forme de glace change avec la température à deux positions radiales différentes. On peut remarquer que la forme de glace accumulée passe d'une forme de verglas (aspect de double corne) à une température de $T = -8^{\circ}\text{C}$ à une forme de givre quasiment lisse à $T = -30^{\circ}\text{C}$ (figure 4.25). On constate également que les formes sont plus accentuées pour la section radiale la plus proche du bout de pale ($r/R = 0.94$) étant donné que la vitesse relative locale est plus grande (voir section précédente). Par ailleurs, pour les températures différentes, les limites d'impact et la masse impactée restent les mêmes. En fait, à mesure que la température augmente, les trajectoires des gouttelettes ne changent pas. Par contre, la quantité de ruissellement augmente fortement (voir figure 4.26). On constate clairement que la masse de glace accumulée diminue graduellement quand la température augmente. Par exemple, la fraction qui gèle, f , passe de 98% à une température de -30°C à 76% pour une température de -2°C à une position radiale $r/R = 0.94$ (voir figure 4.27). Finalement, d'un côté pratique, lors de la conception de systèmes de dégivrage, pour déterminer la partie à dégivrer de la pale, il faudra simuler des conditions de verglas pour connaître les limites critiques d'impact des gouttelettes. Présentement, seul le bord d'attaque des pales est protégé ce qui risque d'être insuffisant pour obtenir des performances optimales de l'éolienne.

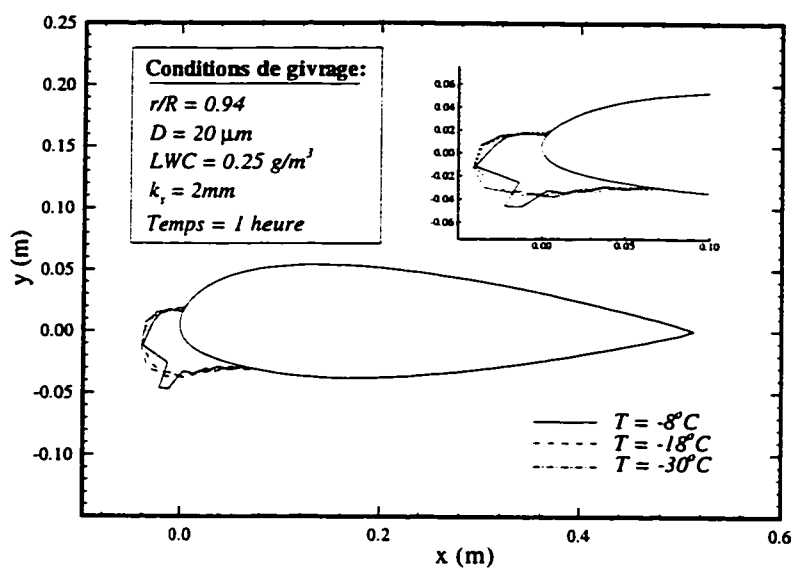


Figure 4.25 Effet de la température sur la forme de glace à $r/R = 0.94$

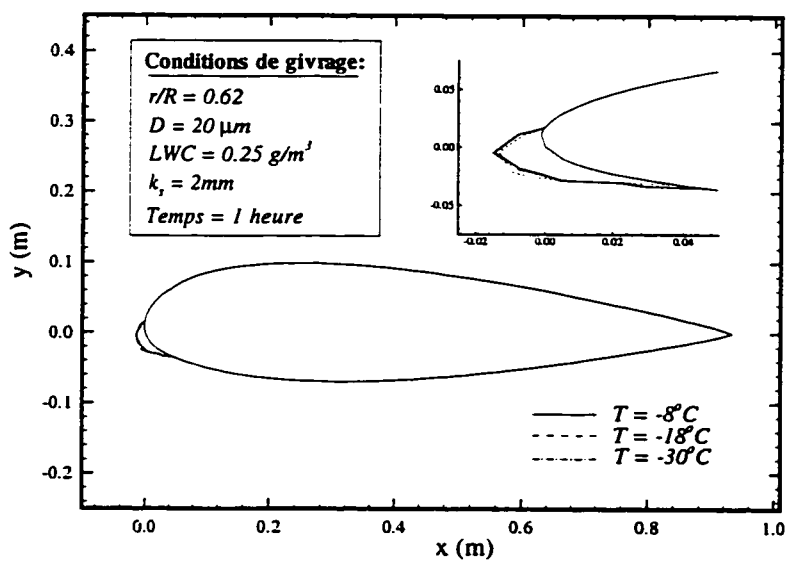


Figure 4.26 Effet de la température sur la forme de glace à $r/R = 0.62$

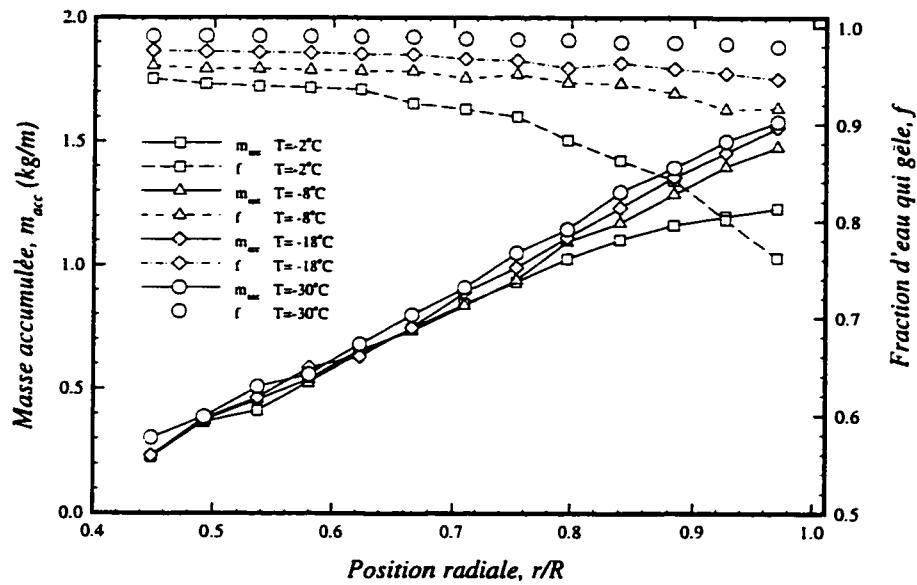


Figure 4.27 Effet de la température sur la masse accumulée et la fraction d'eau qui gèle le long de la pale

4.3.4 Effet de la teneur en eau liquide

La teneur en eau liquide est définie comme la masse d'eau liquide contenue dans un volume d'air donné. La masse de glace accumulée augmente proportionnellement avec la teneur en eau liquide (voir figures 4.28 et 4.29). En effet, la masse impactante de glace sur la section de pale est déterminée par la relation $m_{im} = EV_{\infty} HLWC$. D'autre part, la teneur en eau liquide n'affecte pas le coefficient de collision local β du profil. Aussi, les limites d'impact ne varient pas pour des teneurs en eau liquide différentes, mais la quantité de glace accumulée augmente ce qui nécessite une quantité de chaleur importante pour le dégivrage. Ceci est montré par la figure 4.29 où l'on constate que la masse de glace augmente au fur et à mesure que la teneur en eau liquide augmente. De plus, pour une teneur en eau liquide égale à $1.0g/m^3$, la masse de glace accumulée passe à zéro pour les deux dernières sections radiales du

au décollement.

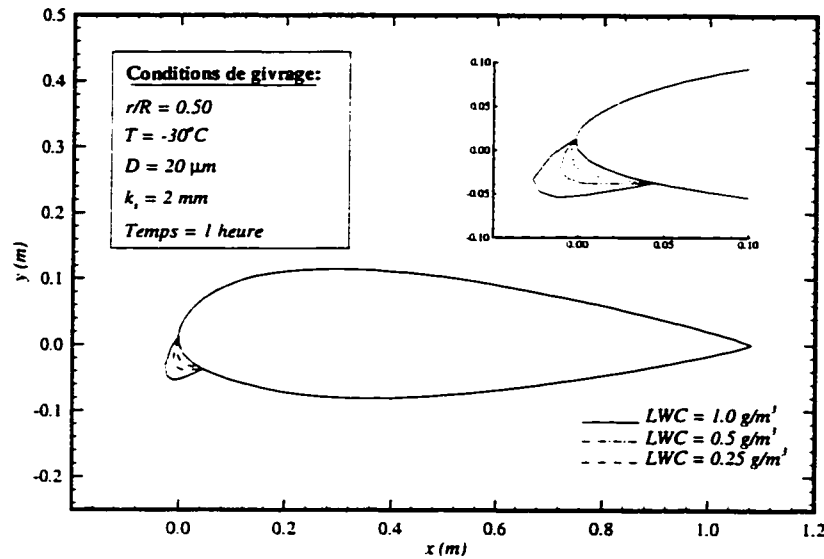


Figure 4.28 Effet de la teneur en eau liquide sur la forme de glace

Finalement, la figure 4.30 représente la distribution de la force de décollement F_{dec} le long de la pale l'éolienne NASA/DOE Mod-0 pour des teneurs en eau liquide variant de 0.25 à 1.0 g/m^3 . On peut remarquer, qu'une teneur en eau liquide plus élevée entraîne une force de décollement plus importante. Par exemple, pour $LWC = 1.0 g/m^3$ et des positions radiales $r/R = 0.87$ et $r/R = 0.94$, la force de décollement est supérieure à la force d'adhésion du Téflon ($F_{adh} = 40 kPa$). On prédit donc du décollement sur deux sections radiales. Ceci se reflète sur la distribution de la masse accumulée. En effet, dans des cas de décollement, la masse de glace formée est réduite à zéro (voir figure 4.29). La teneur en eau liquide influence donc fortement la quantité de glace s'accumulant sur une pale d'éolienne et les possibilités de décollement.

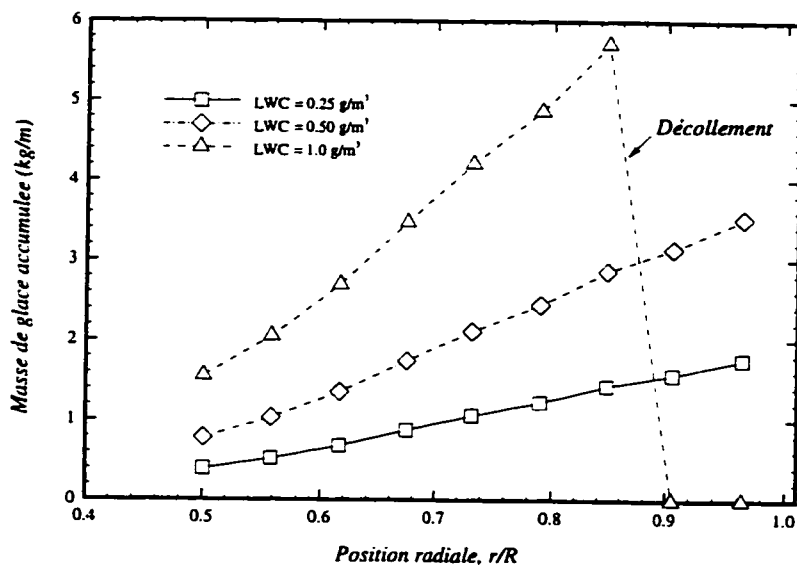


Figure 4.29 Effet de la teneur en eau liquide sur la masse de glace

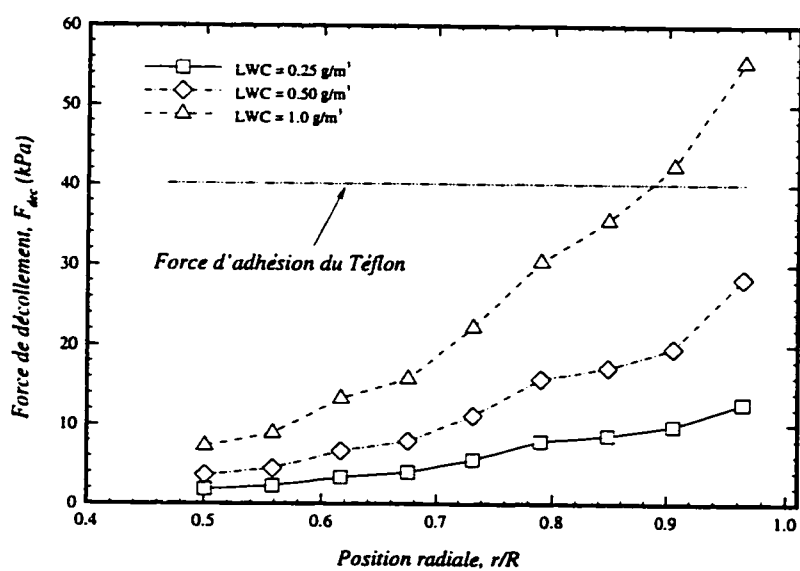


Figure 4.30 Effet de la teneur en eau liquide sur la force de décollement

4.3.5 Effet du diamètre des gouttelettes

La figure 4.31 montre la forme de glace pour une position radiale de l'éolienne NASA/DOE Mod-0 et trois diamètres de gouttelettes différents. Plus les gouttelettes sont petites, plus la région d'impact ainsi que la masse accumulée est petite. En fait, lorsqu'une gouttelette se déplace vers le profil, sa trajectoire est principalement influencée par la traînée aérodynamique et l'inertie. Si les forces d'inertie sont faibles, la traînée domine et les gouttelettes auront tendance à suivre les lignes de courant. D'un autre côté, pour de plus grosses gouttelettes, ce sera l'inertie qui dominera et les gouttelettes auront tendance à frapper la pale sans être déviée. Par ailleurs, le coefficient de collision local et les limites d'impact augmentent à mesure que la taille des gouttelettes augmente comme le montre la figure 4.32.

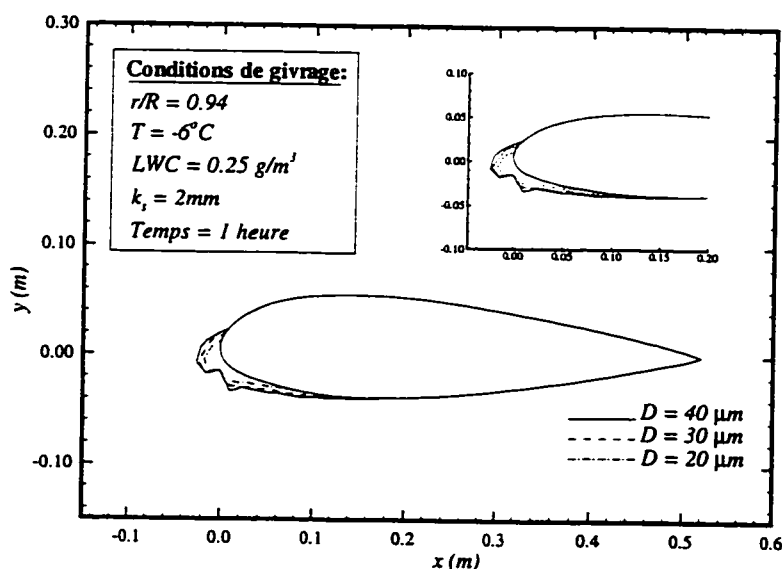


Figure 4.31 Effet du diamètre des gouttelettes sur la forme de glace

La valeur maximale du coefficient de collision local varie de 0.61 pour des gouttelettes de 20 μm à 0.82 pour celles de 40 μm . Enfin, la figure 4.33

montre la distribution de la masse accumulée et du coefficient de collision global E le long de la pale. On constate que les deux coefficients augmentent proportionnellement à celle de la taille des gouttelettes ce qui est prévisible pour les raisons citées ci-haut.

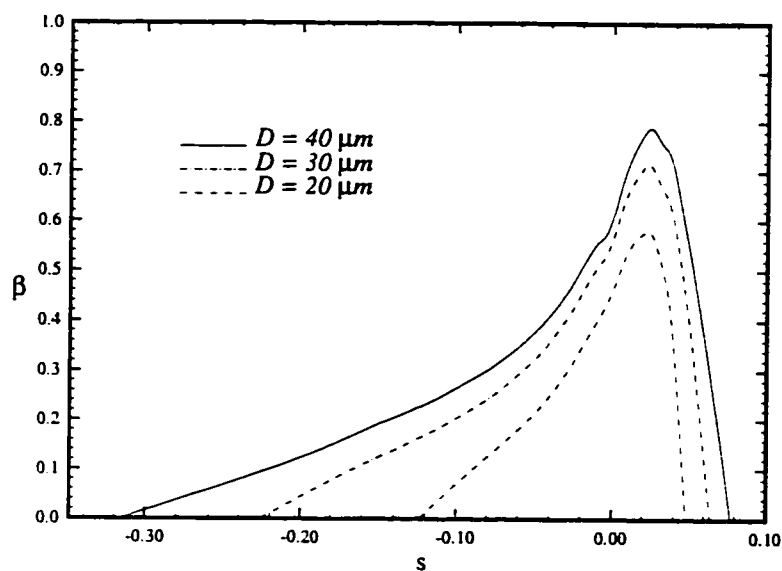


Figure 4.32 Effet du diamètre des gouttelettes sur le coefficient de collision local

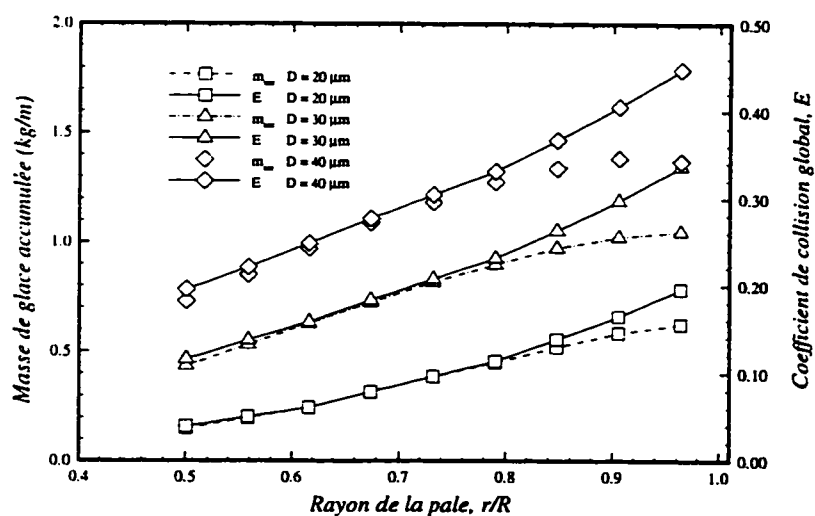


Figure 4.33 Effet du diamètre des gouttelettes sur la masse accumulée et le coefficient de collision global

4.3.6 Effet de la vitesse du vent

Un des paramètres atmosphériques qui peut varier énormément lors de l'opération d'une éolienne est la vitesse du vent. On a vu précédemment que la vitesse du vent a un effet marqué sur l'angle d'attaque. La figure 4.34 montre l'influence de la vitesse du vent pour une position radiale de $r/R = 0.80$ de l'éolienne NASA/DOE Mod-0. On peut constater une différence majeure au niveau des limites d'impact tandis que la masse totale accumulée ne varie que très peu. Ceci s'explique principalement par la différence d'angle d'attaque local pour des vitesses de vent différentes. En effet, pour cette position radiale, les angles d'attaque locaux sont respectivement 4.1, 6.2 et 8.0 *deg.* pour des vitesses de vent de 6, 8 et 10 *m/s*. Ainsi, au fur et à mesure que l'angle d'attaque augmente, les limites d'impact de la masse de glace accumulée recule de plus en plus vers l'intrados de la section de pale.

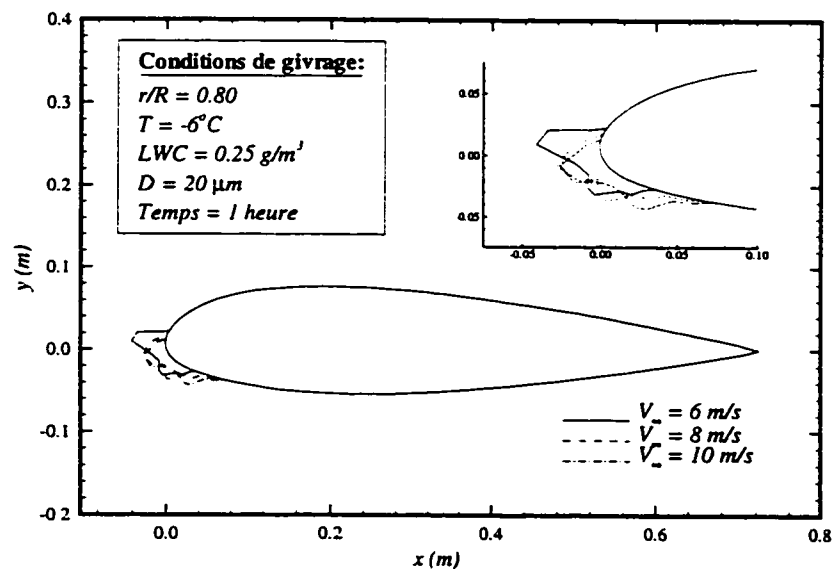


Figure 4.34 Effet de la vitesse du vent sur la forme de glace

Comme le montre la figure 4.35, le plus haut pic du coefficient de collision β se produit pour l'angle d'attaque le plus élevé, soit la plus grande vitesse de vent. On constate également sur ce graphique la variation des limites d'impact en fonction des vitesses de vent. Aussi, si la vitesse de vent devient très grande, la formation de glace se produira si loin du bord d'attaque que les systèmes de dégivrage seront inefficace pour éliminer la glace formée sur la pale. Finalement, la figure 4.36 illustre bien que la masse de glace accumulée et le coefficient de collision global E ne varie que légèrement pour des vitesses de vent variables.

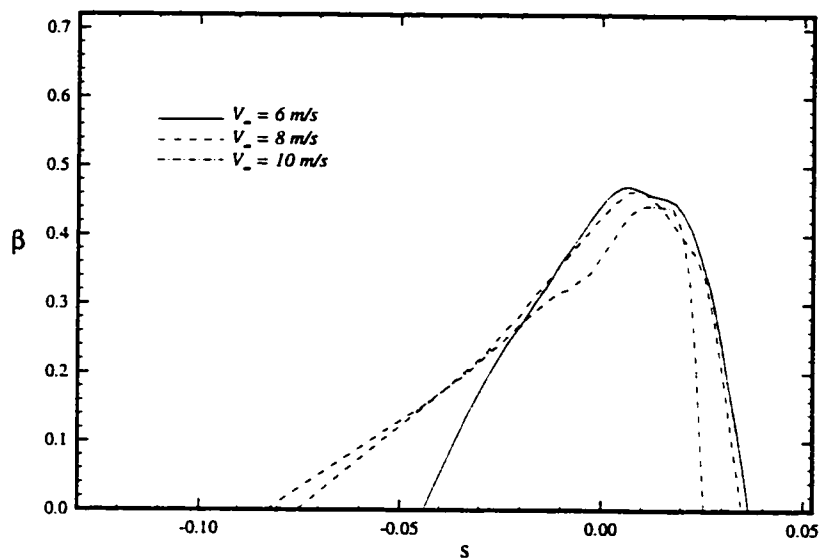


Figure 4.35 Effet de la vitesse du vent sur le coefficient de collision local

4.3.7 Effet de la rugosité de surface

La figure 4.37 montre l'effet de la variation de la rugosité de surface k_s sur la forme résultante de glace. On remarque que la forme de glace change assez drastiquement lorsque la hauteur de rugosité de surface varie. En effet, une

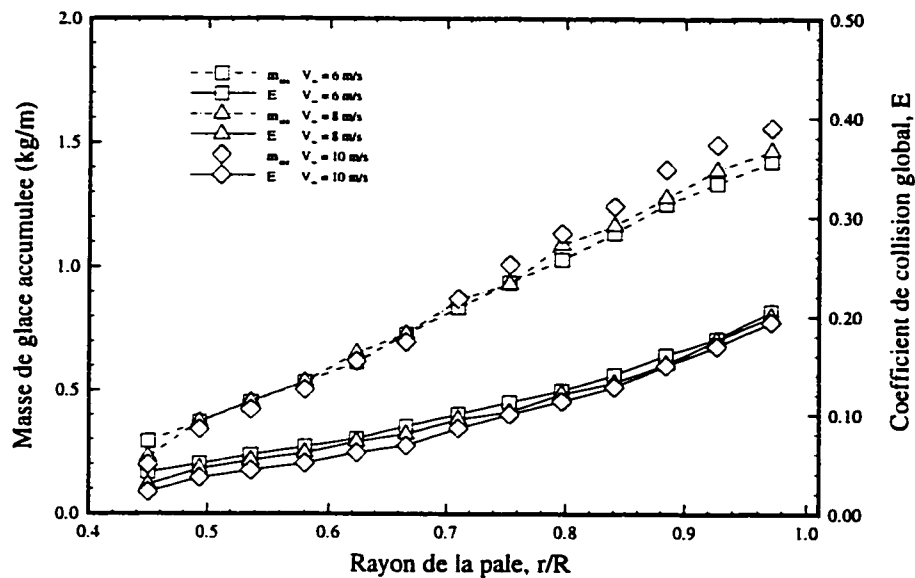


Figure 4.36 Effet de la vitesse du vent sur la masse accumulée et le coefficient de collision global

augmentation de la taille des éléments de rugosité augmentera le coefficient de convection. Quand la valeur de k_s est petite, la quantité de chaleur à la surface par convection est réduite. Par conséquent, la température de surface est baissée suffisamment de tel sorte que la glace ne gélra pas à l'impact provoquant ainsi des formes de verglas. En augmentant la valeur de k_s , le transfert de chaleur par convection augmente, augmentant par la même occasion la fraction de l'eau impactante qui gèle au contact du profil provoquant des formes de glace tendant vers le givre. La valeur de la rugosité de surface a donc une forte influence sur le type de glace formée sur l'éolienne.

4.3.8 Effet de l'altitude

Les éoliennes à axe horizontal sont généralement installées à des altitudes variant du niveau de la mer à des altitudes de plus de 500 m (éolienne au Yukon [66]). La figure 4.38 montre les formes de glace accumulées pour des altitudes

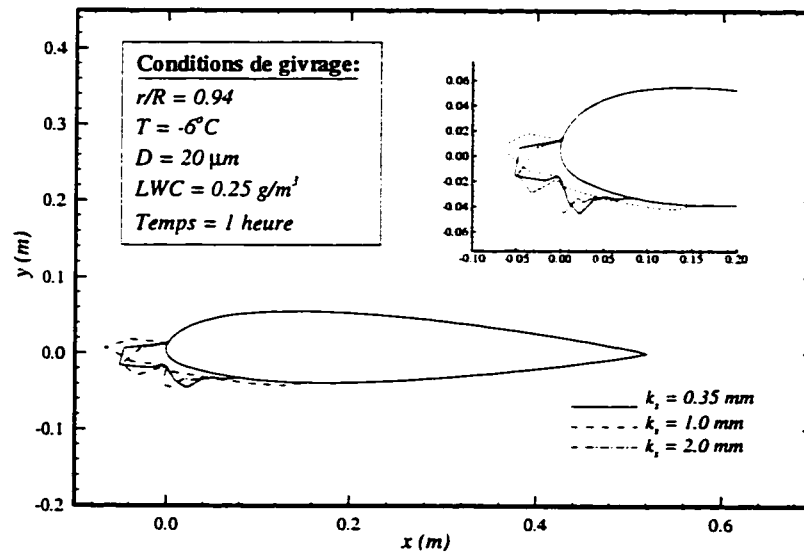


Figure 4.37 Effet de la rugosité de surface sur la forme de glace

de 0 m, 500 m et 2000 m. On peut remarquer que la différence au niveau de la forme est minime: ceci s'explique par le fait que la variation de la densité de l'air est faible pour des altitudes potentiels pour l'installation d'éoliennes. À la figure 4.39 on montre aussi que la masse de glace accumulée et le coefficient de collision global ne varient presque pas en fonction de l'altitude. On peut donc conclure que l'altitude n'est pas un paramètre critique en tant que tel. Toutefois, il faut garder à l'esprit qu'une altitude plus élevée entraîne nécessairement des conditions de givrage beaucoup plus fréquentes.

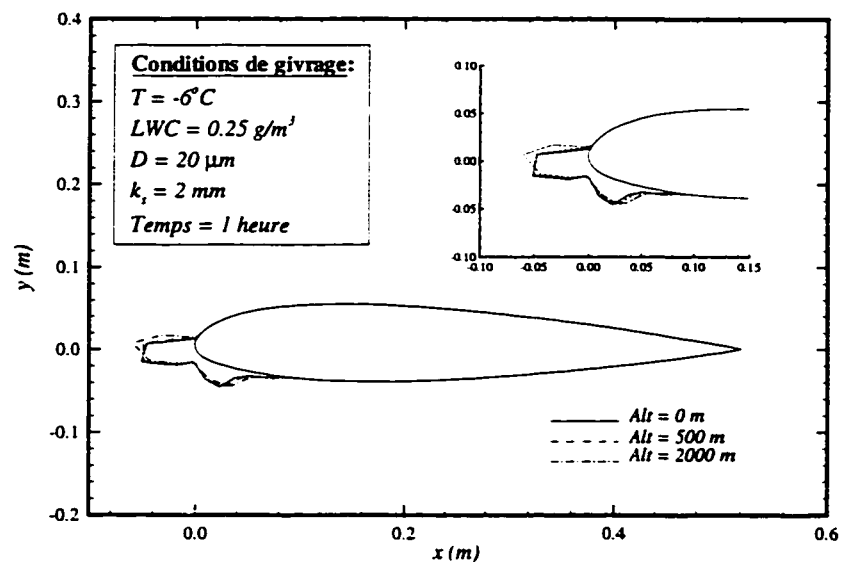


Figure 4.38 Effet de l'altitude sur la forme de glace

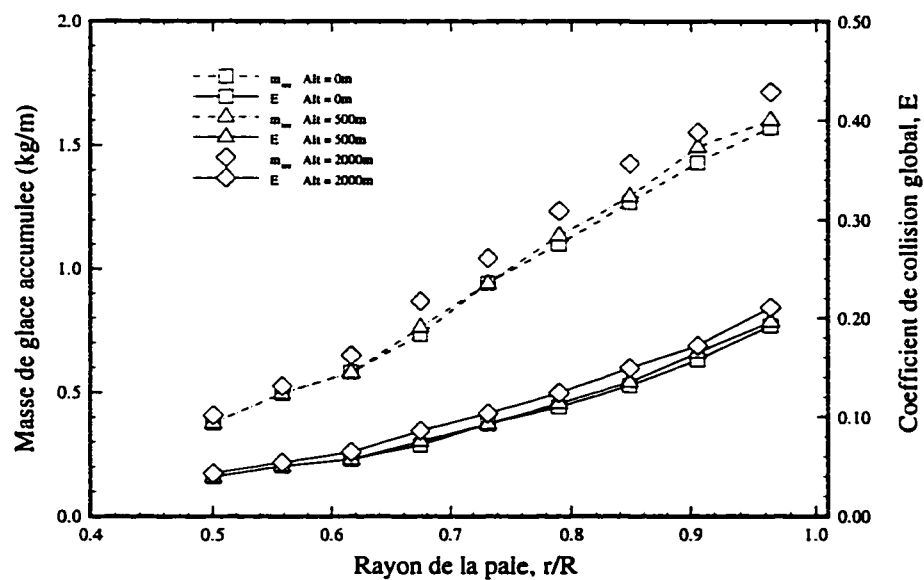


Figure 4.39 Effet de l'altitude sur la masse de glace accumulée et le coefficient de collision global

4.3.9 Effet du temps d'accrétion

Tel que prévu, on peut voir de la figure 4.40 que la masse de glace accumulée augmente proportionnellement avec le temps d'accrétion. On pourrait alors s'attendre à ce qu'une majeure partie de la glace accumulée le long de la pale tende à décoller si l'on continue d'augmenter le temps d'accrétion. Par ailleurs, le coefficient de collision global E reste le même peu importe le temps d'accrétion ce qui est prévisible étant donné que la surface d'impact reste inchangée.

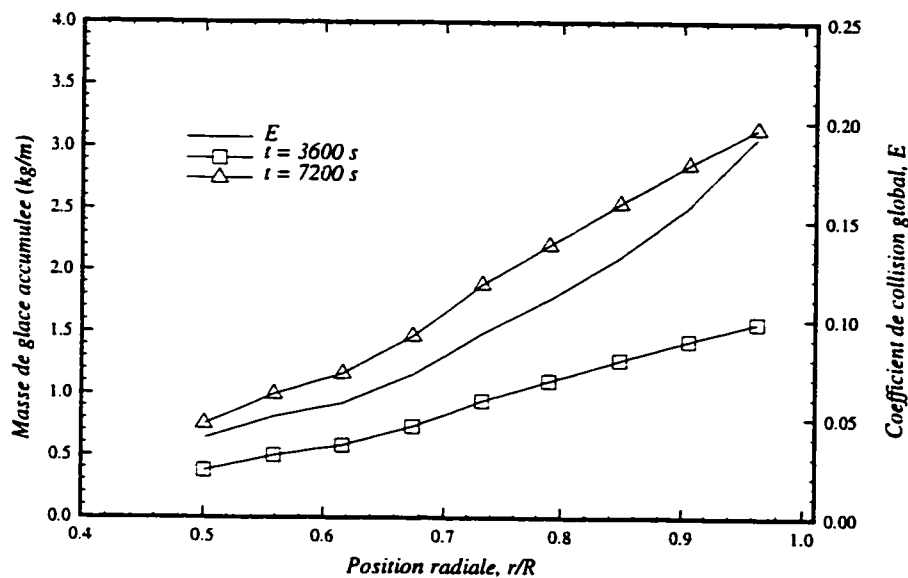


Figure 4.40 Effet du temps d'accrétion sur la masse accumulée et le coefficient de collision global

4.3.10 Effet de l'épaisseur relative du profil

Lors de la conception d'une éolienne, le choix du profil et son épaisseur relative sont très importantes pour obtenir les performances de design optimales. Pour ce qui est de l'influence de l'épaisseur relative sur la masse de glace accumulée,

nous avons comparé les hauteurs effectives de glace pour des profils NACA à quatre chiffres dont l'épaisseur variait de 9% à 20%. La figure 4.41 montre bien que la hauteur effective de glace (donc la masse de glace accumulée) augmente pour une épaisseur relative plus grande.

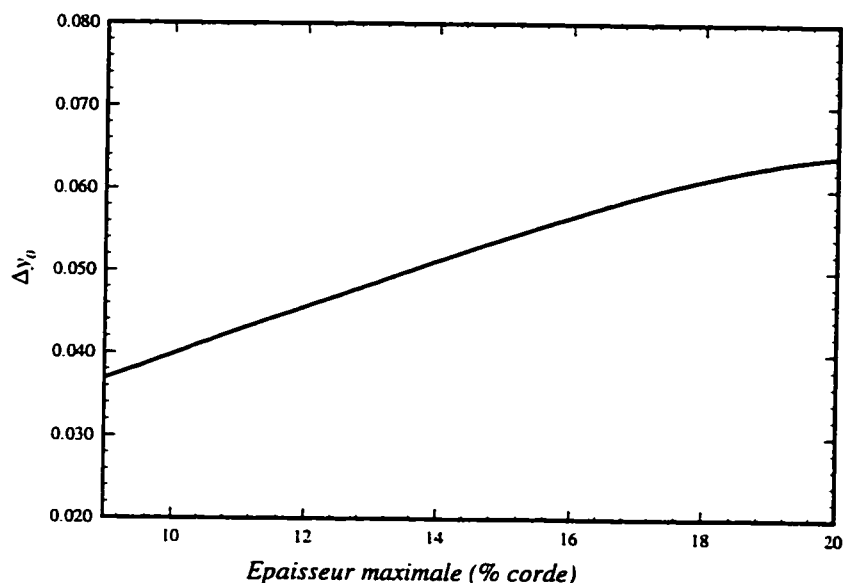


Figure 4.41 Effet de l'épaisseur relative du profil sur la hauteur effective de glace

4.3.11 Effet de l'angle de calage

Pour certaines éoliennes, l'angle de calage est variable. Il serait donc possible d'ajuster l'angle de calage de manière à obtenir des angles d'attaque désirés pour des vitesses de vent différentes. Pratiquement, ceci pourrait toutefois engendrer des problèmes de complexité au niveau du design des éoliennes.

4.4 Performances des éoliennes givrées

À partir des sections de pale givrées de l'éolienne, il est possible d'obtenir les nouvelles performances de l'éolienne givrée en utilisant les deux modèles décrits aux sections 3.4.1 et 3.4.2. Si on effectue ce calcul pour une bande de vitesses de vent, on trouve alors la courbe de puissance de l'éolienne en conditions de givrage. Pour cela, on refait le calcul de performance de l'éolienne en utilisant les nouveaux coefficients de traînée et portance des profils givrés. Il est à noter que l'obtention d'une telle courbe demande beaucoup de temps de calcul étant donné qu'il faut effectuer des simulations de givrage pour chacune des vitesses de vent étudiées. Les figures 4.42 et 4.43 montrent les courbes de puissance et coefficient de puissance pour une éolienne NASA/DOE Mod-0 et les conditions de givrage suivantes:

- Température: -18°C
- Teneur en eau liquide: 0.25 g/m^3
- Diamètre des gouttelettes: $20\text{ }\mu\text{m}$
- Temps d'accrétion: 1 heure

On peut remarquer une baisse notable de la performance de l'éolienne dans ces conditions. En effet, à une vitesse de vent $V_{\infty} = 12\text{ m/s}$, la perte de performance est de près de 27% pour le modèle de Bragg et de 32% pour le modèle de Gray (voir figure 4.42). Ces ordres de grandeur ressemblent fortement à ceux retrouvés dans la littérature pour des cas de givrage éolien [34]. Quant au coefficient de puissance, on constate également une chute, due au givrage, de l'ordre de 25% pour les deux modèles au pic de la courbe. Par ailleurs, il est à noter que les deux modèles prédisent des pertes de puissance très similaire.

Les figures 4.44 et 4.45 présentent les mêmes courbes pour une température de $-6^{\circ}C$ et les mêmes conditions de givrage. Dans ce cas-ci, on observe une perte de puissance équivalente au premier cas ce qui est prévisible étant donné que les conditions de givrage ne sont pas assez sévères pour provoquer des formes de verglas.

Finalement, le dernier cas est un cas sévère de givrage où la teneur en eau liquide a doublé comparativement au cas précédent. La perte de puissance dans ce cas-ci est très importante (jusqu'à 64% à $V_{\infty} = 12m/s$). Dans de tels cas, pratiquement il serait alors préférable d'arrêter l'éolienne pour éviter un bris mécanique et un cas de décollement potentiellement dangereux. Dans le cas du modèle de Gray, on peut même constater que la puissance commence à diminuer à partir de $11 m/s$ pour tendre vers zéro ce qui s'explique du fait que le modèle de Gray peut prédire autant des cas de givre que de verglas contrairement au modèle de Bragg.

Les résultats obtenus sont qualitativement satisfaisant et correspondent aux valeurs de pertes de performance citées dans la littérature. Des résultats expérimentaux seraient utiles pour calibrer mieux le module de calcul de perte de performance.

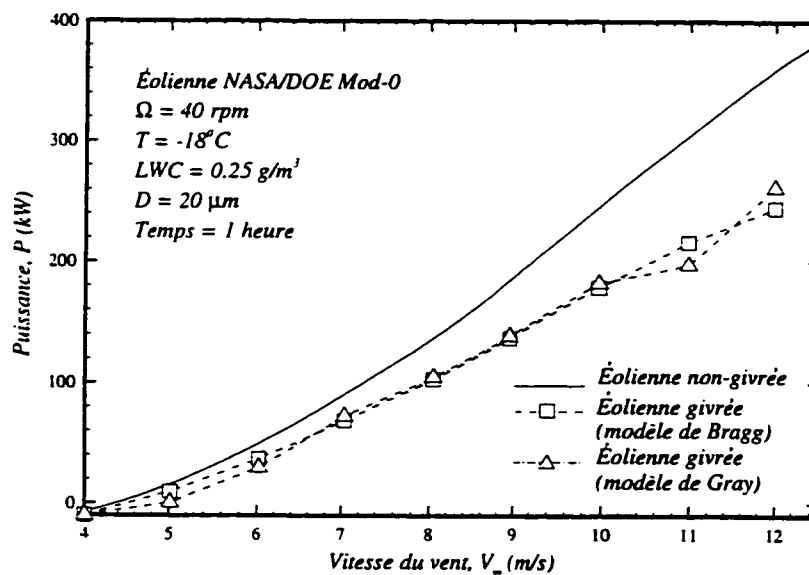


Figure 4.42 Puissance de l'éolienne NASA/DOE en conditions de givrage (CAS 1)

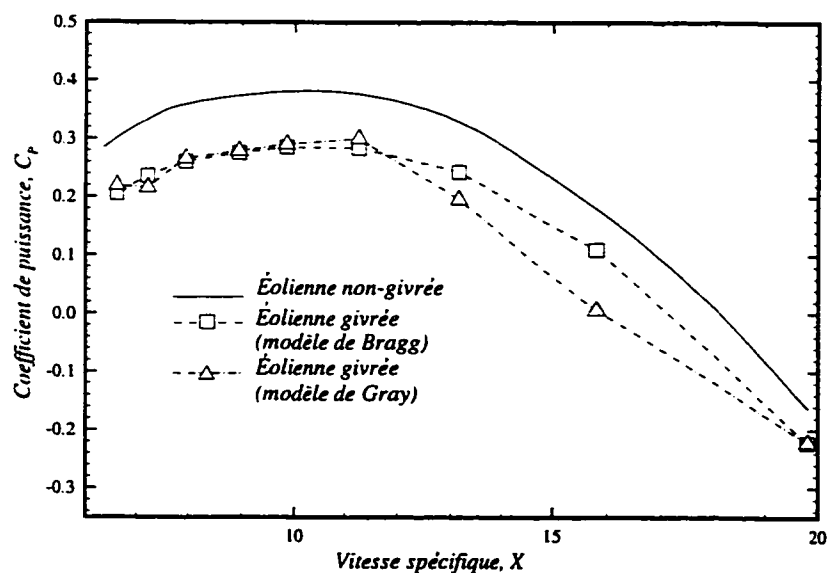


Figure 4.43 Coefficient de puissance de l'éolienne NASA/DOE en conditions de givrage (CAS 1)

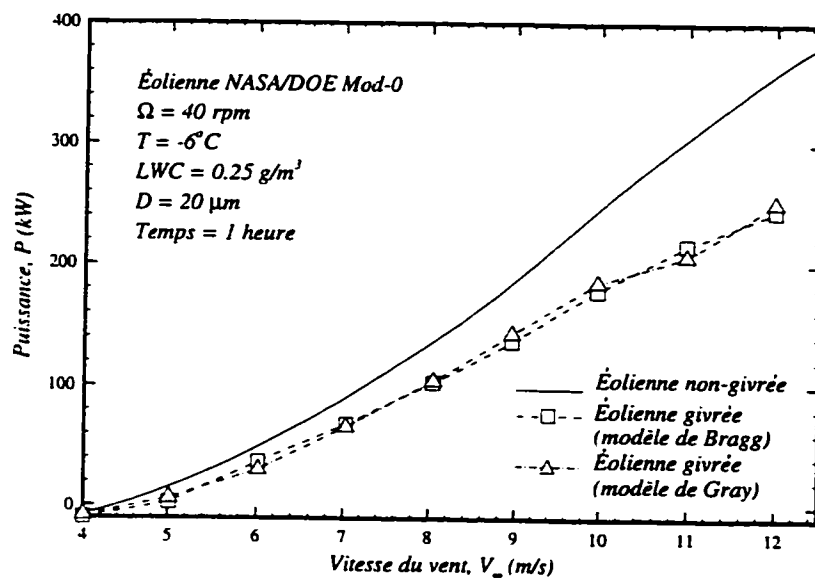


Figure 4.44 Puissance de l'éolienne NASA/DOE en conditions de givrage (CAS 2)

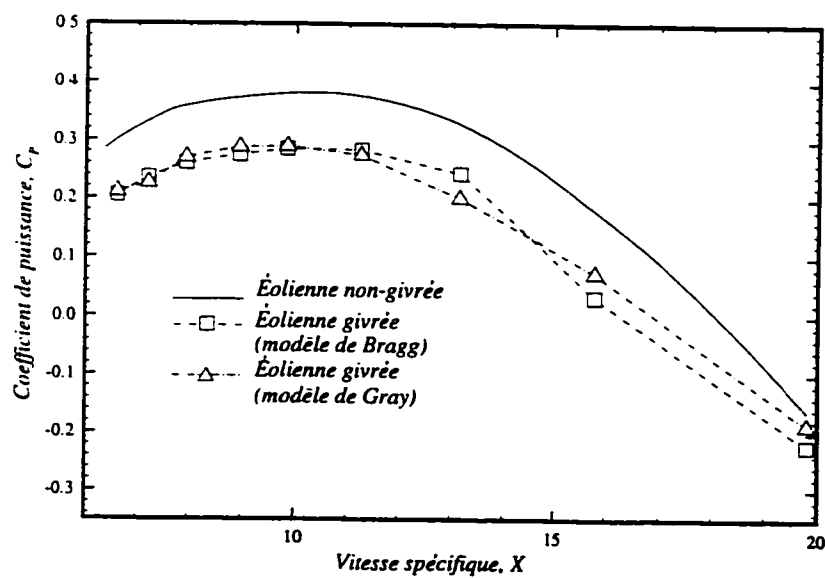


Figure 4.45 Coefficient de puissance de l'éolienne NASA/DOE en conditions de givrage (CAS 2)

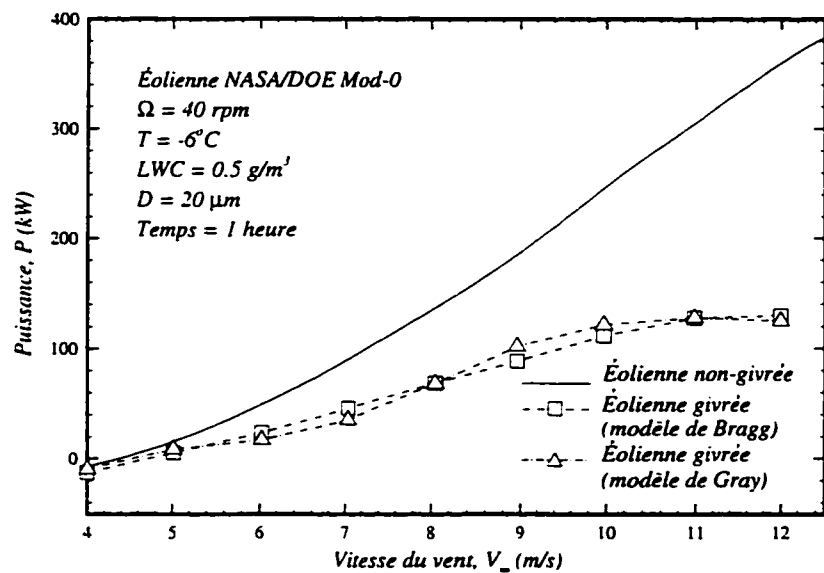


Figure 4.46 Puissance de l'éolienne NASA/DOE en conditions de givrage (CAS 3)

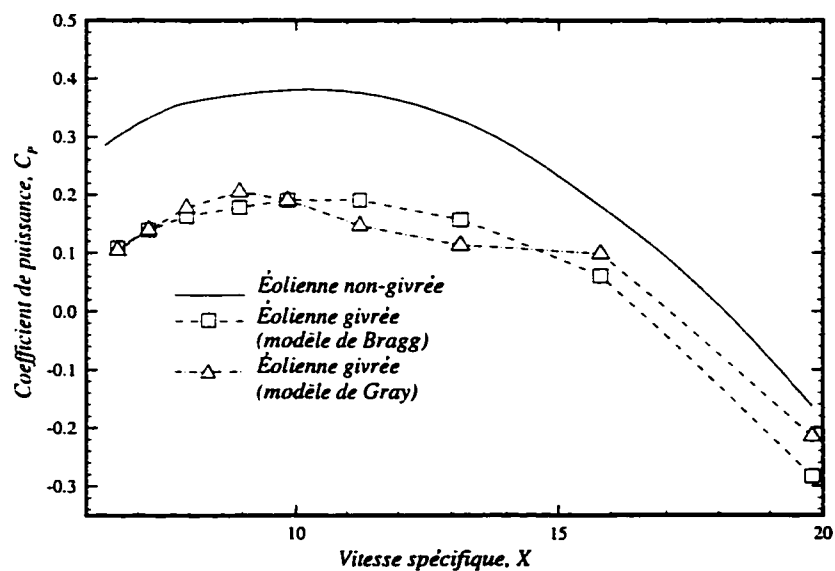


Figure 4.47 Coefficient de puissance de l'éolienne NASA/DOE en conditions de givrage (CAS 3)

CHAPITRE 5

Conclusions & Recommandations

5.1 Conclusions

Au cours de cette étude, financée par le Ministère des Ressources naturelles, un outil numérique a été développé pour la simulation et l'analyse de la formation de glace sur les éoliennes à axe horizontal autant pour des cas de givre que de verglas. Le code *CANICE-WT* est capable de prédire la masse et la forme de glace se déposant le long d'une pale d'éolienne connaissant la géométrie de l'éolienne, les conditions d'opération et les conditions atmosphériques. Il comprend trois modules principaux: *i)* le modèle aérodynamique qui permet de calculer la distribution des vitesses locales et de l'angle d'attaque le long de la pale ainsi que la performance de l'éolienne non-givrée, *ii)* le modèle de givrage qui simule, sur chacune des sections de pale, la forme et la masse de glace s'y accumulant, incluant le calcul du champ de vitesses et des trajectoires des gouttelettes, l'analyse thermodynamique et la détermination de la forme de glace et enfin *iii)* le modèle de performance qui comprend deux modèles empiriques de calcul des coefficients aérodynamiques de portance et de traînée et permet la détermination de la perte de performance due à la formation de glace sur les pales d'éolienne. Le code donne également la possibilité d'étudier l'influence des différents paramètres atmosphériques et aérodynamiques sur la formation de glace tels que la température, le diamètre des gouttelettes, la teneur en eau liquide, la vitesse du vent, etc ...

La puissance prédite par le modèle aérodynamique se compare bien aux

résultats numériques et expérimentaux retrouvés dans la littérature. Une version du code aérodynamique nommé CARAH (Calcul Aérodynamique du Rotor à Axe Horizontal) a été développé sous environnement Windows et est disponible pour la prédiction des performances et le design d'éoliennes à axe horizontal. Ce logiciel vient compléter le premier code développé par la chaire pour la prédiction des performances et le design des éoliennes à axe vertical de type Darrieus (CARDAAV). Le modèle de givrage a été également validé avec le code numérique TURBICE du Centre de recherche technique de Finlande (VTT). Les formes prédites se comparent bien tant au niveau de la masse que de la forme de glace incluant les limites d'impact. Finalement, des résultats qualitatifs de la prédiction de la perte de performance des éoliennes givrées sont présentés en utilisant les modèles empiriques de Gray et Bragg. Ces prédictions montrent une perte de performance variant entre 20% et 60% dépendamment de la sévérité du givrage. Par ailleurs, une étude de l'influence de différents paramètres sur la formation de glace sur les éoliennes à axe horizontal a été effectuée. Les principales conclusions sont:

- La température, la vitesse locale et la rugosité de surface ont un effet important sur la forme de glace accumulée
- Le diamètre des gouttelettes, la teneur en eau liquide et la corde influencent fortement la quantité de glace se déposant sur les pales.
- La vitesse du vent et la taille des gouttelettes ont un effet sur les limites d'impact de la glace accumulée
- L'altitude a peu d'effet sur la masse et la forme de glace. Cependant, les conditions de givrage sont plus fréquentes.

5.2 Recommandations

Pour augmenter la précision de la prédiction du modèle de perte de performance, il serait possible d'utiliser une méthode Navier-Stokes pour prédire les coefficients de portance et de traînée des profils givrés. Cependant, le temps de calcul pour une telle prédiction serait certainement très supérieur au modèle actuel. Le modèle de givrage *CANICE-WT* devrait être validé avec des résultats expérimentaux lorsque ceux-ci seront disponibles. D'autre part, des résultats expérimentaux de performance d'éoliennes givrées seraient nécessaires pour calibrer le modèle de perte de performance. Finalement, les limites d'impact et la masse de glace accumulée sur la pale d'éolienne pouvant être prédites par le modèle proposé, comme projets futurs, on pourrait simuler numériquement le dégivrage des éoliennes.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] GIPE, P. (1995). Wind Energy Comes of Age, John Wiley & Sons, New York, 239 p.
- [2] GARRAD, A. (1991). Wind Energy in Europe, Time for Action: A Strategy for Europe to Realise its Enormous Wind Power Potential, European Wind Energy Association.
- [3] GRUBB, M., NIELS, M. (1993). Wind Energy: Ressources Systems, and Regional Strategies, Renewable Energy: Sources for Fuels and Electricity, Washington, DC, Island Press, pp. 186-199.
- [4] SAULNIER, B. (1994). Perspectives sur la technologie éolienne, Comptes rendus du colloque Les parcs d'éoliennes, Technologie, Impacts, Développement régional, Rimouski.
- [5] CHAPPELL, M.S. (1986). Rapport du programme: Recherche et développement sur l'énergie éolienne au Conseil national de recherches du Canada 1975-1985.
- [6] Débat public sur l'énergie, Pour un Québec efficace, Rapport de la table de consultation du débat public sur l'énergie au Québec, Direction des relations publiques, Ministère des Ressources naturelles du Québec, 1996.
- [7] FELIN, B. (1976). The Observation of rime and glaze deposits in Québec, Canadian Electrical Association Spring Meeting, Toronto, March 22-24.
- [8] BROTHERS, C. (1992). Wind Turbines in Northern Climates - Canadian Experiences -, BOREAS, and International Experts Meeting on Wind Power in Icing Conditions, Hetta, Finland, February 10-14.

- [9] PARASCHIVOIU, I., BRAHIMI, M.T. and ALLET, A. (1994). Wind Energy Research and Developement in Canada, Proceedings of the 1994 MIE International Forum & Symposium on Global Environment and Friendly Energy Technology, Tsu, Mie, Japon, March, 22-25, pp. 600-604.
- [10] TRAN, P., BRAHIMI, M.T. and PARASCHIVOIU, I. (1992). Effects of Ice Accretion on Aircraft Components, Final Report, prepared for Bombardier Inc./Canadair, C.D.T. Project C128.
- [11] MORTIMER, A.R. (1980) A Review of the Icing Problem for Aerogenerators, Journal of Wind Energy Engineering, 4, No. 4, pp. 183-191.
- [12] KOLOMEYCHUK, R.J., SILIS, A. (1987) Preliminary Investigation of Potential Icing Effects on Wind Turbines, Renewable Energy Branch, Energy Mines and Ressources, Canada, pp. 147-159.
- [13] BOSE N. (1992). Atmospheric Icing on a Small Horizontal-Axis Wind Turbine Operated in Newfounland, Proceedings of the 8th Annual National Conference of the Canadian Wind Energy Association, Ottawa, Ontario, November 2-4, pp. 461-470.
- [14] Bulletin, Publication de l'Association Canadienne de l'Énergie Éolienne, 7, No. 3, Juillet 1994.
- [15] MAKKONEN. L., AUTTI, M. (1991). The Effects of Icing on Wind Turbines, Wind Energy Technology and Implementation, European Wind Energy Conference'91, Amsterdam, pp. 575-580.

- [16] POTAPCZUK, M.G. and REINMANN, J.J. (1991) Icing Simulation: A Survey of Computer Models and Experimental Facilities, AGARD-CP-496, North Atlantic Treaty Organization, Toulouse, France, April 29th-May 1st, pp. 5.1-5.27.
- [17] LASCHKA. B., JESSE, RUDOLF E. Ice Accretion and its Effects on Aerodynamics Aircraft Components, Ottobrun, Munich, Germany.
- [18] Effects of Adverse Weather on Aerodynamics (1991). AGARD Conference Proceedings 496.
- [19] Wind Turbine Technology: Fundamental Concepts of Wind Turbine Engineering (1994). ASME Press, NY, Editor David A. Spera, 638 p.
- [20] SELIG, M.S. and TANGLER J.L. (1995). Development and Application of a Multipoint Inverse Design Method for Horizontal Axis Wind Turbines, Wind Engineering, 10, No. 2.
- [21] WILSON, R.E., PATTON, E.M. (1983). The AERO Performance Prediction Method: Computer and Calculator Programs for Predicting HAWT Performance, Oregon State University, Subcontract No. PFN-13318W.
- [22] HIBBS, B., RADKEY, R.L. (1983). Calculating Rotor Performance With the Revised 'PROP' Computer Code, Subcontract No. PFN-13470W.
- [23] WILSON, R.E., LISSAMAN, P.B.S. (1974). Applied Aerodynamics of Wind Power Machines, Oregon State University.
- [24] DUMISTRESCU, H., CARDOS, V. (1991). Wind Turbine Aerodynamic Performance By Lifting Line Method, Institute of Applied Mathematics, Romanian Academy, Bucarest, Romania.

- [25] AMMARA, I., MASSON, C. PARASCHIVOIU, I. (1995). A CFD Method for the Performance Prediction of Isolated Horizontal-Axis Wind Turbines, Canadian Wind Energy Conference'95, Kincardine, Canada, October 2-4, pp.199-205.
- [26] RUFF, G.A. and BERKOWITZ, B.M. (1990). User's Manual for the NASA Lewis Ice Accretion Prediction Code (LEWICE), NASA CR-1851129.
- [27] GENT, R.W. (1990). TRAJICE2 - A combined Water Droplet Trajectory and Ice Accretion Prediction for Aerofoil, DRA Technical Report TR90054.
- [28] GUFFOND, D. (1988). Validation du programme bidimensionnel de captation, ONERA RT 20/5146 SY.
- [29] BRAHIMI, M.T., TRAN, P., PARASCHIVOIU, I. (1994). Numerical Simulation and Thermodynamic Analysis of Ice Accretion on Aircraft Wings, Département de Génie Mécanique, École Polytechnique de Montréal, Rapport final, Projet C.D.T. C 159, Canadair.
- [30] AMENDOLA, A., MINGIONE, G., VICINI, A. (1995). Some Peculiar Aspects of an Icing Wind Tunnel Design: Large Droplets and Altitude Effects, Proceedings of the International Icing Symposium, Montréal, September 18-21.
- [31] BOSE, N. (1992). Icing on a small horizontal-axis wind turbine - Part 1: Glaze ice profiles, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, pp. 75-85.
- [32] BENNIE, W. (1995). Yukon Explores Wind Energy Potential, Bulletin de l'Association Canadienne d'Énergie Éolienne, 8, No. 2, July 1995.

- [33] SELIG, S.M. (1995). Aerodynamic Performance Prediction of HAWTs: Model Development, Validation and Application, Wind Prog. Subcontractor, Review Meeting, Denver, July 31-August 2.
- [34] JASINSKI, B.J., NOE, S.C. , SELIG, M.S., BRAGG, M.B. (1997). Wind Turbine Performance Under Icing Conditions, ASME/AIAA Wind Energy Symposium, January 6-9, Reno, NV.
- [35] GUSTAFSSON, A., MEIJER, S. (1982). Preparatory icing studies for Swedish prototype WECS, Paper No. 4, The Fourth International Symposium on Wind Energy Systems, Stockholm, Sweden, September 21-24.
- [36] SEIFERT, H., SCHOLZ, C. (1990). Additional loads caused by ice on rotor blades during operation, European Community Wind Energy Conference, Madrid, Spain.
- [37] SEIFERT, H.(1992). Icing of Wind Turbine Rotor Blades During Operation, BOREAS, Wind power in icing conditions, February 10-13, Hetta, Finland, pp. 61-69.
- [38] SEIFERT, H., TAMMELIN, B., (1994). Joule II - Icing of Wind Turbines, BOREAS II, Proceedings of an International Meeting, March 21-24, Pyhänturi, Finland.
- [39] FINSTAD, K.J. and MAKKONEN L. (1990) Turbine Blade Icing Model,BOREAS - International Expert's Meeting on Wind Power in Icing Conditions, Hetta, Finland, pp. 35-42.
- [40] LOZOWSKI, E.P., OLESKIW, M.M. (1981). Computer Simulation of Airfoil Icing Without Runback, AIAA Paper 81-0402.

- [41] SCAVUZZO, R.J., CHU, M.L. (1987). Structural Properties of Impact Ices Accreted on Aircraft Structures, NASA Contractor Report 179580.
- [42] SCAVUZZO, R.J., CHU, M.L., ANANTHASWAMY, V. (1991). Influence of Aerodynamic Forces in Ice Shedding, AIAA Paper 91-0664.
- [43] ITAGAKI, K. (1983). Self-shedding of Accreted Ice from High-Speed Rotors, 83-WA/HT-68, The American Society of Mechanical Engineers.
- [44] GRAY, V.H. (1964). Prediction of Aerodynamic Penalties Caused by Ice Formations on Various Airfoils, NASA TN-D 2166.
- [45] BRAGG, M.B. (1982). Rime Ice Accretion and Its Effect on Airfoil Performance, NASA CR 165599.
- [46] MILLER, T.L., KORKAN, K.D, SHAW, R.J. (1985). Analytical Determination of Propeller Performance Degradation Due to Ice Accretion, AIAA Paper 85-0339, AIAA 23rd Aerospace Sciences Meeting, January 14-17, Reno, Nevada.
- [47] BRITTON, R.K., BOND, T. (1991). A Review of Ice Accretion Data From a Model Rotor Icing Test and Comparison With Theory, AIAA Paper 91-0661, 29th Aerospace Sciences Meeting, January 7-10, Reno, Nevada.
- [48] BRITTON, R.K. (1992). Development of an Analytical Method to Predict Helicopter Main Rotor Performance in Icing Conditions, AIAA Paper 92-0418, 30th Aerospace Sciences Meeting & Exhibit, Reno, Nevada.
- [49] KORKAN, K.D., DADONE, L., SHAW, R.J. (1983). Performance Degradation of Helicopter Rotor in Forward Flight Due to Ice, Journal of Aircraft, 22, No. 8, pp. 713-718.

- [50] KORKAN, K.D., DADONE, L., SHAW, R.J. (1984). Performance Degradation of Propeller Systems Due to Rime Ice Accretion, Journal of Aircraft, 21, No. 1, pp. 44-49.
- [51] KORKAN, K.D., DADONE, L., SHAW, R.J., (1984). Helicopter Rotor Performance Degradation in Natural Icing Encounter, Journal of Aircraft, 21, No. 1, pp. 84-85.
- [52] FLEMMING, R.J., LEDNICER, D.A. (1986). Correlation of Icing Relationships with Airfoil and Rotorcraft Icing Data, Journal of Aircraft, 23, No. 10, pp. 737-743.
- [53] MESSINGER, B.L. (1953). Equilibrium Temperature of an Unheated Icing Surface as a Function of Airspeed, Journal of the Aeronautical Sciences, 20, pp. 24-42.
- [54] WALKER, S.N. (1976) Performance and Optimum Design Analysis /Computation for Propeller Type Wind Turbines, Ph.D. Thesis, Mechanical Engineering, Oregon State University.
- [55] PANOFSKY, H.A., DUTTON, J.A. (1984) Atmospheric Turbulence: Models and Methods for Engineering Applications, John Wiley & Sons, New York, 397 p.
- [56] GLAUERT, H., The Analysis of Experimental Results in the Windmill Brake and Vortex Rind States of an Airscrew, Reports and Memoranda, No. 1026, London: Aeronautical Research Committee.
- [57] DUGUNDJI, J., E.E. LARRABEE, and P.H. BAUER (1978). Experimental Investigation of a Horizontal Axis Wind Turbine, Wind Energy Conversion, V, ASRL TR-184-11, Cambridge, Massachusetts: Massachusetts Institute of Technology.

- [58] HESS, J.L., SMITH, A.M.O. (1966). Calculation of Potential Flow About Arbitrary Bodies, Progress in Aeronautics Sciences, 8, pp.1-138.
- [59] CLIFT, R., GRACE, J.R., and WEBER, M.E. (1978). Bubbles, Drops, and Particles, Academic, New York.
- [60] M.T. BRAHIMI, P. TRAN, F., TEZOK, I. PARASCHIVOIU (1996). Aircraft Icing Due to Supercooled Large Droplets, FAA International Conference on Aircraft Inflight Icing, Springfield, Virginia, May 6-8.
- [61] VON DOENHOFF, A.E., HORTON E.A. (1956). A low Speed Experimental Investigation of the Effect of Sandpaper Type of Roughness on Boundary-Layer Transition, NACA TN 3858.
- [62] THWAITES, B., (1960) Incompressible Aerodynamics, Clarendon Press, Oxford.
- [63] PUEYO, A. (1992). Simulation numérique de la formation de la glace pour des écoulements tridimensionnels, Mémoire de maîtrise, Département de génie mécanique, École Polytechnique de Montréal, Canada.
- [64] SHIN, J., BERKOWITZ, B., CHEN, H. and CEBECI, T. (1991). Prediction of Ice Shapes and their Effect on Airfoil Performance, AIAA Paper 91-0264.
- [65] THOMAS, S., CASSONI, R. and MacARTHUR, C. (1996). Aircraft Anti-Icing and Deicing techniques and Modeling, AIAA 96-0390, 34th Aerospace Sciences Meeting & Exhibit, Januray 15-18, Reno, Nevada.
- [66] CHAPELL, M.S., TEMPLIN, R.J. (1985). And the cold winds shall blow ... wind energy R & D in Canada, Proceedings of the 7th British Wind Energy Association, Wind Energy Conference, Oxford, UK.

- [67] BOUCHER, N., SAULNIER, B. (1980). Modèle analytique et étude numérique des caractéristiques aérodynamiques d'un rotor à axe horizontal, Rapport IREQ-2256.
- [68] HERNANDEZ, J., CRESPO, A. (1987). Aerodynamic Calculation of the Performance of Horizontal Axis Wind Turbines and Comparison with Experimental Results, Wind Engineering, 11, pp. 177-187.
- [69] MORAN, J. (1984). An Introduction to Theoretical and Computational Aerodynamics, John Wiley & Sons, 464 p.

ANNEXE I

Manuel de l'utilisateur

Le code numérique CANICE-WT est un outil d'analyse d'ingénierie pour la prédiction du givrage sur les éoliennes à axe horizontal et les conséquences sur leur performance. Ce code peut être utilisé pour prédire les formes de glace dues à différentes conditions de givrage ou encore pour établir des exigences de limites d'impact de système de dégivrage. Il comprend 3 modules de calcul distincts. Le premier module (CARAH) permet d'obtenir les performances de l'éolienne non-givrée ainsi que la distribution des vitesses et de l'angle d'attaque le long de la pale, le second module détermine la masse et la forme de glace sur la pale de l'éolienne et, finalement, le module de performance prédit la perte de performance due à l'accumulation de glace sur les pales de l'éolienne.

I.1 Module aérodynamique

Pour pouvoir déterminer les performances des éoliennes non-givrées, il est nécessaire de connaître les conditions d'opération ainsi que la géométrie de l'éolienne. Ces informations sont regroupées dans deux fichiers d'entrée, le fichier de géométrie `geom.dat` et le fichier de contrôle `donnees.dat`.

I.1.1 Fichier de géométrie

Le fichier `geom.dat` contient la description de la géométrie de la pale et la distribution de la corde et de l'angle de calage selon le rayon de la pale. `geom.dat` contient également les données statiques 2-D du profil de pale. La figure I.1 montre un exemple de fichier de géométrie pour la NASA/DOE Mod-0.

GEOMETRIE D'UNE PALE

RAYON(m)	CORDE(m)	CALAGE(DEG.)
2.381	1.373	21.00
4.953	1.373	10.00
5.715	1.324	8.00
7.62	1.203	4.00
9.525	1.082	1.20
11.43	0.961	-1.00
13.335	0.840	-2.50
15.24	0.719	-3.80
17.145	0.597	-4.60
19.05	0.476	-5.00

DONNEES STATIQUES DU PROFIL

ALPHA(DEG.)	CL	CD
-12.	-.87	0.023
-10.	-.75	0.019
-8.	-.62	0.016
-6.	-.46	0.0135
-4.	-.29	0.0119
-2.	-.10	0.0108
0.	.12	0.0105
2.	.32	0.0109
4.	.53	0.0120
6.	.70	0.0134
8.	.90	0.0163
10.	1.02	0.02
12.	1.05	0.0226
14.	0.75	0.014
16.	0.70	0.0134

Figure I.1 Exemple de fichier de géométrie `geom.dat`

I.1.2 Fichier de contrôle

Le fichier `donnees.dat` donne toute l'information sur les conditions d'opération de l'éolienne étudiée (nombre de pales, diamètre intérieur et extérieur, vitesse de rotation, angle de conicité, angle de calage de référence, bande de vitesses d'opération) ainsi que d'autres paramètres de contrôle pertinents pour le modèle numérique. En effet, on peut choisir de tenir compte de l'effet des bouts de pale, de la turbulence du sillage et de l'effet de la couche limite terrestre. La dernière donnée précise la vitesse d'intérêt du vent pour laquelle on veut effectuer une simulation de givrage éolien.

```

LEGENDE TECPLOT
NASA/DOE Mod-0 100 kW Wind Turbine
INTRODUCTION DE LA TURBULENCE DU SILLAGE
(CLASSICAL MOMENTUM THEORY=0, ADVANCED BRAKE STATE THEORY=1)
1
NOMBRE DE PALES
2
DIAMETRE EXTERIEUR DU ROTOR (m)
37.5
DIAMETRE INTERIEUR DU ROTOR (m)
4.762
ANGLE DE CONICITE (degre)
7.0
TYPE DE PROFIL UTILISE (NACA=1, AUTRES=0; T/C)
0 18
VITESSE DE ROTATION DE LA TURBINE (RPM)
40.
ANGLE DE CALAGE DU ROTOR
3.
DENSITE          VISCOSITE DYNAMIQUE
0.1225E+01      0.14607E-04
NOMBRE DE SECTIONS DE RADIALES
15
MODELE DE WIND SHEAR (OUI=1, NON=0)
1
NOMBRE DE SECTIONS AZIMUTHALES
5
EXPOSANT DU PROFIL DE VENT
.14
HAUTEUR DU MOYEU DU ROTOR NORMALISEE PAR RAPPORT AU RAYON DU ROTOR
2.
EFFETS DE BOUT DE PALE (OUI=1, NON=0)
1
PRECISION DE CONVERGENCE DES VITESSES SPECIFIQUES ET DE L'ANGLE D'ATTAQUE
1.E-6 1.E-6
VARIATION DE LA VITESSE DU VENT (VFIRST,VLAST,DELTAV)
3. 20. 0.1
CHOIX DE VITESSE DU VENT POUR LA SIMULATION DU GIVRAGE
10.

```

Figure I.2 Exemple de fichier de contrôle donnees.dat

I.1.3 Fichiers de sortie

Le module aérodynamique produit plusieurs fichiers de sortie: `alfvsr.out`, `betavsr.out`, `cordevsr.out`, `pow.out`, `cp.out` et `eolice.in`. Les cinq premiers fichiers sont sous format graphique TECPLOT (*Amtec Engineering Inc.*) tandis que le dernier sert de fichier d'entrée pour le module de givrage.

Le tableau I.1 donne l'information de chacun des fichiers de sortie.

Tableau I.1 Liste des fichiers de sortie du module aérodynamique

Fichier	Fonction
<code>alfvsr.out</code>	Distribution de l'angle d'attaque local α en fonction du rayon de la pale
<code>betavsr.out</code>	Distribution de l'angle de calage β_c en fonction du rayon de la pale
<code>cordevsr.out</code>	Distribution de la corde locale c en fonction du rayon de la pale
<code>pow.out</code>	Distribution de la puissance de l'éolienne P en kW en fonction la vitesse du vent V en m/s
<code>cp.out</code>	Distribution du coefficient de puissance C_P en fonction de la vitesse spécifique X
<code>eolice.in</code>	Fichier d'entrée pour le module de givrage: vitesse, corde et angle d'attaque pour chacune des stations radiales en utilisant la méthode de moyennage

I.2 Cas exemple

Un exemple de prédiction de givrage sur une pale d'éolienne est présenté incluant les fichiers d'entrée et de sortie pour les 3 modules. Il s'agit de l'éolienne NASA/DOE Mod-0 100kW avec les conditions décrites aux figures I.1 et I.2. Le fichier d'entrée `eolice.in` est montré à la figure I.3

La figure I.4 montre la distribution de l'angle d'attaque local, l'angle de calage local ainsi que la corde en fonction du rayon de la pale.

INPUT POUR GIVRAGE SUR EOLIENNE

```

Type d eolienne           : NASA/DOE Mod-0 100 kW Wind Turbine
Vitesse de rotation       : 40. RPM
Vitesse du vent           : 10.0414 [m/s]
Nombre de sections radiales : 15
Nombre de sections azimuthales : 5

```

R [m]	Corde [m]	Alfa [deg.]	W(i) [m/s]
2.904819	1.373000	12.764945	15.715148
3.987951	1.373000	10.981584	19.439534
5.071084	1.365407	10.160118	23.449198
6.154216	1.296102	8.985083	27.622588
7.237349	1.227305	8.448085	31.895363
8.320481	1.158507	8.146710	36.232169
9.403614	1.089710	8.079147	40.612984
10.486746	1.020913	8.048165	45.024866
11.569879	.952115	8.176912	49.459629
12.653011	.883318	8.144872	53.911646
13.736144	.814521	8.210069	58.377158
14.819276	.745723	8.303438	62.853266
15.902409	.676578	8.282009	67.338004
16.985542	.607212	8.142607	71.830380
18.068674	.538331	7.491081	76.336430

Figure I.3 Fichier eolice.in pour la NASA/DOE Mod-0 à 40 rpm

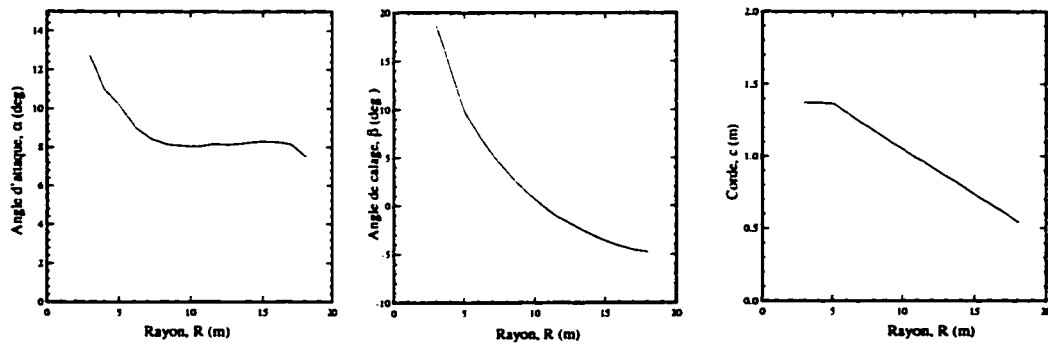


Figure I.4 Distribution de l'angle d'attaque, de l'angle de calage et de la corde le long de la pale

Les courbes de puissance et du coefficient de puissance sont montrés aux figures 4.1 et 4.2 à la page 58. Par la suite, les conditions atmosphériques sont rentrés dans le fichier de contrôle `control.in` du module de givrage. Dans le cas présent, les conditions de test sont: une température de -18°C , une pression ambiante de 101.3 kPa, un diamètre de gouttelette de $15\ \mu\text{m}$ et une teneur en eau liquide de $0.10\ \text{g}/\text{m}^3$. L'utilisateur peut également modifier les options sur l'écriture de certains fichiers concernant le champ de vitesses, l'analyse thermodynamique, etc ...

Un exemple de fichier de contrôle est montré à la figure I.5.

Le profil testé est un profil conventionnel NACA 23018 (présent sur l'éolienne NASA/DOE Mod-0 100kW). Les coordonnées normalisées en x, y sont incluses dans le fichier de géométrie `geomet.in`.

Les principaux fichiers de sortie produits par le module de givrage sont résumés au tableau ci-dessous:

Tableau I.2 Liste des principaux fichiers de sortie du modèle de givrage

Fichier	Fonction
<code>beta.tec</code>	Distribution du coefficient de collision local β en fonction de l'abscisse curviligne normalisé par rapport à la corde
<code>cp.tec</code>	Distribution de pression sur le profil obtenue par la méthode de panneaux
<code>icereal.tec</code>	Géométrie originale ainsi que toutes les couches de glace calculées en m
<code>out</code>	Historique du balayage des particules, informations pour le contrôle de l'exécution, décollement de glace, masse accumulée
<code>traject.tec</code>	Trajectoires calculées par le module de givrage

Un exemple de fichier de sortie `out` est donné un peu loin.

```

PRINT TRAJECTORIES (YES=1,NO=0)
0
PRINT HEAT AND MASS TERMS ? (YES=1,NO=0)
0
USE OF THERMODYNAMIC ANALYSIS ? (YES=1,NO=0)
1
USE SMOOTHING PROCEDURE ? (YES=1,NO=0)
0
CHANGE NUMBER OF PANELS ? (YES=1,NO=0)    NEW NUMBER OF PANELS
0          100
GENERATE FLOWFIELD VELOCITIES ? (YES=1,NO=0)
0
ICING CALCULATION ? (YES=1,NO=0)
1
ANGLE OF ATTACK
5.27
AMBIENT PRESSURE (Pa) OR BAROMETRIC ALTITUDE (m)  (0:P, 1:Alt)
0          90748.    200.
FREESTREAM VELOCITY (m/s)
43.28
AMBIENT TEMPERATURE (C)
-18.0
LIQUID WATER CONTENT (kg/m**3)
.10E-3
MEAN EQUIVOLUMETRIC DIAMETER (m)
15.E-6
NUMBER OF DIVISIONS FOR THE SWEEP IN Z DIRECTION
200.
NUMBER OF ICE LAYERS
1
ACCRETION TIME PER LAYER (sec)
3600.
NUMBER OF DIVISIONS FOR TRAJECTORY CALCULATION
75.
AIRFOIL CHORD (m)
1.0467
USE OF DENSITY CALCULATION (YES=1,NO=0)
0.
ROUGHNESS HEIGHT (m) GIVEN BY USER OR CALCULATED (IKS = 0 OR 1)
0          0.00035
SCALE FACTOR (X VALUE OF INPUT COORDINATE OF TRAILING EDGE)
1.
USE OF ORIGIN OF TRAJECTORIES CALCULATION (NO=0,YES=1; XOR,ZOR)
1          -2.013    .029
MINIMAL NUMBER OF DROPLET IMPINGING ON GIVEN PANEL
0
OUTPUT FORMAT (0 FOR ASCII, 1 FOR TECPLOT)
1
MAXIMUM NUMBER OF TRAJECTORIES NOT HITTING
500

```

Figure I.5 Exemple de fichier de contrôle control.in

ATMOSPHERIC CONDITIONS

Altitude : 920. [m]
 Ambient temperature : -18.00 [C]
 Liquid water content : .1000 [g/m3]
 Mean equivolumetric diameter : 15.0 [m]
 Number of ice layers : 1
 Time step : 3600. [s]
 Roughness height (by user) : .000350 [m]
 Pressure : 90.7480 [kPa]

ICE ACCRETION CALCULATION

Type of airfoil tested : NACA 23018 Airfoil

OPTIONS

(0 = No, 1 = Yes)

Print trajectories : 0
 Print heat and mass terms : 0
 Use of thermodynamic analysis : 1
 Use of smoothing procedure : 0
 Generation of velocity field : 0
 Change number of panels : 0
 Use of roughness calculation : 0
 Use of density calculation : 0
 Use of origin of trajectories : 1
 Use of pseudo surface : 0
 Use of forced derivative : 1

LOCAL BLADE CONDITIONS

Section Blade Radius : 13.7361 [m]
 Angle of attack : 8.22 °
 Freestream velocity : 58.376 [m/s]
 Airfoil chord : .8145 [m]

FLOWFIELD CALCULATION RESULTS

Lift Coefficient : 1.187368
 Moment Coefficient : -.323599

Ice layer no. 1 of 1

Stagnation point at panel : 47
 Coordinates of stagnation point : .011525 - .015989
 Origin of the sweep : -8.557974 -1.571459

i	ng	zgo	panel	xc	zc	end	angle	impact vel.
1	.0	-1.5715	0	.0000	.0000	D	N/A	N/A
2	.0	-1.5707	0	.0000	.0000	D	N/A	N/A
3	.0	-1.5700	0	.0000	.0000	D	N/A	N/A
4	.0	-1.5693	0	.0000	.0000	D	N/A	N/A
5	.0	-1.5685	0	.0000	.0000	D	N/A	N/A

6	.0	-1.5678	0	.0000	.0000	D	N/A	N/A
7	.0	-1.5670	0	.0000	.0000	D	N/A	N/A
8	.0	-1.5663	0	.0000	.0000	D	N/A	N/A
9	.0	-1.5656	0	.0000	.0000	D	N/A	N/A
.....								
.....								
31	9.0	-1.5494	49	.0031	-.0062	I	26.30	67.0 m/s
32	10.0	-1.5486	49	.0017	-.0033	I	44.17	68.9 m/s
33	11.0	-1.5479	49	.0000	-.0001	I	32.75	72.5 m/s
34	12.0	-1.5472	49	.0000	-.0001	D	N/A	N/A

LOCAL CATCH EFFICIENCY

S/C	Z0	BETA 1	BETA 2
-.02318464	-1.91032939	.00000000	-.01762394
-.02208061	-1.91032939	.11402246	.01717378
-.01415586	-1.90942579	.20834642	.19405462
.....			
.....			
.01124295	-1.90310059	.18981885	.33565293
.01600328	-1.90219699	.23066886	.22355282
.01992058	-1.90129339	.20341631	.27726878
.02436270	-1.90038979	.00000000	.06223898
Global catch efficiency : .042157			
Coordinates of the lower impingement limit: .026977 -.025283			
Coordinates of the upper impingement limit: .000000 .000000			
Lower and upper impingement limit panels : 44 49			
Total impinging mass : .183704 [kg/hr/m span]			
Total accreting mass : .178190 [kg/hr/m span]			
Total impinging mass : .123440 [lbm/hr/ft span]			
Total accreting mass : .119735 [lbm/hr/ft span]			
Total freezing fraction : .969982			

ICE SHEDDING PREDICTION

Hauteur maximale de glace : .006 [m]
 Hauteur moyenne de glace : .004 [m]
 Force d'adhésion au matériel (exp.) : 40.000 [kPa]
 Force maximale par unite de surface : 1.434 [kPa]
 Force moyenne par unite de surface : .993 [kPa]
 THERE IS NO ICE SHEDDING OF THIS SECTION BLADE

LOCAL BLADE CONDITIONS

Section Blade Radius : 18.0687 [m]
 Angle of attack : 7.53 °
 Freestream velocity : 76.340 [m/s]
 Airfoil chord : .5383 [m]

FLOWFIELD CALCULATION RESULTS

Lift Coefficient : 1.101053
 Moment Coefficient : -.300791

Ice layer no. 1 of 1

Stagnation point at panel : 47
 Coordinates of stagnation point : .007617 -.010567
 Origin of the sweep : -5.224849 -.888531

i	ng	zgo	panel	xc	zc	end	angle	impact vel.
1	.0	-.8885	39	.0000	.0000	D	N/A	N/A
.....								
44	28.0	-.8676	50	-.0003	.0029	I	30.07	73.7 m/s
45	29.0	-.8671	50	-.0005	.0045	I	27.86	77.4 m/s
46	30.0	-.8666	50	-.0007	.0061	I	21.32	75.3 m/s
47	31.0	-.8662	50	-.0007	.0061	D	N/A	N/A
.....								
.....								

Global catch efficiency : .113153

Coordinates of the lower impingement limit: .042049 -.025027
 Coordinates of the upper impingement limit: -.000748 .006320

Lower and upper impingement limit panels : 39 50
 Total impinging mass : .410850 [kg/hr/m span]
 Total accreting mass : .392346 [kg/hr/m span]
 Total impinging mass : .276071 [lbm/hr/ft span]
 Total accreting mass : .263637 [lbm/hr/ft span]
 Total freezing fraction : .954962

ICE SHEDDING PREDICTION

Hauteur maximale de glace : .015 [m]
 Hauteur moyenne de glace : .007 [m]
 Force d'adhésion au matériel (exp.) : 40.000 [kPa]
 Force maximale par unite de surface : 4.445 [kPa]
 Force moyenne par unite de surface : 2.125 [kPa]
 THERE IS NO ICE SHEDDING OF THIS SECTION BLADE

FLOWFIELD CALCULATION RESULTS

Lift Coefficient : 1.101217
 Moment Coefficient : -.298189

real 343.0
 user 255.9
 sys 0.3

Figure I.6 Exemple de fichier de sortie out

ANNEXE II

Logiciel “CARAH”

Calcul Aérodynamique du Rotor à Axe Horizontal

Le logiciel “CARAH” est un outil de design pour la prédiction des performances aérodynamiques d'éoliennes à axe horizontal. Ce dernier, écrit pour permettre une implantation facile sur des ordinateurs de type PC, fonctionne sous l'environnement de Microsoft Windows. Les différents paramètres géométriques de l'éolienne ainsi que les conditions d'opération peuvent facilement être prescrites par l'utilisateur à travers divers menus. La figure II.1 présente le menu principal de “CARAH”. L'utilisateur doit fournir trois types de données, soient: *i)* la géométrie de l'éolienne, *ii)* les conditions d'opération, et *iii)* les paramètres de contrôle. Une fois ces données rentrées, une analyse aérodynamique peut être effectuée basée sur la théorie de l'élément de pale modifié décrite au Chapitre 3. Les résultats de cette analyse peuvent être visualisés sur écran ou encore sauvés sous forme de fichier compatible avec le logiciel graphique TECPLOT (*Amtec Engineering Inc.*) de manière à faciliter leur visualisation et interprétation.

II.1 Géométrie de l'éolienne

Le logiciel “CARAH” a été conçu de manière à faciliter la définition de la géométrie de l'éolienne. Les paramètres importants pour une description complète sont:

- la distribution radiale de la corde ainsi que l'angle de calage,
- le type de profil (incluant les données statiques 2-D),

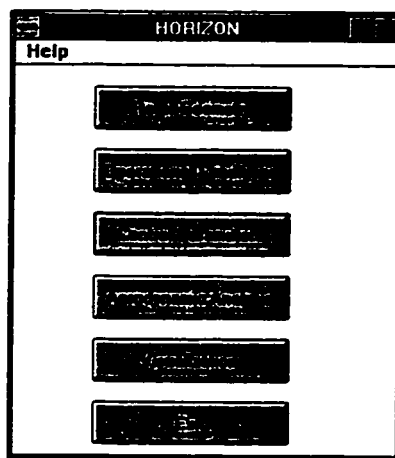


Figure II.1 Menu principal du logiciel "CARAH"

- le nombre de pales,
- l'angle de conicité de la pale, et
- le diamètre intérieur et extérieur de l'éolienne.

La figure II.2 montre un exemple de menu de géométrie. En ce qui concerne les profils, ceux disponibles sont des profils conventionnels NACA à 4 ou 5 chiffres. Toutefois, d'autres types de profils peuvent être inclus si l'utilisateur le désire.

II.2 Conditions d'opération

Les conditions d'opération incluent un choix de type de vitesse ainsi qu'une bande de vitesses pour fin d'analyse aérodynamique. L'utilisateur peut choisir une boucle sur une bande de vitesses de vent, vitesses spécifiques ou encore vitesse de rotation de l'éolienne. Les conditions d'opération comprennent également l'accélération gravitationnelle et les propriétés du fluide (densité et viscosité). Certaines valeurs usuelles sont proposées par défaut (voir figure II.3).

Rotor Geometry

Default Values Help

Radial Segmentation of the Rotor Blade

Radius (m)	Chord (m)	Twist Angle (deg.)

Number of Blades :

Airfoil :

Reference Twist Angle (deg.) :

Coning Angle (deg.) :

Hub to Ground Distance (m) :

Inner Diameter of the Rotor (m) :

Outer Diameter of the Rotor (m) :

Figure II.2 Menu de géométrie

Operational Conditions

Default Values Help

Velocity variations:

☒ Velocity [V, m/s] ☐ Rotational speed (w, rpm) ☐ Specific speed DQ

Velocity:

V_{in} (m/s) :

V_{II} (m/s) :

V_{ext} (m/s) :

ω (rpm) :

α (m/s ²)	9.81
ρ (kg/m ³)	1.25
μ (m ² /s)	0.0001825

Figure II.3 Menu des conditions d'opérations

II.3 Paramètres de contrôle

Les paramètres de contrôle de "CARAH" sont présentés à la figure II.4. Ces derniers sont directement reliés à la procédure de solution du modèle aérodynamique. Ce menu comprend l'information concernant la discrétisation (en stations radiales et azimuthales), les critères de convergence, le nombre d'itérations maximale. Il inclut également un choix d'effets (effets de bout de pale, effet de la couche limite terrestre, ou turbulence du sillage) qui peuvent être sélectionnés si l'utilisateur le choisit.

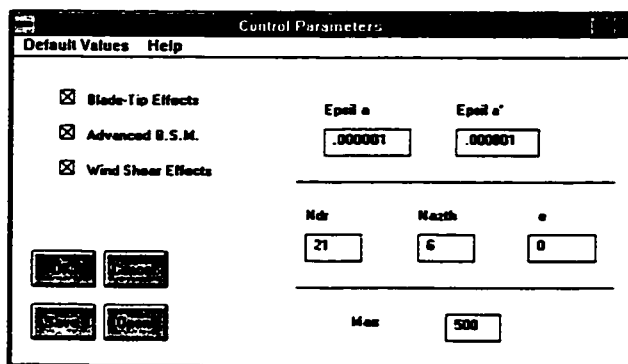


Figure II.4 Menu des paramètres de contrôle

II.4 Visualisation des résultats

Une fois l'analyse aérodynamique effectuée, l'utilisateur peut visualiser les résultats pour une interprétation plus facile. Les résultats disponibles sont la distribution de la corde ainsi que de l'angle de calage local le long de la pale et les courbe de puissance (P vs V_∞ et C_P vs X). L'utilisateur pourrait également comparer les résultats aux valeurs expérimentales préalablement sauvegardées. La figure II.5 illustre un exemple de fenêtre de visualisation de résultats.

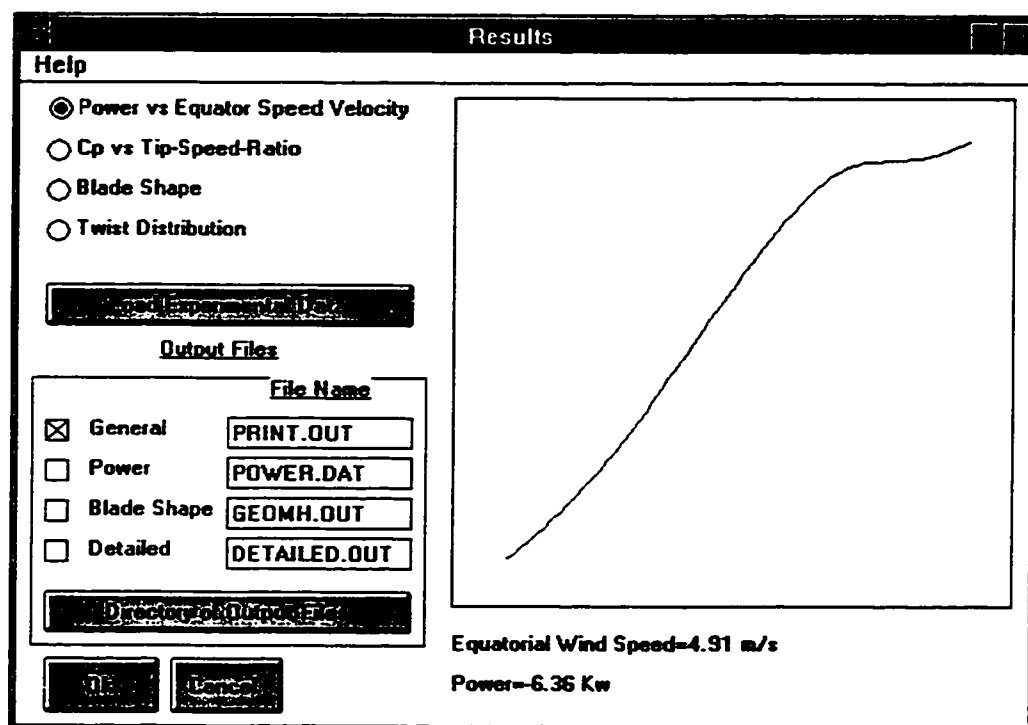


Figure II.5 Fenêtre de visualisation des résultats

ANNEXE III

Développements mathématiques

III.1 Méthode de panneaux

Dans le modèle de givrage, la méthode de panneaux de Hess & Smith [58] est utilisée pour le calcul du champ de vitesses. Cette méthode tire profit de l'unicité du théorème de l'équation de Laplace. Le profil étudié est représenté par N panneaux. Après discrétisation, le potentiel à un point P est donné par [69]:

$$\Phi(P) = \Phi_{\infty}(P) + \sum_{j=1}^N q_j \int_0^{l_j} \Phi_S ds + \gamma \sum_{j=1}^N q_j \int_0^{l_j} \Phi_V ds \quad (\text{III.1})$$

La vitesse V à n'importe quel point (x, y) est représenté par la somme de la vitesse uniforme à l'infin et une vitesse de perturbation due à la présence du profil. Les composantes de vitesse normale et tangentielle s'écrivent comme:

$$V_i^n = \sum_{j=1}^N A_{i,j}^n q_j + \sum_{j=1}^N B_{i,j}^n \gamma_j + V_{\infty} \sin(\alpha - \theta_i) \quad (\text{III.2})$$

$$V_i^t = \sum_{j=1}^N A_{i,j}^t q_j + \sum_{j=1}^N B_{i,j}^t \gamma_j + V_{\infty} \cos(\alpha - \theta_i) \quad (\text{III.3})$$

où $A_{i,j}^n, A_{i,j}^t, B_{i,j}^n, B_{i,j}^t$ représentent les coefficients d'influence et sont reliés à la géométrie du profil et des panneaux:

$$A_{i,j}^n = \frac{1}{2\pi} \left[\sin(\theta_i - \theta_j) \ln \left(\frac{r_{i,j+1}}{r_{i,j}} \right) + \cos(\theta_i - \theta_j) \beta_{i,j} \right] \quad (\text{III.4})$$

$$A_{i,j}^t = \frac{1}{2\pi} \left[\sin(\theta_i - \theta_j) \beta_{i,j} - \cos(\theta_i - \theta_j) \ln \left(\frac{r_{i,j+1}}{r_{i,j}} \right) \right] \quad (\text{III.5})$$

$$B_{i,j}^n = -A_{i,j}^t \quad \text{et} \quad B_{i,j}^t = -A_{i,j}^n \quad (\text{III.6})$$

$$r_{i,j} = \sqrt{(x_i^m - x_j)^2 + (y_i^m - y_j)^2} \quad (\text{III.7})$$

$$r_{i,j+1} = \sqrt{(x_i^m - x_{j+1})^2 + (y_i^m - y_{j+1})^2} \quad (\text{III.8})$$

$$\beta_{i,j} = \arctan \left[\frac{y_i^m - y_{j+1}}{x_i^m - x_{j+1}} \right] - \arctan \left[\frac{y_i^m - y_j}{x_i^m - x_j} \right] \quad (\text{III.9})$$

La condition de Kutta, soit les vitesses au bord de fuite identiques est:

$$V_n^t = -V_1^t \quad (\text{III.10})$$

De plus, la condition de tangence $V_n^t = 0$ pour $i = 1, 2, \dots, n$ et l'intensité de tourbillon est constante soit $\gamma_j = \gamma$. L'équation (III.2) devient alors:

$$\sum_{j=1}^n A_{i,j}^n q_j + \sum_{j=1}^n \gamma B_{i,j}^n + V_\infty \sin(\alpha - \theta_i) = 0 \quad i = 1, 2, 3, \dots, n \quad (\text{III.11})$$

Finalement, on se retrouve avec un système d'équations algébriques de la forme:

$$[A]\{x\} = \{b\} \quad (\text{III.12})$$

Enfin, la solution de l'équation (III.12) est obtenue en effectuant une méthode d'élimination de Gauss et la composante de vitesse tangentielle aux points de collocation est calculée de l'équation (III.3).

III.2 Calcul du coefficient de traînée

Dans l'équation de mouvement (3.48) du Chapitre 3, C_D représente le coefficient de traînée de la gouttelette et est fonction du nombre de Reynolds Re . Ce dernier est déterminé en utilisant les corrélations empiriques proposé par Clift [59] résumé au tableau III.1.

Tableau III.1 Corrélations du coefficient de trainée, $w = \log_{10} Re$

Intervalle de Re	Corrélation
$Re < 0.01$	$C_D = 3/16 + 24/Re$
$0.01 < Re \leq 20$	$C_D = \frac{24}{Re}[1 + 0.1315 Re^{(0.82-0.05w)}]$
$20 \leq Re \leq 260$	$C_D = \frac{24}{Re}[1 + 0.1935 Re^{0.6305}]$
$260 \leq Re \leq 1500$	$\log_{10} C_D = 1.6435 - 1.1242w + 0.1558w^2$
$1500 \leq Re \leq 1.2 \times 10^4$	$\log_{10} C_D = -2.4571 + 2.5582w - 0.9295w^2 + 0.1049w^3$
$1.2 \times 10^4 < Re \leq 4.4 \times 10^4$	$\log_{10} C_D = -1.9181 + 0.6370w - 0.0636w^2$
$4.4 \times 10^4 < Re \leq 3.38 \times 10^5$	$\log_{10} C_D = -4.3390 + 1.5809w - 0.1546w^2$
$3.38 \times 10^5 < Re \leq 4. \times 10^5$	$C_D = 29.78 - 5.30w$
$4. \times 10^5 < Re \leq 10^6$	$C_D = -0.10w - 0.49$
$10^6 < Re$	$C_D = 0.19 - 8 \times 10^4/Re$

III.3 Calcul de la rugosité

Le calcul du coefficient de convection nécessite la connaissance de la rugosité k_s . Ce paramètre peut être uniforme ou une fonction de la teneur en eau liquide, la température de l'air et le diamètre des gouttelettes [64]. La relation empirique utilisée suppose que le paramètre qui est fonction de la vitesse est constant et s'écrit comme suit:

$$k_s = 0.6839 \left[\frac{k_s/c}{(k_s/c)_{base}} \right]_{LWC} \left[\frac{k_s/c}{(k_s/c)_{base}} \right]_T \left[\frac{k_s/c}{(k_s/c)_{base}} \right]_D \left(\frac{k_s}{c} \right)_{base} c \quad (\text{III.13})$$

où $(k_s/c)_{base} = 0.001177$ et les autres rugosités de surface fonction respectivement de la teneur en eau liquide, de la température et du diamètre des gouttelettes [29], soit:

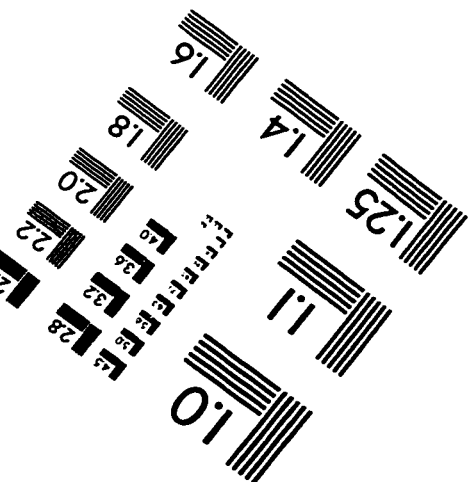
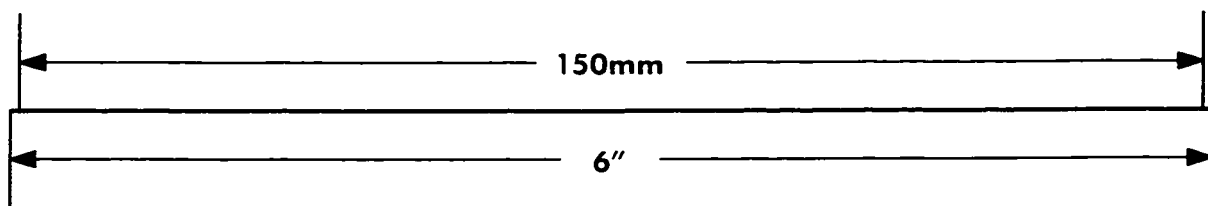
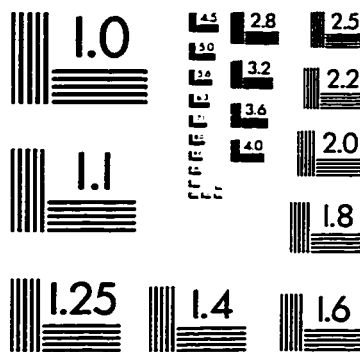
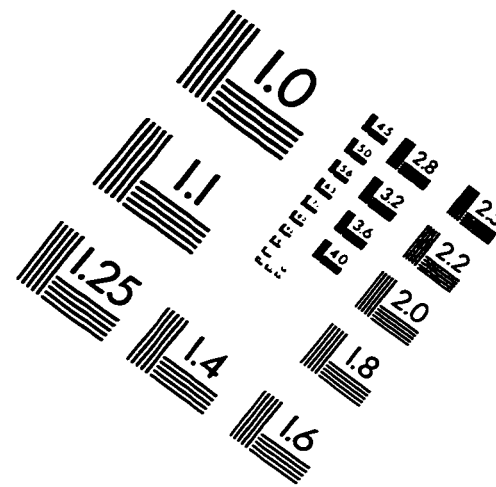
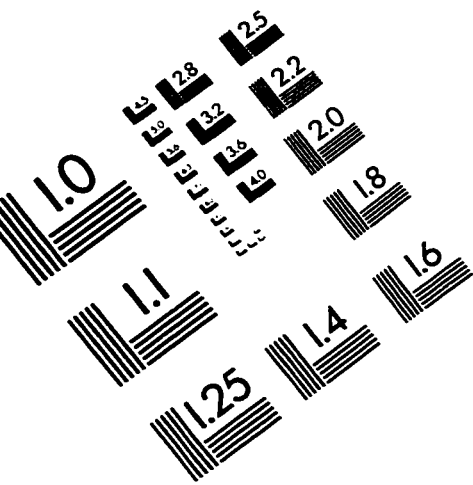
$$\left[\frac{k_s/c}{(k_s/c)_{base}} \right]_T = 0.047T - 11.2037 \quad (\text{III.14})$$

$$\left[\frac{k_s/c}{(k_s/c)_{base}} \right]_D = 1 \quad \text{si } D \leq 20 \mu\text{m} \quad (\text{III.15})$$

$$\left[\frac{k_s/c}{(k_s/c)_{base}} \right]_D = 1.667 \quad \text{si } D > 20 \mu\text{m} \quad (\text{III.16})$$

$$\left[\frac{k_s/c}{(k_s/c)_{base}} \right]_{LWC} = 0.5714 + 0.2457 LWC + 1.2571 LWC^2 \quad (\text{III.17})$$

IMAGE EVALUATION TEST TARGET (QA-3)



APPLIED IMAGE, Inc
1653 East Main Street
Rochester, NY 14609 USA
Phone: 716/482-0300
Fax: 716/288-5989

© 1993, Applied Image, Inc., All Rights Reserved

