

Titre: Simulation numérique de l'accrétion de glace sur une pale
d'éolienne
Title: d'éolienne

Auteur: Fernando Villalpando
Author:

Date: 2013

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Villalpando, F. (2013). Simulation numérique de l'accrétion de glace sur une pale d'éolienne [Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.
Citation: <https://publications.polymtl.ca/1209/>

Document en libre accès dans PolyPublie

Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/1209/>
PolyPublie URL:

Directeurs de recherche: Marcelo Reggio
Advisors:

Programme: Génie mécanique
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

SIMULATION NUMÉRIQUE DE L'ACCRÉTION DE GLACE SUR UNE PALE
D'ÉOLIENNE

FERNANDO VILLALPANDO
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

THÈSE PRÉSENTÉE EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE PHILOSOPHIÆ DOCTOR
(GÉNIE MÉCANIQUE)
AOÛT 2013

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Cette thèse intitulée :

SIMULATION NUMÉRIQUE DE L'ACCRÉTION DE GLACE SUR UNE PALE
D'ÉOLIENNE

présentée par : VILLALPANDO Fernando
en vue de l'obtention du diplôme de : Philosophiæ Doctor
a été dûment acceptée par le jury d'examen constitué de :

M. CAMARERO Ricardo, Ph.D., président
M. REGGIO Marcelo, Ph.D., membre et directeur de recherche
M. TRÉPANIER Jean-Yves, Ph.D., membre
M. IBRAHIM Hussein, Ph.D., membre

*À ma mère, ...
à mon père, ...
et à ma femme.*

Remerciements

Je voudrais remercier M. Marcelo Reggio, mon directeur de recherche, pour la confiance et le soutien qu'il m'a accordé pour l'élaboration de ce projet, ainsi que M. Adrian Illinca pour avoir toujours répondu à mes questions, pour ses conseils judicieux et pour les données expérimentales. Aussi, je remercie le NSERC et le FQRNT pour leur support financier.

J'aimerai remercier M. Eddy Petro pour son aide et assistance dans l'utilisation des logiciels de CFD. Aussi, merci à tous les collègues du laboratoire pour leurs conseils et à M. Benoit Malouin pour m'avoir assisté lors de la rédaction. Et finalement, à ma femme pour le soutien et l'encouragement qu'elle m'a toujours donnés.

Résumé

Le nord du Québec est un endroit approprié pour la construction des parcs éoliens. La région bénéficié de forts courants d'air et les températures froides font augmenter la densité de l'air, ce qui multiplie le potentiel éolien disponible. Cependant, la rentabilité des parcs éoliens en exploitation dans les milieux nordiques est affectée par les événements givrants fréquents qui caractérisent ce type de climat. Le brouillard combiné avec une basse température provoque une accumulation de glace sur les pales des éoliennes entraînant des pertes dans la production. La glace modifie l'aérodynamique des pales réduisant l'efficience de la turbine, et dans les pires cas, entraîne son arrêt pour éviter des bris mécaniques. La présence de glace peut aussi réduire la durée de vie de l'éolienne, car sa distribution non uniforme sur les pales génère des vibrations.

Afin d'évaluer l'impact de l'accumulation de glace sur la rentabilité des parcs éoliens, les chercheurs dans le domaine travaillent depuis quelques années à analyser les effets de la glace sur les pales. Principalement, en effectuant des tests en soufflerie. Cependant, les budgets sont limités dans ce domaine et les coûts associés aux tests en soufflerie sont élevés, surtout si elle est réfrigérée. Dans ce contexte, une alternative pour pallier les coûts est le recours à la simulation numérique. Celle-ci permet de considérer aisément plusieurs conditions givrantes, contrairement aux tests expérimentaux qui sont limités par la taille de la soufflerie. Ainsi, il est important que les chercheurs dans le domaine de l'énergie éolienne aient accès à des programmes informatiques de simulation afin de déterminer plus facilement les effets négatifs de l'accrétion de glace sur les éoliennes en exploitation dans un climat nordique.

Dans un contexte parallèle, l'industrie aéronautique a développé plusieurs programmes pour la simulation numérique de l'accrétion de glace sur les ailes d'avion. Malheureusement, la grande majorité de ces programmes ne sont pas disponibles pour le reste de la communauté scientifique. Aussi, ces outils ont été développés et validés pour les conditions de vol des avions qui sont complètement différentes des conditions d'opération d'une éolienne. Par exemple, les vitesses relatives sont subsoniques, la corde et l'angle d'attaque d'une pale d'éolienne sont inférieurs à ceux d'une aile d'avion, et la pale peut tolérer une masse de glace plus grande. Ainsi, la recherche et l'industrie de l'énergie éolienne requièrent des logiciels spécifiques pour simuler l'accrétion de glace. Ces logiciels doivent être accessibles et validés pour les conditions d'opération particulières des éoliennes.

L'objectif principal de ce projet est alors le développement d'une alternative numérique pour la prédition de l'accrétion de glace sur les pales d'éoliennes. Le contexte est bidimensionnel et la méthodologie proposée est basée sur les trois logiciels commerciaux : Gambit, Fluent et Matlab. Le point de départ est naturellement le contour d'un profil propre. Les résultats seront confrontés avec les données disponibles d'une éolienne en exploitation dans les conditions d'un brouillard givrant enregistrée dans la région du Québec. La méthodologie est composée de quatre étapes : le maillage du profil, le calcul de la trajectoire des gouttelettes, l'application du modèle thermodynamique et la mise à jour du contour du profil. Le temps total de la simulation est divisé en plusieurs pas de temps qui dépendent de la condition givrante. À chaque pas, les quatre étapes de la méthodologie sont évaluées.

Le maillage du domaine est généré avec l'ancien logiciel Gambit utilisant des éléments triangulaires combinés avec des quadrilatères près du profil pour mieux traiter la couche limite. Ce logiciel, pour la génération du maillage, a été conservé pour ce travail puisque des développements spécifiques avaient été faits avant qu'il soit remplacé par ICEM. Sur le profil, approximativement 12 000 noeuds ont été distribués avec un « y^+ » près de l'unité. Ce choix permet d'avoir des contours de glace plus détaillés, surtout en régime sec.

Les trajectoires des gouttelettes sont calculées avec Fluent utilisant l'approche Eulerienne pour la phase des gouttelettes. Cette méthode permet de connaître le vecteur vitesse des gouttelettes à l'arrière des protubérances de glace et aussi de déterminer s'il y a une captation d'eau dans ces zones du profil. La prédition du coefficient de collection d'eau du profil a été améliorée en développant une UDF (« User Defined Function ») qui permet de définir le profil comme une paroi perméable aux gouttelettes tout en conservant le profil comme une paroi solide pour la phase de l'air. L'UDF élimine l'influence du profil sur le champ de vitesse des gouttelettes, permettant ainsi l'obtention d'un meilleur coefficient de collection d'eau.

Pour le calcul du taux de croissance de la glace sur le profil, il a été programmé, sous Matlab, le modèle thermodynamique de Myers. Celui-ci est basé sur le bilan d'énergie utilisé par Messinger et il est capable de simuler la transition du givre au verglas pendant la formation de glace. Ceci permet au programme de détecter, à partir des conditions givrantes, si l'accrétion de glace se fait en régime humide ou sec.

Un module additionnel a été programmé, sous Matlab, pour la mise à jour du contour de la glace. Fondamentalement, il s'agit de déterminer les coordonnées des points qui définissent le contour du profil avec la glace accumulée durant le pas de temps analysé. Ce module vérifie

aussi le périmètre de la nouvelle géométrie afin d'éliminer des conditions pouvant nuire au maillage.

Le maillage du domaine conçu dans Gambit, ainsi que le réglage des paramètres dans Fluent, sont réalisés avec un fichier du type « Journal » qui est une liste contenant les commandes à exécuter par le logiciel. Les fichiers de type « Journal » permettent de mailler le domaine et de faire le réglage de paramètres sans l'intervention de l'usager. Ainsi, avec un script en langage BASH, ou même avec un programme Matlab, les trois logiciels peuvent être couplés afin d'automatiser la simulation numérique de l'accrétion de glace. Cependant, dans certaines étapes du procédé, le contour de glace provoque le chevauchement du maillage dans certaines zones et une intervention de l'usager est nécessaire pour corriger ce problème. Un avantage de cette méthodologie est qu'elle peut être adaptée à des logiciels libres de droits (« open source ») comme OpenFOAM, ou bien à d'autres logiciels commerciaux tels que CFX, par exemple.

La validation de la procédure a été effectuée avec les profils givrés obtenus dans la soufflerie réfrigérée du LIMA (Laboratoire International de Matériaux Antigivre) utilisant les conditions givrantes enregistrées au parc éolien de Murdochville, Québec. Les tests en soufflerie ont été divisés en deux groupes, chacun avec une condition givrante différente. Pour le premier groupe, la température de l'air est de $-1.4^\circ C$, ce qui correspond à un régime humide. Pour le deuxième groupe, la température est un peu plus basse, $-5.7^\circ C$. À cette dernière température, l'accrétion de glace est toujours en régime humide, quoique dans les tests expérimentaux elle a été cataloguée en régime sec. Pour les deux groupes, des calculs sur trois sections d'une pale : près du moyeu, au centre et près de l'extrémité, ont été effectués. Cette procédure a permis d'évaluer la méthodologie avec les conditions d'opération d'une pale complète, malgré la nature bidimensionnelle de l'approche.

Les résultats obtenus sont encourageants. En régime humide, il a été prédit, avec une bonne approximation, la surface du profil qui est couverte de glace. Aussi, l'épaisseur de la glace accumulée sur la majorité du contour est à peu près égale à celle des contours expérimentaux. Cependant, la formation de cornes sur le contour de glace n'a pas été obtenue. Cette faiblesse a été attribuée à la modélisation du ruissellement de l'eau sur le profil qui ne considère pas les effets de la gravité et la vitesse de l'air sur la couche d'eau.

En régime sec ont été effectués deux groupes de simulations : le premier utilisant les mêmes conditions des tests expérimentaux, qui correspondent au régime humide. Pour le

deuxième, le modèle thermodynamique a été forcé à calculer la glace comme si elle était en régime sec. Les résultats du premier groupe (en régime humide) ont été très similaires à ceux obtenus dans la section précédente. Les cornes de glace ne sont pas présentes dans le contour numérique, ce qui montre la nécessité d'améliorer le modèle pour le ruissellement de l'eau dans les travaux futurs.

Les résultats du deuxième groupe (en régime sec) ont montré qu'un nombre élevé de noeuds sur le profil est crucial pour l'obtention d'une bonne définition des contours de glace, composés de sommets et de vallées, typiques de ce régime. Les contours calculés sont loin des expérimentaux, car ces derniers ont été obtenus en régime humide et non en régime sec. En fait, le régime sec ne requiert pas de modèle thermodynamique puisque toute l'eau captée par le profil gèle immédiatement. Le calcul dépend alors uniquement d'une bonne prédiction du coefficient de collection d'eau du profil.

Les résultats des simulations numériques obtenues avec cette méthodologie peuvent être utilisés pour évaluer les effets des brouillards givrants sur les pales des éoliennes. L'utilisation de paramètres dimensionnels permettra de déterminer si les conditions givrantes conduiront à l'accumulation de glace, et si c'est le cas, on pourra déterminer en combien de temps elle commence à être dangereuse pour l'éolienne. Il peut être, également, établi le degré d'impact sur les coefficients aérodynamiques. Ces résultats, combinés avec les études sur la fréquence de tels événements, permettront d'estimer l'impact sur la rentabilité des parcs éoliens en exploitation dans un milieu nordique.

Dans un deuxième temps, la méthodologie a été modifiée afin d'estimer la puissance requise par un système antigivre composé d'éléments chauffants placés sur le profil pour éviter la solidification de l'eau. La modification la plus importante a été faite sur le modèle thermodynamique pour calculer l'énergie par unité de temps nécessaire afin que l'eau conserve sa chaleur latente de solidification de sorte qu'elle ne gèle pas. Cette énergie par unité de temps est équivalente à la puissance qu'on doit apporter au système pour maintenir l'eau à l'état liquide.

Le modèle modifié a été comparé à des résultats des tests expérimentaux obtenus dans la soufflerie réfrigérée du LIMA. Sur un profil aérodynamique, quatre éléments chauffants ont été installés et la puissance électrique fournie a été enregistrée afin de maintenir sa surface à une température supérieure à celle de congélation de l'eau. La température de la surface a été déterminée à partir de tests effectués pour optimiser le système antigivre, et sa valeur varie

selon la position de l'élément sur le profil. Aussi, trois sections d'une pale ont été analysées, leurs positions sont similaires à celles de la section précédente. Cependant, les conditions d'un seul brouillard givrant ont été analysées.

Les valeurs de la puissance requise obtenues avec la méthodologie proposée sont similaires à celles obtenues dans la soufflerie, sauf pour l'un des éléments thermiques de la section placée près de l'extrémité où la prédiction numérique a été considérablement inférieure à l'expérimentale. Il faut considérer, cependant, que la température fixée pour les éléments thermiques est indépendante de la captation d'eau, ce qui peut générer une demande d'énergie plus grande que nécessaire. En général, l'ordre de grandeur des résultats sont similaires, ce qui est encourageant, quoiqu'il faudra effectuer des tests expérimentaux adaptés à la méthodologie proposée.

Dans la conception et l'optimisation des systèmes antigivre, les simulations numériques permettront de déterminer, en plus de l'énergie requise pour le système, les endroits où il faut la concentrer. Aussi, on pourra identifier les points sur le profil qui ne captent pas d'eau, mais où l'eau y arrive en ruisselant.

Par exemple, une fois que la puissance nécessaire a été déterminée pour plusieurs conditions givrantes, il est possible d'installer les éléments thermiques divisés en plusieurs sections qui peuvent être allumées de manière indépendante en fonction des conditions givrantes présentes. De cette manière, le système n'allume que les sections nécessaires uniquement pour obtenir la puissance estimée pour de telles conditions.

Les méthodologies présentées dans ce travail aideront à l'étude et au développement de systèmes pour réduire ou éviter les effets négatifs causés par la glace. Par exemple, une option possible serait d'installer sur la pale une surface dépliable (similaire aux destructeurs de portance (« Spoilers ») placés sur une aile d'avion) de sorte que l'eau ruisselant vers l'arrière soit forcée de se détacher du profil évitant les accumulations de glace dans des zones où il n'y a même pas de captation d'eau. La position d'un tel dispositif pourra être déterminée avec notre méthodologie. Évidemment la faisabilité sera évaluée en analysant les pertes générées par le dispositif et celles générées par la glace.

Abstract

The wind energy industry is growing steadily, and an excellent place for the construction of wind farms is northern Quebec. This region has huge wind energy production potential, as the cold temperatures increase air density and with it the available wind energy. However, some issues associated with arctic climates cause production losses on wind farms. Icing conditions occur frequently, as high air humidity and freezing temperatures cause ice to build up on the blades, resulting in wind turbines operating suboptimally. One of the negative consequences of ice accretion is degradation of the blade's aerodynamics, in the form of a decrease in lift and an increase in drag. Also, the ice grows unevenly, which unbalances the blades and induces vibration. This reduces the expected life of some of the turbine components. If the ice accretion continues, the ice can reach a mass that endangers the wind turbine structure, and operation must be suspended in order to prevent mechanical failure.

To evaluate the impact of ice on the profits of wind farms, it is important to understand how ice builds up and how much it can affect blade aerodynamics. In response, researchers in the wind energy field have attempted to simulate ice accretion on airfoils in refrigerated wind tunnels. Unfortunately, this is an expensive endeavor, and researchers' budgets are limited. However, ice accretion can be simulated more cost-effectively and with fewer limitations on airfoil size and air speed using numerical methods. Numerical simulation is an approach that can help researchers acquire knowledge in the field of wind energy more quickly.

For years, the aviation industry has invested time and money developing computer codes to simulate ice accretion on aircraft wings. Nearly all these codes are restricted to use by aircraft developers, and so they are not accessible to researchers in the wind engineering field. Moreover, these codes have been developed to meet aeronautical industry specifications, which are different from those that must be met in the wind energy industry. Among these differences are the following: wind turbines operate at subsonic speeds; the cords and angles of attack of wind turbine blades are smaller than those of aircraft wings; and a wind turbine can operate with a larger ice mass on its blades than an aircraft can. So, it is important to provide wind energy researchers with tools specifically validated with the operations parameters of a wind turbine.

The main goal of this work is to develop a methodology to simulate ice accretion in 2D using Fluent and Matlab, commercial software programs that are available at nearly all re-

search institutions. In this study, we used Gambit, previously the companion tool of Fluent, for mesh generation, and which has now been replaced by ICEM. We decided to stay with Gambit, because we were already deeply involved with the meshing procedure for our simulation of ice accretion at the time Gambit was removed from the market. We validate the methodology with experimental data consisting of iced airfoil contours obtained in a refrigerated wind tunnel using the parameters of actual ice conditions recorded in northern Quebec. This methodology consists of four steps: airfoil meshing, droplet trajectory calculation, thermodynamic model application, and airfoil contour updating. The total simulation time is divided into several time steps, for each of which the four steps are performed until the total time has elapsed. The time step length depends on the icing conditions.

In general, the airfoil contours are described with about 12,000 nodes, the grid is structured near the airfoil, and “ y^+ ” is kept close to 1. The aim with our choice for “ y^+ ” is to obtain a better resolution for the boundary layer. The rest of the domain is meshed with triangular elements that conform better to the irregular shape of iced airfoils.

Water droplet trajectories are calculated in Fluent using a Eulerian approach. The advantage of this method is that the velocity of the droplets is available all over the domain, which tells us whether or not there is droplet impingement in the regions behind the ice horns. To improve droplet impingement on the airfoils, a UDF (User Defined Function) is implemented to turn the airfoil walls into a permeable boundary for the droplet phase only, while for the air phase the walls remain solid. The UDF removes the influence of the wall on the droplet phase, which leads to a better prediction of the impingement coefficient.

The thermodynamic model calculates the ice thickness accumulated during a time step. For this purpose, the Myers thermodynamic model was programmed in Matlab. While this model is based on the energy balance proposed by Messinger, the Myers model can calculate the transition from rime to glaze ice during the ice accretion process. Taking advantage of this model’s ability, the Matlab program is able to determine, depending of the icing conditions, what kind of ice is building up on the airfoil.

An additional module, also programmed in Matlab, updates the airfoil contours. Once the thermodynamic model has predicted the thickness of the ice, the module calculates the new coordinates of the airfoil taking into account the ice accumulated during the time step. Then, the iced airfoil contours are checked, in order to eliminate any crossing sections or sharp points that make the domain impossible to mesh.

The meshing process in Gambit and the Fluent setup task are both performed using a Journal file containing a list of all the instructions to be executed by the software. In other words, these two tasks can be carried out without the user's intervention. So, the ice accretion simulation can be automated by integrating the Journal files into a BASH script or a Matlab program. This method can be easily exported to other software, like OpenFOAM (Open Source) or the commercial software, CFX.

In order to validate our ice accretion method, we considered some iced airfoil contours obtained experimentally in the AMIL refrigerated wind tunnel (Anti-icing Materials International Laboratory), using the parameters of two icing events that took place at the Murdochville wind farm in northern Quebec. In the experimental tests, the air temperature was fixed at $-1.4^{\circ} C$ for the first set of icing conditions (a wet regime), and at $-5.7^{\circ} C$ for the second set (a dry regime). It is important to note, however, that rime ice begins to appear at an air temperature of $-10^{\circ} C$. For each icing condition, three blade sections, each at a different radial position, were tested: one close to the hub, one around the middle of the blade, and one close to its tip. The purpose of analyzing three blade sections is to obtain an idea of the conditions of operation of the entire blade, as we are using only a 2D approach.

The numerical results obtained with the method are encouraging. In a wet regime, we obtain a good approximation of the airfoil surface covered with ice. Also, the ice thickness over almost the entire surface of the airfoil is very close to the experimental contours. However, the ice horns at the leading edge are not predicted by the numerical contours. We attribute this discrepancy to the fact that neither gravity nor air velocity effects were considered when we modeled the water running over the airfoil.

To compare the numerical results for the second set of icing conditions (a dry regime) with those for the first set, we performed two set of simulations: one using the same experimental parameters, and the other forcing the thermodynamic model to calculate the ice accretion in a dry regime. The numerical results for the first set of simulations are similar to those obtained for the first icing event (actually, the regime is wet for the second set of icing conditions), and the ice shape is smooth and without horns, as in the previous case, which indicates that the model needs to be improved.

The numerical results obtained when the model is forced to calculate only rime ice are very different from the experimental results, because, as has been mentioned before, the sec-

ond set of icing conditions occurred in a wet regime. In fact, in a dry regime, there is no need for a thermodynamic model, because the water freezes as soon as it hits the airfoil, and the ice mass is equal to the water mass. Consequently, the results depend only on a good water impingement prediction, which was proved to some extent during the wet regime simulation, since the prediction of the area covered with ice was a good one.

This methodology can also be used to estimate the effect of ice on wind turbine performance and its impact on the productivity of wind farms operating in icing conditions. So, for given atmospheric conditions, numerical simulations can determine whether or not ice will accrete on the blades, and, if it will, how long it will take before the ice poses a danger to the wind turbine. The degradation of the aerodynamic coefficients can also be estimated. The numerical simulation shows more versatility than wind tunnel tests, since no scaling is necessary, and the icing conditions and actual blade section size can be used in the virtual model. Once the frequency of the icing events in a region has been determined, numerical simulations could estimate the cost-effectiveness of a wind farm operating in an arctic climate.

In the second part of this work, the thermodynamic model is modified to estimate the power of the electrical heating strips of an anti-icing system. Instead of calculating the ice height, the model calculates the energy per unit of time needed to prevent the water on the airfoil from losing its latent heat and so remain in the liquid phase. The energy per unit of time is equal to the power needed by the heating strips to prevent ice accumulation.

Our numerical results are compared to the experimental results obtained in the AMIL refrigerated wind tunnel. Four heating strips were placed over an airfoil, and the power needed to maintain their surface at a target temperature was monitored. Prior to the icing simulation, several tests were carried out to select the target temperature that optimizes the anti-icing system. This target temperature depends on the position of the heating strip. Also, three blade sections were analyzed, but only one for an icing condition occurring in fog.

The numerical calculations for power prediction are close to the experimental values. For the heating strip placed on the leading edge of the blade on the pressure side, the power was underestimated. However, the goal of the experimental test was to maintain the target temperature at the strip surface, in which case, depending on the icing conditions, the power supplied can be greater than the energy per unit of time needed by the water to hold its latent heat of fusion. In spite of this, the numerical results are of the same order as the experimental values, and we consider these results to be encouraging. It is clear, however, that

it will be necessary to perform experimental tests to verify the numerical results obtained in this state.

The modified thermal model could be used not only for calculating the power of the heating strips, but also to find the best position on the airfoil to optimize the anti-icing system. This information can also be used to protect the sections where the drops do not hit directly, but where the water running over the airfoil can freeze. Also, to save energy, the heating strips can be connected in groups that can be activated separately. This means that, depending on the atmospheric conditions, the system will turn on only the group or groups needed to prevent ice accumulation.

This methodology could help in the development or improvement of anti-icing-based systems. For example, to reduce the number of heating strips, a moving section, similar to a wing spoiler, could be installed on the blade, so that when the surface is deployed, the water running on the surface is deflected away from the blade. This would prevent ice accumulating on areas without water impingement. The position of the mechanism could also be determined using our methodology. But first, a study comparing the losses caused by the icing mechanism and the gains obtained by a blade free of ice should be performed to determine the feasibility of the system.

Table des matières

Dédicace	iii
Remerciements	iv
Résumé	v
Abstract	x
Table des matières	xv
Liste des tableaux	xvii
Liste des figures	xviii
Liste des annexes	xx
Liste des sigles et abréviations	xxi
CHAPITRE 1 INTRODUCTION	1
1.1 Simulation numérique de l'accrétion de glace	3
1.2 Calcul de la puissance nécessaire pour éviter que l'eau gèle sur une pale d'éolienne	6
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	8
CHAPITRE 3 MODÈLE PHYSIQUE ET NUMÉRIQUE	15
3.1 Le maillage	16
3.2 Le champ de vitesses et la trajectoire des gouttelettes	20
3.2.1 Formulation Lagrangienne	20
3.2.2 Formulation Eulerienne	22
3.2.3 Sélection du modèle pour le calcul des trajectoires	25
3.2.4 Réglage de paramètres sous Fluent	26
3.2.5 Le coefficient local de collection d'eau	31
3.2.6 Modèle de turbulence	34
3.2.7 Sélection du pas de temps entre simulations	35
3.3 Le modèle thermodynamique	37
3.3.1 Le modèle de Messinger	37

3.3.2	Le modèle de Myers en une dimension	41
3.3.3	Le modèle de Myers en 2 dimensions	45
3.3.4	Méthode de résolution	48
CHAPITRE 4	RÉSULTATS	51
4.1	Simulation numérique de l'accrétion de glace	51
4.1.1	Brouillard givrant 1	52
4.1.2	Brouillard givrant 2	60
4.2	Calcul de la puissance nécessaire pour éviter que l'eau gèle sur une pale d'éolienne	68
CHAPITRE 5	CONCLUSION	79
5.1	Synthèse des travaux	80
5.2	Limitations de la solution proposée	81
5.3	Améliorations futures	83
Références		86
ANNEXES		92

Liste des tableaux

Tableau 4.1	Caractéristiques des brouillards givrants	52
Tableau 4.2	Paramètres utilisés pour le brouillard givrant 1	53
Tableau 4.3	Pas de temps en secondes utilisés pour la section $P1$	53
Tableau 4.4	Pas de temps en secondes utilisés pour la section $P2$	55
Tableau 4.5	Pas de temps en secondes utilisés pour la section $P3$	57
Tableau 4.6	Paramètres utilisés pour le brouillard givrant 2	60
Tableau 4.7	Pas de temps en secondes utilisés pour la section $P4$	61
Tableau 4.8	Pas de temps en secondes utilisés pour la section $P5$	63
Tableau 4.9	Pas de temps en secondes utilisés pour la section $P6$	65
Tableau 4.10	Paramètres utilisés pour les tests antigivre	71
Tableau 4.11	Température cible pour les éléments thermiques	71
Tableau 4.12	Puissance consommée (numérique)	73
Tableau 4.13	Puissance consommée (expérimental)	74

Liste des figures

Figure 1.1	Méthodologie pour la simulation numérique de l'accrétion de glace	5
Figure 1.2	Méthodologie pour le calcul de la puissance requise par un système antigivre	7
Figure 3.1	Domaine de calcul	17
Figure 3.2	Maillage de la zone près du profil	19
Figure 3.3	Domaine de calcul	19
Figure 3.4	Comparaison entre les deux formulations	26
Figure 3.5	Conditions aux frontières	29
Figure 3.6	Captation d'eau	33
Figure 3.7	Coefficient de collection d'eau d'un cylindre	33
Figure 3.8	Transfert de chaleur sur la surface du profil	38
Figure 3.9	Transfert de chaleur à travers la couche de glace	45
Figure 3.10	Bilan de masse	46
Figure 4.1	Position radiale des sections	52
Figure 4.2	Section $P1$	54
Figure 4.3	Bord d'attaque de la section $P1$	54
Figure 4.4	Section $P2$	55
Figure 4.5	Bord d'attaque de la section $P2$	56
Figure 4.6	Section $P3$	57
Figure 4.7	Bord d'attaque de la section $P3$	58
Figure 4.8	Section $P3$	59
Figure 4.9	Position radiale des sections	60
Figure 4.10	Section $P4$ en régime humide	62
Figure 4.11	Section $P4$ en régime sec	62
Figure 4.12	Bord d'attaque de la section $P4$	63
Figure 4.13	Section $P5$ en régime sec	64
Figure 4.14	Section $P5$	65
Figure 4.15	Section $P6$ en régime humide	66
Figure 4.16	Section $P6$ en régime sec	66
Figure 4.17	Bord d'attaque de la section $P6$	67
Figure 4.18	Intrados de la section $P6$	67
Figure 4.19	Position des éléments thermiques	70
Figure 4.20	Position radiale des sections	70

Figure 4.21	Test antigivre sur la section D1 Mayer <i>et al.</i> (2007)	72
Figure 4.22	Test antigivre sur la section <i>D2</i> Mayer <i>et al.</i> (2007)	72
Figure 4.23	Test antigivre sur la section <i>D3</i> Mayer <i>et al.</i> (2007)	73
Figure 4.24	Élément thermique <i>ET0</i>	74
Figure 4.25	Élément thermique <i>ET1</i>	75
Figure 4.26	Historique de la température de la section <i>D1</i> (Mayer <i>et al.</i> (2007)) .	75
Figure 4.27	Élément thermique <i>ET2</i>	77
Figure 4.28	Élément thermique <i>ET3</i>	77
Figure 4.29	Puissance requise par unité de surface de la section <i>D1</i>	78
Figure 4.30	Puissance requise par unité de surface de la section <i>D2</i>	78
Figure 4.31	Puissance requise par unité de surface de la section <i>D3</i>	78

Liste des annexes

Annexe A	Diagramme de flux du modèle thermodynamique	92
----------	---	----

Liste des sigles et abréviations

$a_{1,2}$ et 3	constantes du modèle de Morsi et Alexander (1972)
a_g	accélération de la gouttelette considérée
c	corde du profil
d_g	diamètre moyen des gouttelettes
e_0	constante de la fonction d'évaporation/sublimation
$e(T)$	fonction d'évaporation/sublimation
f	fraction solide
f_t	fonction de la traînée
g	accélération gravitationnelle
h	hauteur de la couche d'eau
h_c	coefficient de transfert de chaleur par convection
k_g	conductivité thermique de la glace
k_{eau}	conductivité thermique de l'eau
m_g	masse de la gouttelette considérée
p	pression
$p_{v,sur}$	pression de vapeur à la surface de la glace ou de l'eau
p_v	pression de vapeur de l'écoulement
r	facteur de récupération adiabatique
t	temps
t_g	temps pour atteindre l'épaisseur maximale du givre
t_0	temps initial de la simulation
t_f	temps final de la simulation
\vec{v}_a	vitesse de l'air
\vec{v}_g	vitesse des gouttelettes
\vec{v}_G	vitesse de la gouttelette considérée
\vec{v}_i	vitesse de la phase i
\vec{n}	vecteur normal à l'élément
\vec{v}_∞	vitesse de gouttelettes à l'infinie
y^+	distance adimensionnelle entre la parois et le premier élément du maillage
z	coordonnée perpendiculaire au profil
\vec{A}	aire de l'arête
A_c	paramètre d'accumulation
A_g	section transversale de la sphère formée par la gouttelette

B	épaisseur de la glace
B_g	épaisseur maximale du givre
C_d	coefficient de traînée des gouttelettes
C_D	coefficient de traînée de la gouttelette considérée
C_p	chaleur spécifique de l'air
C_{p_i}	chaleur spécifique de la glace
C_{p_w}	chaleur spécifique de l'eau
D_g	diamètre de la gouttelette considérée
\mathcal{F}_{ext}	forces externes
\mathcal{F}_g	force de gravité
\mathcal{F}_t	force de traînée
I	tenseur identité
L_e	nombre de Lewis (1/Pr)
L_E	chaleur latente de vaporisation
L_F	chaleur latente de fusion
L_S	chaleur latente de sublimation
LWC	teneur en eau liquide
MVD	diamètre volumétrique moyen des gouttelettes suspendues
M_e	débit massique d'eau évaporée par unité de surface
M_{eau}	débit massique d'eau captée par l'objet par unité de surface
M_m	débit massique d'eau ruisselant vers l'élément suivant par unité de surface
M_{m-1}	débit massique d'eau ruisselant de l'élément précédent par unité de surface
M_s	débit massique d'eau sublimée par unité de surface
Pr	nombre de Prandtl
P_t	pression totale de l'écoulement
Q_a	gain de chaleur dû au réchauffement par frottement de l'air
Q_c	perte de chaleur par convection
Q_d	perte de chaleur pour réchauffer les gouttelettes en surfusion
Q_e	pertes de chaleur par évaporation de l'eau
Q_k	gain de chaleur dû à l'énergie cinétique des gouttelettes
Q_l	chaleur latente de fusion
Q_{m-1}	l'énergie de la masse d'eau qui ruisselle vers l'élément
Q_m	énergie de la masse d'eau qui émigre vers l'élément suivant
Q_s	pertes de chaleur par sublimation de la glace
Re_r	nombre de Reynolds relatif au d_g
Re_R	nombre de Reynolds relatif de la gouttelette considérée

S_i	terme source de la phase i
S_{cont}	terme source pour la continuité
S_E	terme source pour l'équation de l'énergie
S_x	terme source pour la quantité de mouvement dans la direction x
S_y	terme source pour la quantité de mouvement dans la direction y
T	température dans la couche de glace
T_a	température de l'air
T_f	température de solidification de l'eau
T_c	température cible
T_p	température sur la surface du profil
T_s	température à la surface
U_{rel}	vitesse relative de l'écoulement
V_a	module de la vitesse de l'air
V_g	module de la vitesse des gouttelettes
\mathcal{V}	volume total
\mathcal{V}_a	volume occupé par l'air
\mathcal{V}_g	volume occupé par les gouttelettes
\mathcal{V}_G	volume de la gouttelette considérée
χ_e	coefficient d'évaporation
χ_s	coefficient de sublimation
α	angle d'attaque du profil
α_a	fraction volumique de l'air
α_g	fraction volumique des gouttelettes
α_i	fraction volumique de la phase i
β	coefficient local de collection d'eau
β_{max}	coefficient local maximal de collection d'eau
Δt	pas de temps
μ_a	viscosité de l'air
μ_i	viscosité de la phase i
θ	température dans la couche d'eau
ρ_a	densité de l'air
ρ_{eau}	densité de l'eau
ρ_g	densité des gouttelettes
ρ_{gh}	densité de la glace en régime humide
ρ_{gl}	densité de la glace
ρ_{gs}	densité de la glace en régime sec

ρ_i	densité de la phase i
ϕ	variable transportée
φ	angle d'attaque du profil

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

Dans les dernières années, les conséquences de la consommation démesurée de combustibles fossiles sur le climat de la planète sont de plus en plus évidentes. Les gaz à effets de serre (GES), produits par la combustion du pétrole et relâchés dans l'atmosphère, sont la principale cause du réchauffement de la planète. Les problèmes environnementaux associés aux changements climatiques sont palpables. Des pluies torrentielles dans certaines régions tandis que d'autres subissent les effets de la sécheresse, la prolongation de la période d'ouragans ainsi que l'augmentation de son intensité sont quelques preuves irréfutables de la détérioration causée indirectement par les GES.

Une prise de conscience des conséquences catastrophiques à court terme de la détérioration du climat fait que l'homme redouble ses efforts pour réduire les émissions de gaz à effet de serre. Des réglementations et des accords internationaux comme le protocole de Kyoto et la récente réunion des chefs d'État à Copenhague en sont la preuve. Ceci, lié à l'augmentation du prix du pétrole, pousse l'homme à développer des méthodes de production d'énergie verte.

Une bonne partie des GES sont émis par les automobiles surtout dans les grandes villes, ce qui a motivé le développement des premières voitures hybrides (essence-électricité) et 100% électriques. On peut également imaginer que dans un futur proche, la voiture entièrement électrique prendra de plus en plus de place entraînant une augmentation de la consommation d'énergie électrique. Malgré le fait que la plus grande part de l'électricité est produite par la combustion du pétrole, il est aussi possible de la générer sans émettre de GES, notamment à partir des énergies hydraulique, solaire et éolienne.

Au Québec, 95 % de l'énergie électrique est produite à partir de l'énergie hydraulique. Bien que cette méthode ne génère pas de GES, elle requiert de coûteux barrages qui modifient l'habitat de la faune locale. L'énergie éolienne est alors une option viable pour combler l'augmentation de la demande d'énergie électrique tout en demeurant « verte ». Elle est aussi une option pour remplacer les centrales thermoélectriques utilisées dans les régions éloignées du réseau principal de distribution de la province.

L'utilisation de l'énergie éolienne pour produire de l'électricité date de 1888 lorsque M.

Charles Brush (Righter (1996)) a construit la première turbine éolienne d'une capacité de 12 kW. Depuis cette époque, le design des turbines éoliennes a constamment évolué et, de nos jours, une seule turbine est capable de produire jusqu'à 3 MW d'énergie électrique.

Hydro-Québec planifie d'intégrer à son réseau 4 000MW d'énergie éolienne d'ici 2015 (RNFQ, 2008), notamment au nord du Québec où la province possède un grand potentiel éolien. En effet, le climat nordique et les courants d'air qui y circulent font de cette région une terre privilégiée pour l'installation de parcs éoliens.

L'énergie qu'une éolienne peut extraire du vent est proportionnelle à la densité de l'air. Comme celle-ci varie inversement avec la température, le climat froid des régions nordiques augmente considérablement la productivité des parcs éoliens. Le Québec a le climat et les terrains propices pour le développement des parcs éoliens. Cependant, les courants d'air des parcs éoliens placés sur la côte Est du fleuve Saint-Laurent sont très humides, car l'air parcourt la surface du fleuve avant d'arriver au parc. L'humidité et les températures froides caractéristiques du climat nordique de la province ainsi que les événements de pluie verglaçante provoquent l'accrétion de glace sur les éoliennes.

La glace accumulée modifie les performances aérodynamiques des pales (Parent et Ilinca, 2011). Parfois, une faible quantité de glace peut réduire considérablement la portance et augmenter la traînée. Les conséquences sont principalement une réduction de l'efficience de la turbine. Si la masse de glace est considérable, le risque d'endommagement est élevé et l'arrêt de la turbine est inévitable. La glace accumulée peut aussi représenter un danger pour les opérateurs du parc, car des morceaux de glace peuvent se détacher et être lancés à haute vitesse sur une longue distance.

La productivité d'un parc éolien est considérablement réduite par des événements girvants. Les pertes de production sont souvent causées par la réduction de l'efficience des éoliennes due à la glace sur les pales, ou bien, s'il y a une accumulation sévère de glace, par l'arrêt forcé des éoliennes afin de prévenir les bris mécaniques et de protéger la sécurité des opérateurs.

Même de petites quantités de glace causent le débalancement des pales provoquant des vibrations qui peuvent réduire la durée de vie de l'éolienne. Si on considère que les coûts de réparation d'une éolienne en cas de bris d'un de ses composants sont élevés dus à sa hauteur de plusieurs dizaines de mètres, les frais d'exploitation et les assurances peuvent augmenter

si l'occurrence d'événements givrants est fréquente.

Toutes ces situations causées par les événements givrants ont un impact sur la rentabilité d'un parc éolien et elles doivent être analysées en détail pendant l'étude de faisabilité d'un parc puisque c'est un facteur déterminant qui peut décourager les investisseurs intéressés par la construction des nouveaux parcs.

1.1 Simulation numérique de l'accrétion de glace

Ainsi, il est primordial d'estimer les pertes de production causées par la glace accumulée sur les pales afin d'élaborer une étude de fiabilité réaliste. La méthode pour prédire les pertes se fait en deux étapes : la première est de déterminer la quantité probable d'évènements givrants par année et la deuxième est de calculer la réduction de l'efficience des éoliennes. Pour la deuxième partie, il est nécessaire de recourir à des essais en soufflerie pour connaître la forme et les points où la glace s'accumule, ainsi que les effets sur les performances de l'éolienne. Ces essais sont coûteux en matériel et en personnel. Cependant, les simulations numériques offrent une option alternative. L'information obtenue numériquement serait aussi de grande utilité pour les chercheurs qui travaillent sur le développement de systèmes anti-givre et de dégivrage pour les pales.

Les simulations numériques permettront d'avoir un estimé de la production d'un parc avant sa construction et d'implanter des mesures pour l'augmentation de la production de parcs déjà en exploitation dans ce milieu. Ces deux facteurs étaient nécessaires pour encourager les entrepreneurs à investir dans ce domaine.

La glace est un problème qui touche plusieurs industries principalement l'aéronautique où l'accumulation de glace sur les ailes des avions représente un grand danger, car il compromet la sécurité des passagers et de l'équipage. Aussi, dans l'industrie électrique, la glace sur les fils des réseaux de distribution peut causer des dommages importants. Le problème de la glace a été étudié depuis plusieurs années surtout dans l'industrie aéronautique qui a contribué le plus notamment dans le domaine numérique avec le développement de plusieurs codes pour la simulation de l'accrétion de glace. Par exemple, « LEWICE » (Wright, 1995; Pueyo, 1992), « ONERA-ICE » (Hedde et Guffond, 1995), « TRAJICE2 » (Gent, 1990) et « CIRA-ICE » (Mingione et Brandi, 1998).

Ces programmes, développés par des industries ou par des institutions financées par ces industries, sont d'usage exclusif des développeurs. Certains sont disponibles sous licence, mais en général ils ne sont pas disponibles pour le reste de la communauté scientifique.

L'industrie des générateurs éoliens est florissante et en plein développement. Cependant, son budget destiné à la recherche du phénomène de l'accrétion de glace sur les pales est limité malgré que le problème nuise à la productivité de parcs éoliens en exploitation dans un climat nordique. Quoique la recherche dans ce domaine soit assez dynamique, les chercheurs ont besoin d'un code de simulation d'accrétion de glace accessible et surtout validé pour les conditions d'exploitation de générateurs éoliens. Ceci serait un outil intéressant, car il permettrait de déterminer les courbes d'efficience des équipements en milieu nordique et aiderait au développement de systèmes de dégivrage nécessaires pour pallier le problème de la glace accumulée sur les pales.

Dans ce travail, une méthodologie sera développée pour simuler numériquement l'accrétion de glace en utilisant les logiciels commerciaux Fluent, Gambit et Matlab. Quoique ces logiciels要求 une licence pour leur utilisation, ils sont disponibles dans la plupart des institutions académiques et privées. De plus, la méthodologie peut être facilement transférée à des logiciels gratuits comme OpenFoam. Évidemment, le transfert peut aussi se faire vers d'autres logiciels commerciaux tels que CFX ou ICEM, par exemple.

La méthodologie est itérative et composée de quatre étapes montrées à la figure 1.1. Le temps total de la simulation sera divisé en plusieurs pas de temps et à chaque pas de temps, les quatre étapes du cycle sont appliquées. Une fois atteint le temps total, le contour du profil givré est récupéré.

Le point de départ est le profil propre (sans glace). Une fois qu'on a les coordonnées du profil, elles sont transférées à la première étape du cycle : « maillage ». Le domaine autour du profil est maillé en utilisant Gambit, logiciel qui accompagnait Fluent, aujourd'hui remplacé par ICEM. Puisque cette opération sera effectuée à chaque pas de temps durant la simulation, il a été créé un fichier « Journal », c'est-à-dire, un fichier texte contenant les instructions nécessaires pour gérer automatiquement l'opération de maillage. En d'autres mots, Gambit lit le fichier « Journal » et, sans l'intervention de l'usager, génère le maillage autour du profil propre ou glacé.

La deuxième étape, « Trajectoire des gouttelettes », consiste à déterminer le champ de

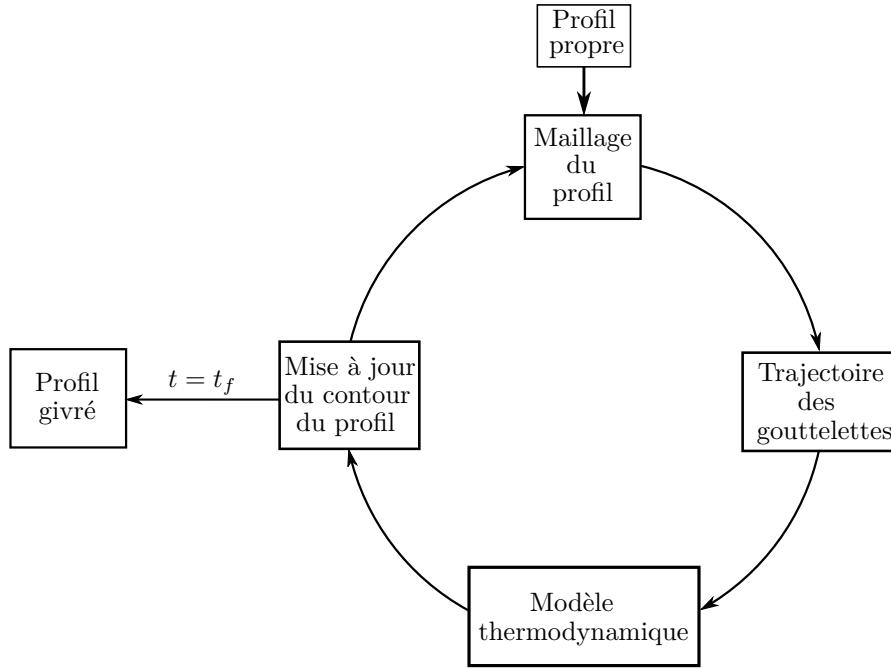


Figure 1.1 Méthodologie pour la simulation numérique de l'accrétion de glace

vitesses des gouttelettes afin de calculer le coefficient de collection d'eau du profil. Pour cette étape, Fluent est utilisé pour calculer l'écoulement de l'air et des gouttelettes utilisant le modèle multiphasé basé sur l'approche *Euler – Euler*. À l'aide d'une UDF (« User Defined Function »), les parois solides du profil ont été converties en parois perméables aux gouttelettes afin d'améliorer la prédiction du coefficient de collection d'eau du profil. Finalement, un fichier texte contenant les données nécessaires pour l'application du modèle thermodynamique est créé.

La troisième étape, « modèle thermodynamique », consiste à appliquer le modèle thermodynamique pour déterminer l'épaisseur de la glace accumulée sur le profil et, si la simulation est en régime humide, le calcul de la fraction d'eau liquide. Il a été programmé sous Matlab le modèle développé par Myers pour le calcul de l'épaisseur de glace. Le programme lit le fichier avec les données de Fluent pour effectuer le calcul de l'épaisseur, il détermine le régime dans lequel l'accrétion de glace a lieu et effectue les calculs pertinents.

La quatrième étape, « mise à jour du contour du profil », est un module additionnel du programme Matlab du modèle thermodynamique. Le module effectue une révision du contour du profil givré afin d'éliminer les situations qui peuvent compromettre le maillage comme les chevauchements du contour de la glace, les segments qui forment un angle trop aigu ou ob-

tus. Finalement, le module crée un fichier contenant les coordonnées du profil avec la masse accumulée pendant le pas de temps analysé.

Une fois la quatrième étape complétée, on vérifie si le temps accumulé est inférieur au temps total de la simulation. Le cycle recommence avec le maillage du profil givré calculé au pas de temps précédent. Sinon, la simulation est terminée.

1.2 Calcul de la puissance nécessaire pour éviter que l'eau gèle sur une pale d'éolienne

L'optimisation des systèmes antigivre électriques est délicate puisque leur fonctionnement a besoin d'une partie de l'énergie électrique générée par la turbine. Si cette énergie est trop élevée, les parcs éoliens ne sont plus rentables.

Pour calculer la puissance requise par un système antigivre, seulement les trois premières étapes de la méthodologie développée pour prédire l'accrétion de glace sont nécessaires. Puisque l'objectif est d'éviter l'accumulation de glace sur le profil, une seule itération est nécessaire pour déterminer la puissance, et la quatrième étape, « mise à jour du contour du profil », n'est plus nécessaire. Aussi, quelques modifications ont été faites dans le programme du modèle thermodynamique dans le but de calculer l'énergie nécessaire par unité de temps pour éviter que la solidification de l'eau ait lieu. La figure 1.2 illustre les étapes effectuées pendant les calculs.

Il est à noter que la première étape ne diffère pas des autres et que le profil propre est traité avec le même « Journal » ainsi que les mêmes paramètres de maillage. Plus précisément, le domaine utilise les mêmes types et quantités d'éléments qu'employés pour le calcul de l'accrétion de glace.

Dans la deuxième étape, la trajectoire des gouttelettes et le coefficient de collection d'eau sont calculés utilisant Fluent. Le réglage de paramètres et la structure du fichier de données sont les mêmes que pour la section précédente.

Dans la troisième étape, le programme du modèle thermodynamique calcule l'énergie par unité de temps qu'il faut apporter au système afin que l'eau sur la surface du profil conserve sa chaleur latente de solidification. L'addition de l'énergie par unité de temps de tous les

panneaux qui se trouvent sur la surface de l'élément correspond à la puissance requise par l'élément thermique.

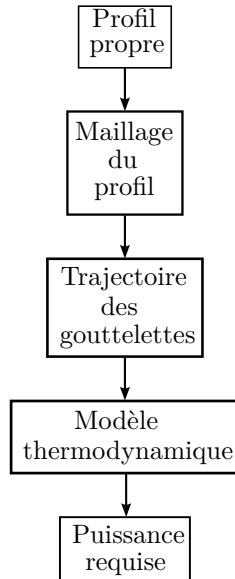


Figure 1.2 Méthodologie pour le calcul de la puissance requise par un système antigivre

Les simulations numériques permettraient de déterminer, pas seulement l'énergie requise pour le système, mais également les endroits où il faut la concentrer. Aussi, il permettra d'identifier les points sur le profil qui ne captent pas d'eau, mais où l'eau ruisselante présente un risque de gel.

Une fois que la puissance nécessaire a été déterminée pour plusieurs conditions givrantes, il est possible d'installer des éléments thermiques divisés en sections qui peuvent être mis en fonction de manière indépendante. De cette façon, en fonction des conditions givrantes présentes, le système met en marche les sections nécessaires afin d'obtenir la puissance requise pour de telles conditions. Une autre option envisageable est d'installer, sur la pale, une surface dépliable (similaire aux destructeurs de portance (« Spoilers ») installés sur une aile d'avion) de sorte que l'eau ruisselant sur le profil se détache empêchant ainsi des accumulations de glace en aval.

CHAPITRE 2

REVUE DE LITTÉRATURE

Les études du phénomène de givrage sont normalement effectuées dans des souffleries réfrigérées, où l'air humide et froid circule autour de l'objet pour déterminer la quantité et la forme de la glace qui s'accumule sur sa surface. Les premières études ont été effectuées par Langmuir et Blodgett (1946) et Finstad *et al.* (1988) qui ont analysé l'efficacité de collection des gouttelettes sur un cylindre. La taille des objets est limitée par la capacité de la soufflerie, il est alors nécessaire d'effectuer une mise à l'échelle pour les grands objets, mais aussi pour les gouttelettes contraignant la qualité des résultats. La simulation numérique est une alternative pour contourner cet inconvénient, car dans le monde virtuel la taille de l'objet n'est pas importante et peut être facilement contrôlée.

Les principaux centres de recherche en aéronautique ont développé leurs propres programmes pour la prédiction de l'accrétion de glace sur les ailes d'un avion en régime de croisière. Initialement, les logiciels considéraient l'écoulement comme étant non visqueux et l'écoulement autour de l'aile était calculé par les équations d'Euler et la méthode des panneaux. Évidemment, cette approche limite la qualité des résultats.

Il est possible de citer comme exemple le code « LEWICE » développé aux États-Unis par la NASA (Wright, 1995). Les premières versions ont été développées par des chaires de recherche universitaires ou par des chercheurs de la NASA. En France on retrouve le programme « ONERA-ICE » développé par l'ONERA. La version analysée par Hedde et Giffond (1995) considère l'écoulement comme étant non visqueux. Le code « TRAJICE2 » a été développé au Royaume-Uni (Gent, 1990) et le code « CIRA-ICE » en Italie (Mingione et Brandi, 1998).

Au Québec, deux programmes ont été développés : « CANICE » (Saeed *et al.*, 2005; Goutterboze, 2002) et « FENSAP-ICE ». Le premier (Saeed *et al.*, 2005; Goutterboze, 2002) a été développé par l'entreprise Bombardier et l'École Polytechnique de Montréal dans les années 1980. Ce code calcule le champ de vitesse par la méthode des panneaux de bas ordre qui considère la pression constante à chaque panneau (CMARC). Le code « FENSAP-ICE » (Habashi *et al.*, 2003) a été développé au Laboratoire de CFD de l'université McGill. Il utilise la méthode des éléments finis pour calculer le champ de vitesse et la trajectoire des particules.

Il est à noter que malgré leur capacité, les programmes mentionnés ci-dessus demeurent seulement comme une aide à la certification des aéronefs (Lynch et Khodadoust, 2001). En général, ces programmes ne sont pas disponibles pour l'industrie éolienne et chacun de ces programmes a des caractéristiques différentes. Ainsi, ils sont rarement compatibles entre eux ou avec des programmes développés dans d'autres centres de recherche.

Les codes commerciaux de CFD, comme Fluent (Fluent Inc., 2005) et CFX (ANSYS Inc., 2007) et les codes « open source » comme OpenFoam (OpenFOAM, 2009), offrent la possibilité d'uniformiser la recherche et de la rendre accessible aux chercheurs dans le domaine qui nous intéresse.

Avec ces programmes, il est possible de simuler plusieurs types d'écoulements et ceci permettra de se concentrer sur l'implémentation du modèle d'accrétion de glace. Mais, malgré les avancées dans le domaine de la simulation numérique, il ne faut pas oublier qu'il y a encore des limitations dans la prédition des méthodes de volumes finis et des éléments finis, surtout pour les profils aérodynamiques comme ceux utilisés pour la fabrication des pales d'éoliennes (Yang *et al.*, 1995; Chen *et al.*, 2006).

Quelques études sur l'écoulement autour d'une pale d'éolienne ont déjà été effectuées par Bak *et al.* (2000); Villalpando (2008); Mortensen (2008) en utilisant ce type de programmes. Dans ces travaux, les modèles Spalart-Allamaras (Spalart et Allmaras, 1992) et *SST k – ω* (Wilcox, 1988; Menter, 1994) ont donné de bons résultats pour les simulations. La formulation de ce dernier a l'avantage de tenir compte du phénomène de dissipation de la turbulence. De plus, les modifications faites au modèle par Menter améliorent sa performance pour la prédition du point de séparation de la couche limite, en plus de diminuer sa sensibilité par rapport aux conditions aux frontières. Ceci permet au modèle *SST k – ω* d'avoir une meilleure prédition de l'écoulement.

Le calcul des trajectoires des gouttelettes est peut-être la partie la plus critique dans la simulation d'accrétion de glace puisqu'il détermine le débit massique d'eau qui se déposera sur la surface et qui se transformera totalement ou partialement en glace par la suite, en fonction de la température. La majorité des logiciels utilisent la formulation Lagrangienne pour déterminer les trajectoires des gouttelettes. Cependant, dans les dernières années, la formulation Eulérienne a pris de plus en plus place.

Une des premières applications de la formulation Eulérienne a été faite par Bourgault *et al.* (1999). Ils utilisent la méthode des éléments finis sur un profil NACA 0012 et un profil multiéléments. L'étude considère un écoulement calculé selon le modèle d'Euler et un autre calculé d'après les équations de Navier-Stokes en régime laminaire. Pour les profils NACA 0012, les résultats avec l'écoulement d'Euler collent bien aux données expérimentales tandis que ceux de l'écoulement laminaire sont légèrement inférieurs.

Le calcul du coefficient de captation β sur un profil NACA 0012 et un profil multiélément P1XX a été analysé par Iuliano *et al.* (2006) en appliquant les deux approches pour des écoulements visqueux et non visqueux. Sur un profil NACA 0012, les résultats sont semblables avec les deux approches. Pour le profil multiélément, les résultats sont également semblables, mais ils démontrent que le calcul doit être fait en considérant l'écoulement visqueux, car la valeur de β sur le volet du profil est affectée par la viscosité.

Une étude de la capacité des deux formulations sur un profil NACA 23012 givré a été effectuée par Zhang et Chen (2009). L'écoulement a été calculé avec les équations RANS, la formulation Eulérienne a donné des valeurs de β similaires aux données expérimentales dans les zones loin du bord d'attaque. Sur le bord d'attaque, où la glace est accumulée, les valeurs sont semblables entre les deux formulations, mais visiblement loin des valeurs expérimentales.

Une comparaison des deux formulations a été faite par Leclaire (2007), les équations de l'écoulement et des gouttelettes ont été résolues par la méthode des éléments finis. Une première conclusion est que l'impact des gouttelettes sur l'écoulement peut être négligé si la concentration de celles-ci est faible. En général, les deux approches ont fourni des résultats similaires pour le test en soufflerie.

La capacité de calcul des trajectoires des gouttelettes du code commercial Fluent a été testée par Schowalter et Lee (2003) et Wirogo et Srirambhatla (2003). La première étude utilise la formulation Lagrangienne et un écoulement d'Euler pour calculer le coefficient d'efficacité de collection de gouttelettes β d'une nacelle d'un Boeing 737 – 300 et les résultats ont été comparés aux valeurs expérimentales obtenues par Papadakis *et al.* (1986). Les résultats obtenus sont assez bons pour des valeurs de MVD (« Mean Volumetric Diameter ») de $26.36\mu m$. Pour la valeur de $16.45\mu m$ la courbe présente un écart par rapport aux données expérimentales. La deuxième étude utilise la formulation Eulérienne pour calculer β . La courbe de β pour le cylindre en 2D coïncide bien avec la courbe expérimentale. Par contre, dans le cas de la sphère, la valeur maximale est au-dessous de la valeur expérimentale. L'au-

teur signale que cela peut être dû à une erreur de mesure ou à la difficulté de maintenir un MVD des gouttelettes constant pendant l'expérience.

En 1953, Messinger a développé une méthode pour analyser la formation de glace sur une aile d'avion non réchauffée. À l'époque, toutes les études avaient été faites en considérant le réchauffement de la surface. À partir d'un bilan d'énergie, des courbes de température de la surface et de la quantité d'eau sublimée ont été tracées pour différents paramètres de vol tels que l'altitude, la vitesse, le LWC (« Liquid Water Content »), etc. Cette méthode a été utilisée par plusieurs codes, cependant elle a une tendance à prédire des couches plus minces que la réalité.

Myers (2001) a incorporé le modèle de Messinger (1953) et la méthode de changement de phase pour obtenir une équation différentielle de premier ordre et non linéaire qui permet de calculer l'épaisseur de la couche de glace. La température de la glace n'est plus considérée constante ce qui permet une meilleure prédition de l'épaisseur de la couche de glace. Ozgen et Canibek (2009) a incorporé au modèle de Myers un terme pour tenir compte des pertes de chaleur par radiation de la surface de glace ou d'eau. Le modèle permet aussi de calculer l'accrétion de glace à partir d'une surface qui contient déjà une couche de glace.

Le code FINSAP-ICE (Croce *et al.*, 1998, 2002) résout deux équations aux dérivées partielles par la méthode des éléments finis pour calculer la masse de glace accumulée. La première est l'équation de la conservation de la masse qui est utilisée pour calculer l'écoulement d'eau entre éléments et la deuxième est l'équation de la conservation de l'énergie pour calculer la portion d'eau qui gèle sur la surface. Les deux équations sont couplées contrairement au modèle précédent où la portion d'eau qui passe d'un élément à l'autre est égale à la masse d'eau qui ne gèle pas.

Le CIRA (Centre Italien d'Investigations en Aérospatiale) et le LIMA (Laboratoire International de Matériaux Antigivre) ont développé le code CIRAMIL (Fortin *et al.*, 2005a, 2004) pour la prédition de l'accrétion de glace en utilisant un modèle thermodynamique qui est basé sur Messinger (1953). La caractéristique de ce code est qu'il tient compte de la rugosité de la glace pour le calcul du coefficient de transfert de chaleur.

Une étude de l'impact du maillage sur le calcul de l'efficacité de collection de gouttelettes en trois dimensions a été effectuée par Santos *et al.* (2005) en utilisant le module de maillage ICEM. Trois types de maillages ont été testés : un tétraédrique, un hexaédrique et un hybride

(tétraèdre-prisme). Le maillage fait avec des hexaèdres utilisé pour prédire le coefficient sur une sphère a donné les meilleurs résultats. Cependant, le test sur une géométrie plus complexe, comme celle d'un avion, n'a pas donné de bons résultats, car chacun des maillages a prédict une forme différente de la zone de collection d'eau. Une étude en deux dimensions a été effectuée en utilisant un maillage hybride formé d'éléments triangulaires près du profil et des éléments rectangulaires dans le reste du domaine. Les résultats sont assez proches des données expérimentales du profil propre et givré. Un maillage complètement structuré n'a pas été testé dans cette étude.

Une fois que la masse de glace a été calculée, il est nécessaire de déterminer la nouvelle forme que prendra la couche de glace accumulée sur le profil. Le code CIRAMIL (Fortin, 2003b), qu'utilise la méthode des panneaux, détermine la position du nouveau panneau en utilisant les bissectrices. Zhang et Chen (2005) prend le dernier élément où il y a eu une accumulation de glace pour commencer à tracer le périmètre. La forme dans ce premier élément est triangulaire et il prend la hauteur de celui-ci comme référence pour calculer la position de l'élément suivant, ce qui donne une forme de glace plus réaliste.

Basée sur le modèle "CANICE", Chocron (1997) a fait une étude numérique de la formation de glace sur une pale d'éolienne. La pale est divisée en plusieurs sections afin de faire une analyse bidimensionnelle par une méthode itérative dans le temps. À chaque pas de temps, la méthode calcule le champ de vitesses, la trajectoire et les points d'impact des gouttelettes d'eau, la quantité d'eau qui gèle sur le profil et finalement, la mise à jour de la géométrie. Dans cette étude, le champ de vitesses est calculé en considérant un écoulement potentiel (Munson *et al.*, 2002), ce qui ne représente pas complètement la physique d'un écoulement puisque le fluide est considéré comme non visqueux.

Dans les dernières années, grâce à la disponibilité d'ordinateurs plus puissants, la formulation Eulérienne a commencé à remplacer la formulation Lagrangienne dans le calcul des trajectoires des gouttelettes. Pour cette même raison, les équations de Navier-Stokes ont remplacé les méthodes de panneaux dans le calcul de l'écoulement d'air et du coefficient de transfert de chaleur par convection.

L'augmentation de la puissance de calcul permet aussi d'effectuer des simulations en 3-dimensions, quoique la quantité élevée d'éléments nécessaires pour un modèle tridimensionnel est encore une limitation. Hospers et Hoeijmakers (2012) ont utilisé un code maison pour simuler l'accrétion de glace en 3-dimensions sur une section d'aile d'un mètre de largeur.

L'épaisseur de la glace est calculée en un seul pas de temps, c'est-à-dire que le domaine n'est pas remaillé, mais les auteurs proposent une méthode intéressante pour balayer la surface du profil afin de déterminer la direction du ruissellement de l'eau considérant l'orientation du vecteur vitesse de l'air.

La nature instationnaire de l'accrétion de glace est considérée dans le code FENSAP-ICE-Unsteady (Aliaga *et al.* (2011)). Le temps total de la simulation est divisé en plusieurs pas de temps, mais le code utilise des algorithmes pour déformer le maillage afin de diminuer le coût informatique associé au remaillage du domaine. L'algorithme utilisé, ALE (« Arbitray Lagrangian-Eulerian ») Fossati *et al.* (2012), permet de déplacer la maille tout en conservant la qualité des éléments près de la surface du profil. Les résultats obtenus sur un profil NACA 0012 sont très similaires aux résultats expérimentaux, quoique les contours numériques sont plus lisses que la réalité. Le code a aussi été appliqué sur un rotor à deux pales tournant sur un corps cylindrique, mais pour ce cas, il n'y a pas de données expérimentales disponibles pour comparer les résultats.

Petrosino *et al.* (2011) ont intégré au code Multi-ICE, développé par le CIRA, les programmes commerciaux GAMBIT, Fluent et CFD++ (Metacomp Technologies (2013)) afin d'analyser les performances de la méthode des panneaux et des équations de Navier-Stokes. Sur un profil aérodynamique en 2-dimensions avec un bec de bord d'attaque et un volet de bord de fuite, les équations de Navier-Stokes ont donné les meilleurs résultats.

Dans l'industrie aéronautique, les programmes pour la simulation de l'accrétion de glace sont aussi utilisés pour l'analyse d'autres problèmes liés à l'accumulation de glace sur la structure d'un avion. Zhang et Chen (2005) ont intégré dans FIDAP-ICE un module pour déterminer l'instant et l'endroit où la glace peut se fracturer ainsi que déterminer la possible trajectoire du morceau de glace afin d'évaluer si des éléments de l'avion sont susceptibles d'entrer en collision avec lui.

Les premiers travaux appliquant la simulation de l'accrétion de glace sur les pales d'éolienne ont été effectués par (Nushi *et al.* (2003) et X.Tao *et al.* (1998)). Plus récemment, Sagol *et al.* (2012) ont évalué les performances de deux modèles de turbulence sur une pale d'éolienne en 3-dimensions. Fu et Farzaneh (2010) ont effectué la simulation de l'accrétion de glace en régime sec sur une pale d'éolienne en 3-dimensions (notez que ce régime n'a pas besoin de modèle thermodynamique). Un seul pas de temps a été utilisé pour la simulation, donc le domaine n'a pas été remaillé. Ceci a probablement influencé les résultats qui montrent

que la glace s'est accumulée uniquement sur le bord d'attaque avec des contours un peu carrés comparés à ce qu'on trouve dans la littérature.

Yi *et al.* (2012) ont développé un code maison pour l'accrétion de glace en trois dimensions. Le code utilise la méthode MRF (« Multiple Reference Frame ») et le modèle de Messinger pour calculer l'épaisseur de glace accumulée. L'auteur montre les résultats de la simulation de l'accrétion de glace pendant 60 minutes sur une turbine éolienne à axe horizontal de 1.5 MW. On suppose qu'un seul pas de temps a été utilisé pour la simulation, car l'auteur ne mentionne pas s'il a remaillé le domaine et également, car la glace est concentrée uniquement sur le bord d'attaque des pales. On considère que le temps de la simulation est trop élevé pour utiliser un seul pas de temps, mais malheureusement l'auteur ne présente aucune comparaison avec des données expérimentales qui aurait permis de mieux évaluer ses résultats.

CHAPITRE 3

MODÈLE PHYSIQUE ET NUMÉRIQUE

La formation d'une masse de glace sur une surface solide a lieu lorsque les conditions climatiques, telles qu'une humidité élevée et une basse température, sont présentes. À des températures proches de $0^\circ C$, l'humidité contenue dans l'air se condense formant un brouillard composé de gouttelettes en surfusion (des gouttelettes à une température inférieure à son point de solidification). Au moment d'entrer en collision avec un objet, les gouttelettes en surfusion cèdent leur chaleur latente de solidification. Si l'air et la surface solide sont capables d'absorber toute la chaleur de solidification libérée par les gouttelettes, celles-ci geleront immédiatement sinon une partie demeurera à l'état liquide et ruissellera sur la surface.

Le premier paramètre utilisé pour définir les conditions d'un brouillard est : la teneur en eau liquide LWC qui représente le ratio entre la masse d'eau en état liquide et le volume d'air ; sa valeur peut varier de $0.25 \text{ gr}/\text{m}^3$ à $1.7 \text{ gr}/\text{m}^3$. Le second paramètre est le diamètre volumétrique moyen des gouttelettes suspendues dans l'air MVD (« Mean Volumetric Diameter »). Ces paramètres, combinés avec les conditions de l'écoulement d'air, sont utilisés pour le calcul des trajectoires des gouttelettes et de la quantité d'eau captée par la surface ou profil.

Pour simuler l'accrétion de glace, la période de simulation est divisée en plusieurs intervalles. La durée de chaque intervalle est déterminée à partir des conditions climatiques et de la dynamique de l'écoulement de l'air. Ce dernier point sera traité plus tard. Les quatre étapes de la méthode de simulation d'accrétion de glace sont les suivantes :

1. Génération du maillage
2. Calcul du champ de vitesses
3. Calcul de la trajectoire des gouttelettes et de la quantité d'eau captée par le profil
4. Calcul de l'épaisseur de glace formée sur le profil

Ainsi, pour chaque pas de temps ces étapes sont évaluées dans cet ordre et les données obtenues sont transférées à l'étape suivante jusqu'à ce que la période de simulation soit complétée. Les détails de chacune des étapes seront donnés dans les sections suivantes.

3.1 Le maillage

Les logiciels commerciaux Fluent et Gambit seront utilisés dans ce projet pour la simulation numérique de l'écoulement d'air et des gouttelettes. Le premier est disponible sous licence par Ansys. Par contre Gambit n'est plus supporté depuis quelque temps, quoiqu'il soit encore utilisé par plusieurs chercheurs. Étant donné que Gambit était utilisé dès le début du projet, et que les licences étaient encore disposées, il a été décidé de le garder pour le développement du modèle d'accrétion de glace. Cependant, la méthodologie, développée pour générer le maillage autour des profils givrés, peut être adaptée à d'autres outils tel que ICEM, logiciel qui a remplacé Gambit dans la suite de Ansys.

L'accumulation de glace sur le profil modifie graduellement sa forme initiale ainsi que le champ de vitesse de l'air autour de lui. Ceci nécessite de mettre à jour, après une période de temps préétablie, le contour du profil pour ensuite le mailler afin de calculer à nouveau le champ de vitesse. Selon le régime dans lequel a lieu l'accrétion, la masse de glace accumulée peut modifier radicalement la forme du profil et, en conséquence, le maillage devient de plus en plus difficile à générer à chaque mise à jour. En régime sec, les formes sont plus lisses, mais en régime humide, la présence de cornes et de vallées est fréquente, ce qui rend compliquée l'élaboration du maillage.

Les cornes et les vallées de glace sont définies par une infinité de courbes, ce qui pose le même problème que dans le cas des formes circulaires : il faut déterminer le nombre adéquat d'arêtes afin d'obtenir une bonne approximation de la courbure puisque celle-ci est fonction du nombre d'arêtes utilisées pour définir son contour. Dans le cas présent, les courbes qui forment le contour de la glace peuvent avoir des rayons de courbure trop petits, ce qui oblige à placer un nombre d'éléments assez élevé sur son contour.

Les dimensions du domaine ont été déterminées à partir du travail de Bhaskaran (2002). Pour mailler le profil, l'option « Size fonction » qui est disponible sous Gambit a été utilisée. Cette fonction permet de contrôler le ratio de grossissement entre deux segments ou deux surfaces. Cependant, comme la taille du profil est relativement petite par rapport aux dimensions du domaine, les éléments près des frontières deviennent si gros que le nombre de noeuds sur celles-ci était de l'ordre de 10. Pour mieux contrôler la taille et la quantité d'éléments, le domaine a été divisé en 3 sections qui ont été maillées séparément utilisant des « Size fonction ». La figure 3.1 montre les trois sections du domaine ainsi que les distances entre le profil et les frontières.

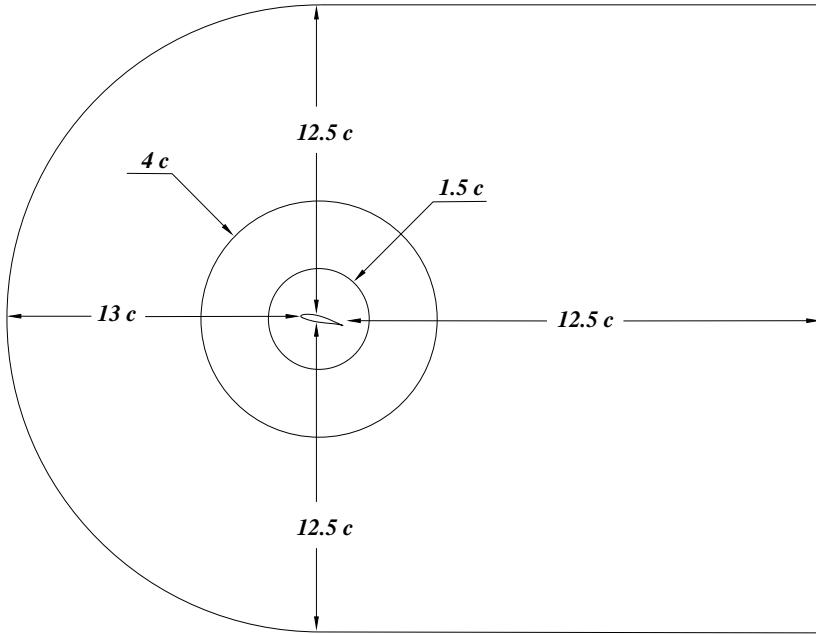


Figure 3.1 Domaine de calcul

La méthode utilisée pour mailler les profils glacés a été basée sur une étude qui a été effectuée précédemment sur les performances aérodynamiques des profils givrés (Villalpando, 2008). Dans cette étude, un maillage structuré a été généré autour de 6 profils givrés obtenus dans une soufflerie réfrigérée du LIMA. Parmi ces profils, certains présentaient deux cornes sur le bord d'attaque.

Pour l'étude présente, 12 000 noeuds ont été distribués de façon uniforme sur le profil afin de conserver le mieux possible la forme de ceux présentant les contours les plus compliqués. Il a été essayé de réduire la quantité de noeuds en augmentant la densité dans les zones glacées et en la diminuant dans les zones non glacées. Cependant, cette stratégie complique la génération d'un maillage uniforme dans la couche limite puisque les éléments générés sur les zones glacées sont trop étirés en comparaison à ceux des zones non glacées. Il a été donc décidé de conserver les 12 000 noeuds distribués uniformément sur le profil.

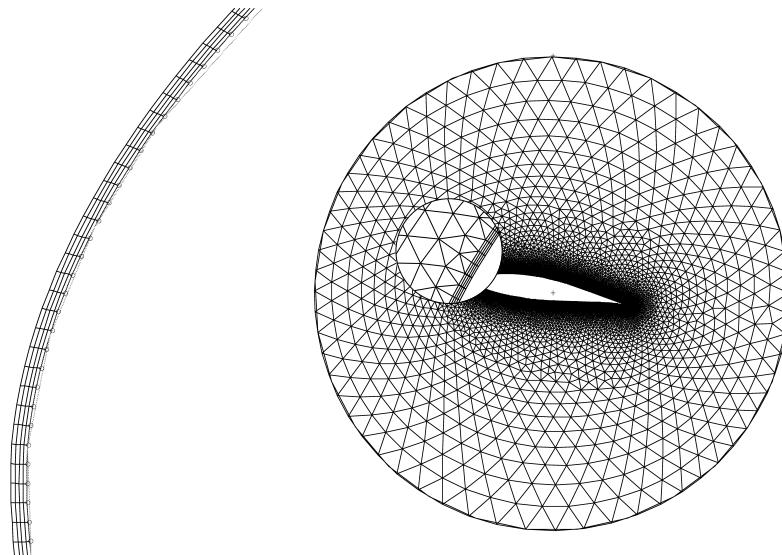
Malgré la quantité élevée de noeuds, une correction à la main des éléments de mauvaise qualité a été nécessaire. Le maillage structuré ne parvient pas toujours à se conformer cor-

rectement dans l'espace formé entre les cornes de glace entraînant la formation d'éléments trop étirés ou le chevauchement du maillage. Il faut noter qu'il n'est pas toujours possible de réussir la correction du maillage. Pour éviter cet inconvénient, il a été décidé d'utiliser un maillage non structuré puisque l'objectif est de mailler le profil sans l'intervention de l'usager.

Un des paramètres importants de la simulation de l'écoulement autour d'une surface solide est la distance adimensionnelle « y^+ » du premier élément. Selon le modèle utilisé pour le traitement de la turbulence près de la surface, « Standard Wall Functions » (Launder et Spalding (1974)) ou « Enhanced Wall Treatment » (Wolfshtein (1969)), la valeur de « y^+ » doit être située entre 1 et 5 ou entre 30 et 500. Dans le cas présent, le nombre de noeuds sur le profil génère des arêtes très petites ce qui nécessite d'utiliser une valeur petite de « y^+ » pour éviter la présence d'éléments étirés dans la direction perpendiculaire du profil. Il a, alors, été décidé d'utiliser une valeur dans la plage de 1 à 5. De plus, cette valeur permettra d'avoir une meilleure résolution de la couche limite, ce qu'est important pour obtenir une simulation plus précise de l'écoulement dans cette région et, en conséquence, une meilleure approximation de la captation d'eau par le profil.

Cependant, du moins en Gambit, l'utilisation des fonctions de grossissement pour mailler le domaine complique le contrôle de « y^+ » car la taille du premier élément dépend de ce facteur. Dans le cas présent, pour obtenir la valeur recherchée, il était nécessaire d'utiliser un facteur très faible qui générera un nombre excessif d'éléments en partie à cause du nombre de noeuds sur le profil. Afin d'avoir un meilleur contrôle sur la valeur de « y^+ », il a été utilisé l'option « Boundary Layer » de Gambit. Cette fonction génère une couche d'un nombre pré-déterminé d'éléments rectangulaires autour des parois et, en même temps, permet de fixer la distance à la paroi du premier élément. La hauteur de couche utilisée est de 4 éléments afin d'éviter les problèmes de chevauchement dans les régions glacées. Les maillages de la couche limite et de la zone centrale sont montrés à la figure 3.2. Une fois la couche limite maillée, le reste de la zone centrale du domaine a été maillé avec des éléments triangulaires. Les deux zones restantes ont été maillées successivement avec des éléments triangulaires, le maillage obtenu est montré à la figure 3.3. Le nombre total d'éléments oscille entre 125 000 et 130 000 selon la complexité du profil givré à mailler. Tous les profils étudiés ont été maillés utilisant la même méthode ainsi que les mêmes paramètres dans les fonctions utilisées.

Les conditions d'opération utilisées pour l'obtention des données expérimentales correspondent à celles d'un écoulement incompressible. Les conditions aux frontières correspondant à ce type d'écoulement ont été fixées, c'est-à-dire que les frontières frontale, supérieure et inférieure sont définies comme des « Velocity inlet » et la frontière arrière comme « Pressure



(a) Maillage de la couche limite

(b) Maillage de la zone centrale

Figure 3.2 Maillage de la zone près du profil

outlet ».

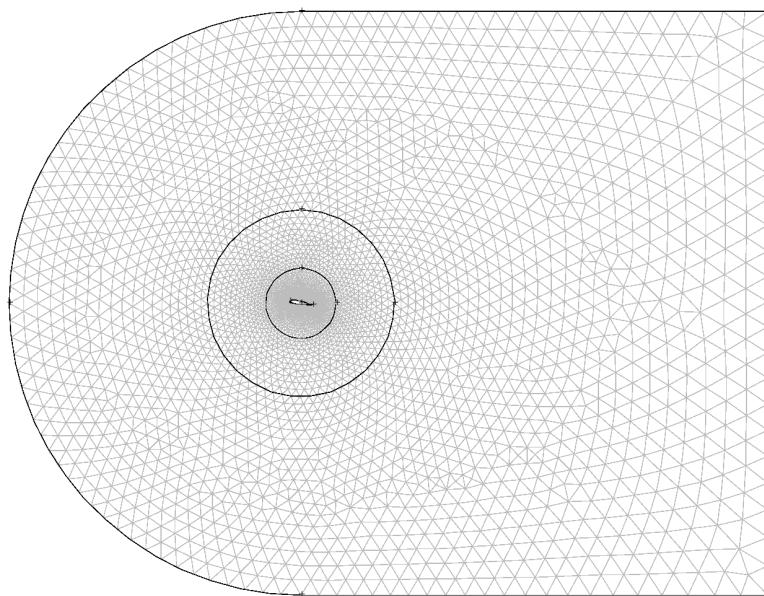


Figure 3.3 Domaine de calcul

3.2 Le champ de vitesses et la trajectoire des gouttelettes

Pour résoudre numériquement l'écoulement dans des conditions de brouillard givrant, le fluide peut être décomposé en deux phases : gazeuse et liquide. Toutefois, elles sont couplées par des échanges de masse et de quantité de mouvement entre elles.

Le comportement de chacune des phases est différent, surtout près des objets où l'air parvient à les contourner, mais pas les gouttelettes, à cause de leur inertie elles entrent en collision et restent collées à l'objet. Selon les conditions atmosphériques, une partie ou la totalité se transforment en glace. Ainsi, pour déterminer l'épaisseur de glace qui se forme sur le profil, il faut d'abord calculer la quantité d'eau qui frappe sa surface, c'est-à-dire la captation d'eau du profil. Ce paramètre est déterminé à partir de la trajectoire des gouttelettes qui permet d'identifier les zones où celles-ci entrent en contact avec le profil.

Les équations de Navier-Stokes sont utilisées pour la simulation numérique des phases en milieu continu comme l'air. Par contre, pour les phases discrètes, il peut être utilisé soit la formulation Lagrangienne ou la formulation Eulérienne afin de déterminer la trajectoire des gouttelettes et la captation d'eau du profil

3.2.1 Formulation Lagrangienne

La formulation Lagrangienne considère les gouttelettes comme de particules ponctuelles dont la trajectoire est calculée individuellement une fois que le champ de vitesses de l'air est connu. L'équation utilisée par la formulation Lagrangienne est basée sur la 2e loi de Newton :

$$m_g \vec{a}_g = \vec{\mathcal{F}}_t + \vec{\mathcal{F}}_g + \vec{\mathcal{F}}_{ext} \quad (3.1)$$

La force de traînée est définie comme :

$$\vec{\mathcal{F}}_t = \frac{1}{2} \rho_a (\vec{v}_G - \vec{v}_a) A_g C_d \quad (3.2)$$

La force de gravité est composée du poids et de la poussée d'Archimète :

$$\vec{\mathcal{F}}_g = -(m_g g - V_G \rho_{eau}) \vec{j} \quad (3.3)$$

où a_g = accélération de la gouttelette considérée
 g = accélération gravitationnelle

m_g	= masse de la gouttelette considérée
\vec{v}_G	= vecteur vitesse de la gouttelette considérée
\vec{v}_a	= vecteur vitesse de l'air
A_g	= section transversale de la sphère formée par la gouttelette
C_D	= coefficient de traînée de la gouttelette considérée
\mathcal{F}_t	= force de traînée
\mathcal{F}_g	= force de gravité
\mathcal{F}_{ext}	= forces externes
\mathcal{V}_G	= volume de la gouttelette considérée
ρ_a	= densité de l'air
ρ_{eau}	= densité de l'eau

La gouttelette est considérée comme une sphère où la masse est distribuée uniformément dans son volume. Dans le cas présent, seulement les forces de trainée et de gravité ont été considérées. En remplaçant les équations 3.2 et 3.3 dans l'équation 3.1, ainsi qu'en divisant par la masse de la gouttelette, sera obtenue l'équation résolue par Fluent pour calculer la trajectoire des gouttelettes.

$$\frac{d\vec{v}_G}{dt} = \frac{3\mu_a C_D Re_R}{4\rho_a D_g^2} (\vec{v}_a - \vec{v}_G) + \frac{g(\rho_{eau} - \rho_a)}{\rho_{eau}} \quad (3.4)$$

Le nombre de Reynolds relatif est basé sur le diamètre de la gouttelette :

$$Re_R = \frac{\rho_a D_g |\vec{v}_g - \vec{v}_a|}{\mu_a} \quad (3.5)$$

De tous les modèles disponibles sous Fluent pour modéliser le coefficient de traînée selon la formulation Lagrangienne, celui de Morsi et Alexander (1972) est le plus adéquat pour le cas présent.

$$C_D = a_1 + \frac{a_2}{Re_R} + \frac{a_3}{Re_R^2} \quad (3.6)$$

où	$a_{1,2}$ et a_3	= constantes du modèle de Morsi et Alexander (1972)
	D_g	= diamètre de la gouttelette considérée
	Re_R	= nombre de Reynolds relatif de la gouttelette
	μ_a	= viscosité de l'air

Évidemment, il serait très coûteux, du point de vue informatique, de calculer la trajectoire de toutes les gouttelettes du domaine. Alors, pour déterminer la masse d'eau captée

par le profil, il faut utiliser une méthode itérative afin d'optimiser le nombre de trajectoires à calculer.

D'abord, il faut déterminer la portion de la frontière par laquelle entrent les gouttelettes qui percutent le profil. Il faut commencer par injecter des gouttelettes à partir de la même hauteur du profil. Si celles-ci contournent le profil par dessous, alors on se déplace vers le haut sur la frontière, si celles-ci le contournent par dessus, on se déplace vers le bas. Une fois que le point de départ de la première gouttelette qui touche le profil est connu, on continue à se déplacer sur la frontière jusqu'à ce qu'on trouve la position de la dernière qui le percute. La zone par laquelle entreront toutes les gouttelettes qui percuteront le profil est donc comprise entre les positions d'entrée de la première et de la dernière gouttelette.

Une fois que cette zone est connue, il est possible de calculer la quantité d'eau captée par le profil en injectant, à partir de cette zone, un faisceau de gouttelettes espacées uniformément. Une fois que leurs trajectoires sont calculées, les points où chacune frappe le profil sont déterminés. Comme la distance de séparation des gouttelettes à l'entrée est connue, on peut facilement calculer le débit d'eau qui se déplace entre deux gouttelettes consécutives. Ce sera le même débit qui touchera le profil, de sorte qu'il est possible de le diviser par la distance mesurée entre deux points d'impact pour obtenir la captation d'eau de cette zone.

3.2.2 Formulation Eulerienne

Dans l'approche Eulerienne, les gouttelettes en suspension dans l'air sont considérées comme une phase continue. C'est-à-dire que la masse totale des gouttelettes est modélisée comme si elle était uniformément répartie sur tout le volume de façon à ce qu'elle forme une phase continue. Un groupe d'équations additionnel à celui de l'air est ajouté pour calculer la continuité, la quantité de mouvement ainsi que l'énergie de cette nouvelle phase. Dans ce travail, la phase qui comprend l'air sera appelée « phase primaire » et la phase comprenant les gouttelettes sera appelée « phase secondaire ». Il faut mentionner que les deux groupes d'équations sont couplés au moyen d'un terme source qui représente le transfert de quantité de mouvement entre les deux phases.

La définition des équations pour la deuxième phase est basée sur la densité équivalente qui correspond à la teneur en eau liquide (LWC). Comme cela avait déjà été mentionné, les brouillards givrants sont définis par leur teneur en eau liquide (LWC) et le diamètre moyen des gouttelettes. Le premier terme représente la masse totale d'eau liquide par unité

de volume d'air :

$$LWC = \frac{m_{eau}}{\mathcal{V}} \quad (3.7)$$

Dans Fluent, les équations de la phase secondaire sont définies en fonction de la densité du fluide qui la compose et de sa fraction en volume. Ce dernier correspond au volume qui occupe l'eau liquide par rapport au volume total. Les équations de la phase principale ont donc été modifiées en ajoutant le facteur correspondant à la fraction en volume qui est calculé de sorte que la somme des deux, celui des gouttelettes et celui de l'air, donne l'unité.

$$\alpha_g = \frac{\mathcal{V}_g}{\mathcal{V}} \quad (3.8)$$

$$\alpha_a = \frac{\mathcal{V}_a}{\mathcal{V}} \quad (3.9)$$

De sorte que :

$$\alpha_g + \alpha_a = 1 \quad (3.10)$$

La fraction en volume de la phase secondaire est calculée à partir de la teneur en eau liquide :

$$\alpha_g = \frac{LWC}{\rho_{eau}} \quad (3.11)$$

- α_a = fraction volumique de l'air
- α_g = fraction volumique des gouttelettes
- ρ_{eau} = densité de l'eau
- LWC = teneur en eau liquide
- \mathcal{V} = Volume total
- \mathcal{V}_a = Volume occupé par l'air
- \mathcal{V}_g = Volume occupé par les gouttelettes

Les équations résolues par Fluent pour un écoulement diphasique sont les suivantes :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_i \rho_i) + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i \vec{v}_i) = 0 \quad (3.12)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_i \rho_i \vec{v}_i) + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i \vec{v}_i \vec{v}_i) = -\alpha_i \nabla p + \nabla \cdot \alpha_i \mu_i \left[(\nabla \vec{v}_i + \nabla \vec{v}_i^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \vec{v}_i I \right] + \alpha_i \rho_i g + S_i \quad (3.13)$$

g	= accélération gravitationnelle
I	= tenseur identité
p	= pression partagée par les phases
S_i	= terme source de la phase i
\vec{v}_i	= vitesse de la phase i
α_i	= fraction volumique de la phase i
μ_i	= viscosité de la phase i
ρ_i	= densité de la phase i

Les équations de transport de la phase principale et de la phase secondaire sont couplées par un terme source qui représente le transfert de quantité de mouvement de l'air vers les gouttelettes par l'intermédiaire de la force de traînée. Le terme apparaît dans les équations de chacune des phases, mais de signe contraire. Ainsi, une augmentation de quantité de mouvement des gouttelettes représente une perte pour la phase de l'air. Le contraire est aussi vrai.

Le terme source est défini comme :

$$S_i = \frac{18\alpha_g\alpha_a\mu_a f_t}{d_g^2} \quad (3.14)$$

$$f_t = \frac{C_d Re_r}{24} \quad (3.15)$$

Où le nombre de Reynolds est basé sur le diamètre moyen des gouttelettes et la vitesse relative :

$$Re_r = \frac{\rho_a d_g |\vec{v}_g - \vec{v}_a|}{\mu_a} \quad (3.16)$$

où	d_g	= diamètre moyen des gouttelettes
	C_d	= coefficient de traînée des gouttelettes
	f_t	= fonction de la traînée
	Re_r	= nombre de Reynolds relatif au d_g
	\vec{v}_a	= vitesse de l'air
	\vec{v}_g	= vitesse des gouttelettes
	α_a	= fraction volumique de l'air
	α_g	= fraction volumique des gouttelettes
	μ_a	= viscosité de l'air
	ρ_a	= densité de l'air

$$\rho_g \quad = \text{densité des gouttelettes}$$

3.2.3 Sélection du modèle pour le calcul des trajectoires

Le coût informatique de la formulation Eulérienne est plus élevé que celui de la formulation Lagrangiennne dû au système d'équations additionnel qui doit être résolu sur tout le domaine. Par contre, dans la formulation Lagrangienne, l'intervention de l'usager ou la programmation d'une méthode itérative est nécessaire pour déterminer la zone à partir de laquelle on doit injecter les gouttelettes.

Afin de déterminer laquelle des deux formulations est la plus convenable pour les calculs des trajectoires des gouttelettes et de la captation d'eau du profil, les deux formulations ont été testées sur un des profils givrés obtenus en régime humide au LIMA. Ce profil a une forme de glace qui présente deux cornes situées sur l'extrados près du bord d'attaque. La vallée formée entre les cornes a permis d'analyser le comportement des formulations dans ce type de région.

La figure 3.4 montre les résultats obtenus avec les deux formulations. Dans les résultats de la formulation Lagrangienne, une gouttelette a été ajoutée avant la première et une autre après la dernière juste afin de démontrer qu'au-delà de ces positons aucune gouttelette ne touche le profil. On constate que la captation d'eau se fait uniquement entre le sommet de la première corne de glace et la première moitié de l'intrados.

Les résultats obtenus avec la formulation Eulérienne sont considérablement différents. D'abord, on remarque que la vitesse des gouttelettes est connue partout dans le domaine. Aussi, on voit que des gouttelettes sont attrapées entre les deux cornes ainsi que dans la zone de recirculation sur l'extrados. Sur l'intrados, les gouttelettes percutent le profil sur une surface plus large qui finit un peu après la mi-corde. Après cette position, les trajectoires deviennent parallèles au profil à proximité du bord de fuite, où l'on remarque que les gouttelettes touchent à nouveau le profil.

Uniquement la formulation Eulerienne arrive à simuler le mouvement des gouttelettes dans les zones de recirculation d'air, telle la vallée entre les cornes et dans la zone de décrochage de la couche limite. Si on se concentre sur la deuxième corne, on voit que la captation d'eau prédictive par cette formulation est importante pour déterminer sa croissance. Par contre, avec la formulation Lagrangienne, la captation d'eau n'a pas pu être simulée à cet endroit.

Du point de vue de l'informatique, le coût élevé de la formulation Eulérienne n'est plus un obstacle grâce à la disponibilité d'ordinateurs plus puissants rendant cette formulation de plus en plus accessible pour la simulation de l'accrétion de glace. Alors, il a été décidé d'utiliser la formulation Eulérienne pour calculer la captation d'eau du profil.

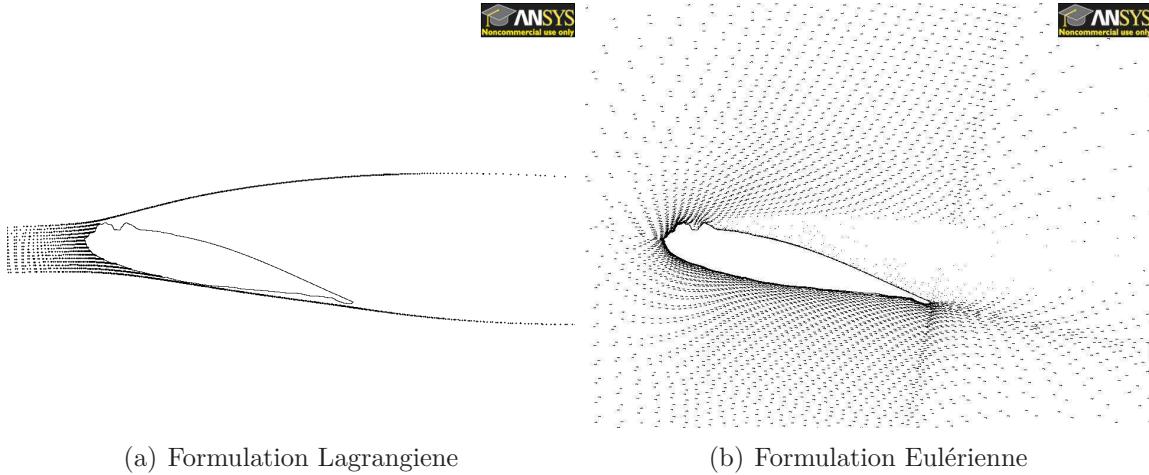


Figure 3.4 Comparaison entre les deux formulations

3.2.4 Réglage de paramètres sous Fluent

Dans la plupart des articles consultés, les auteurs utilisent leur propre code maison qui considère les gouttelettes comme une phase diluée, c'est-à-dire d'une concentration très faible, afin de faire les simplifications suivantes :

- Les changements de phase sont négligés
- La force de flottabilité est négligée
- Les forces de pression et visqueuses dans l'équation des gouttelettes sont négligées

Dans Fluent, les équations des phases secondaires ont été implémentées sans considérer ces simplifications, car le modèle permet de résoudre des écoulements avec plusieurs phases de différents types (gouttes en suspension, particules solides, bulles). Cependant, ces hypothèses ont été considérées au moment d'effectuer le réglage de paramètres dans Fluent. Alors, aucun

modèle pour le transfert de masse entre les phases n'a été sélectionné. Aussi, dans le but de réduire les effets des forces visqueuses et du transfert de chaleur entre les phases, une valeur de $1e^{-20}$ pour la viscosité et la conductivité thermique a été spécifiée.

Le coefficient de traînée est calculé avec le modèle Schiller-Naumann qui considère les gouttelettes comme des sphères parfaites et utilise l'équation suivante :

$$C_d = \begin{cases} \frac{24}{Re_r}(1 + 0.15Re_r^{0.687}) & \text{if } Re_r \leq 1000 \\ 0.44 & \text{if } Re_r > 1000 \end{cases}$$

Sous Fluent, plusieurs modèles pour calculer ce terme sont disponibles, mais un modèle similaire à celui utilisé par Iuliano *et al.* (2006) a été choisi. De plus, parmi tous les modèles disponibles, celui-ci est considéré comme le plus approprié pour le cas de gouttelettes suspendues dans un gaz.

Création du fichier des données de l'écoulement

Une fois que Fluent a fini la simulation de l'écoulement diphasique, les données nécessaires doivent être transférées au modèle thermique par l'intermédiaire d'un fichier texte. Alors, une UDF a été programmée pour écrire sous forme d'un tableau les valeurs des données de chacune des faces qui composent le profil. Ainsi, le nombre total de lignes est égal au nombre de faces et l'information contenue dans chacune des colonnes est :

Colonne = Description

- 1 = Numéro de face
- 2 = Coordonnée x du centre de la face
- 3 = Coordonnée y du centre de la face
- 4 = Composante x du vecteur normal de la face
- 5 = Composante y du vecteur normal de la face
- 6 = Coordonnée x du centre de l'élément de la face
- 7 = Coordonnée y du centre de l'élément de la face
- 8 = Composante x du vecteur vitesse des gouttelettes au centre de l'élément
- 9 = Composante y du vecteur vitesse des gouttelettes au centre de l'élément
- 10 = Composante x du vecteur vitesse de l'air au centre de l'élément
- 11 = Composante y du vecteur vitesse de l'air au centre de l'élément
- 12 = Fraction en volume des gouttelettes α_g
- 13 = Coordonnée x du noeud droite de la face

- 14 = Coordonnée y du noeud droite de la face
- 15 = Flux de chaleur à travers la face
- 16 = Température de la face
- 17 = Pression au centre de l'élément

Les valeurs de la vitesse des gouttelettes sont prises au centre de l'élément en raison du type de condition aux frontières utilisé pour le profil. Fluent, dans sa structure de données, assigne automatiquement une valeur nulle aux vitesses sur le profil, car il est considéré comme une paroi solide. Ceci empêche uniquement de prendre la valeur à cet endroit, mais il n'y a aucun impact sur les modifications qui étaient effectuées pour rendre le profil numériquement perméable aux gouttelettes. En plus, les éléments près du profil sont si petits que la variation de la valeur entre la face et le centre a été considérée négligeable. Pour la pression, sa valeur est aussi prise au centre parce que, dans la structure de données, les valeurs aux faces ne sont pas disponibles. Encore une fois, la variation est négligeable.

Conditions aux frontières

L'écoulement est considéré comme incompressible et les trois types de conditions aux frontières utilisées sont « Velocity inlet », « Pressure outlet » et « Wall ». Les deux premières ont été appliquées sur les frontières du domaine et l'option « Wall » sur le profil (voir la figure 3.5).

La sélection de la formulation Eulérienne pour la simulation des gouttelettes a posé le problème du choix des conditions à la frontière pour le profil puisque les gouttelettes sont en réalité une phase discrète. Alors, il faut que les objets solides soient vus par cette phase comme des frontières perméables ou des sorties afin que sa vitesse près du profil ne se voie pas modifiée. C'est le cas des phases continues comme l'air qui contournent et qui s'adhèrent aux objets, comportement qui génère un gradient de vitesses dans la direction perpendiculaire aux parois (couche limite).

Malheureusement, en Fluent le type de frontière sélectionnée pour la phase principale est automatiquement imposé aux phases secondaires. Si on définit le profil comme une paroi solide (« Wall ») pour les deux phases, la trajectoire des gouttelettes sera altérée et la captation d'eau ne sera pas réaliste. Le problème se trouve dans la modélisation des gouttelettes. Tel que mentionné précédemment, la formulation Eulérienne les considère comme une phase continue. Cette approche n'est valide que loin des parois, mais il perd de précision près de celles-ci dû à sa nature discrète. Dans une phase continue, l'écoulement adhère aux parois,

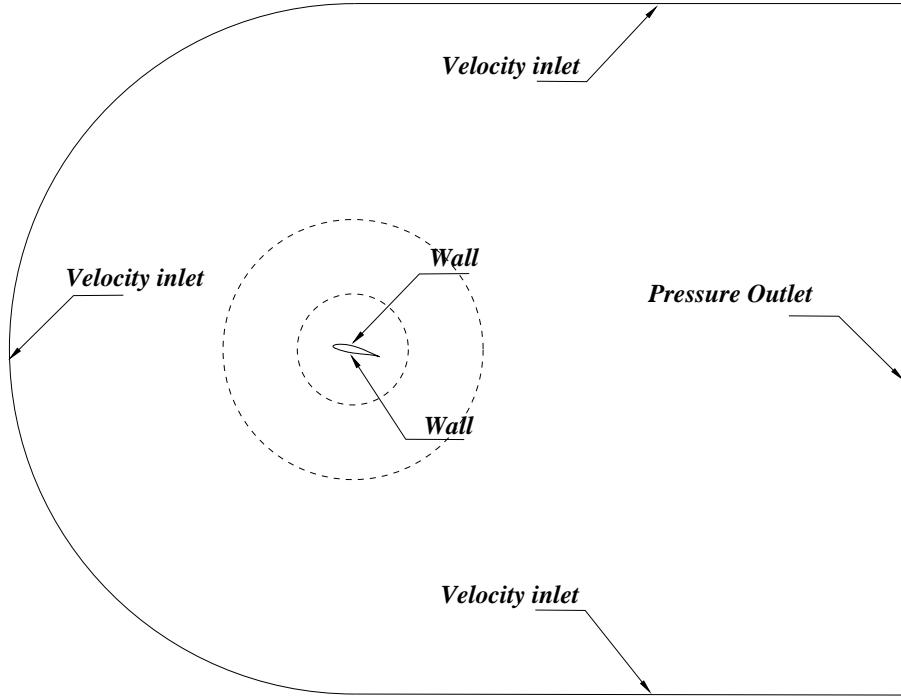


Figure 3.5 Conditions aux frontières

ceci implique que les gouttelettes ralentissent au fur et à mesure qu'elles s'approchent du profil. Cependant, le comportement réel des gouttelettes est complètement différent.

Si on analyse trois gouttelettes qui s'approchent du profil, une après l'autre, toutes à la même vitesse, on remarque que lorsque la première gouttelette impacte le profil la vitesse des autres ne se voit pas modifiée. Également, au moment où la deuxième entre en collision, la vitesse de la troisième ne change pas. C'est-à-dire qu'il n'y a pas de gradient de vitesse puisque la présence d'un objet ne modifie pas la vitesse lorsqu'elles s'approchent de celui-ci.

Le problème lié à l'option « Wall » est qu'une vitesse nulle est imposée sur les arêtes qui forment les parois solides. Alors, la vitesse des gouttelettes décroît graduellement près des parois entraînant une erreur dans le calcul de la captation d'eau du profil car, en réalité, les gouttelettes ne ralentissent pas dans cette région. Le problème s'alourdit par la taille des éléments près du profil, ceux-ci sont si petits que le gradient de vitesse prendra plusieurs couches du maillage et la valeur au premier élément sera loin de la vitesse réelle.

Une option pour contourner cet inconvénient est d'imposer sur les arêtes du profil la vitesse des gouttelettes égale à celle du centre de chaque élément afin de convertir une paroi

solide en une paroi perméable. Plusieurs outils sont disponibles sous Fluent pour manier la valeur des variables à des points déterminés du domaine. Par exemple, imposer la valeur de la vitesse sur une région du domaine afin de simuler les effets des pales en rotation d'un mélangeur. Malheureusement, cette option n'a pas fonctionné, car les résultats obtenus étaient les mêmes que ceux obtenus sans imposer la vitesse sur les parois du profil.

Une autre option sont les UDF (« User Defined Function ») qui permettent de modifier les données du domaine ainsi que d'ajouter des termes aux équations utilisées. D'abord, il a été essayé d'imposer une vitesse non nulle sur les parois du profil, mais encore une fois, ces modifications n'ont pas été prises en compte par Fluent. Possiblement dans le cas des frontières solides, Fluent ne considère pas dans son système d'équations la valeur de la vitesse sur les parois, car elle est nulle et toute modification est simplement ignorée.

Modifier la valeur de la vitesse sur les arêtes qui conforment le profil n'a aucun effet sur les calculs. Cependant, la possibilité qui donne les UDF d'ajouter des termes sources aux équations a permis de rendre le profil perméable. Alors, il a été ajouté aux équations de la continuité, de la quantité de mouvement et de l'énergie, un terme source qui correspond au flux qui devrait traverser le profil si celui-ci était perméable. Ainsi, la vitesse des gouttelettes au centre de l'élément est alors calculée considérant ce flux. Il faut mentionner qu'en Fluent, les valeurs de toutes les variables, y compris la pression, sont calculées au centre de chaque élément. Les valeurs sur les arêtes et sur les noeuds sont interpolées. Quoique la valeur enregistrée par Fluent sur les parois soit toujours zéro, ceci ne nuit qu'à l'affichage de contours de la vitesse lorsque l'option d'interpolation est utilisée. La valeur transférée au modèle thermodynamique est celle du centre de l'élément, car la variation de la valeur entre le centre et l'arête est considérée négligeable, puisque les éléments près du profil sont extrêmement petits en raison de la valeur de « y^+ » utilisée.

Pour déterminer le terme source à utiliser, il a été considéré l'intégrale du terme de convection :

$$\int_V \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i \phi_k) = \int_S (\rho u_i \phi_k) ds \quad (3.17)$$

Où ϕ est la variable transportée et prend les valeurs :

variable = équation
1 = continuité

u_g = quantité de mouvement en x

v_g = quantité de mouvement en y

E_g = énergie

Alors, les termes sources pour la continuité :

$$S_{cont} = -(\vec{v}_g \cdot \vec{A}) \alpha_g \rho_g \quad (3.18)$$

pour la quantité de mouvement dans la direction x :

$$S_x = -(\vec{v}_g \cdot \vec{A}) \alpha_g \rho_g u_g \quad (3.19)$$

pour la quantité de mouvement dans la direction y :

$$S_y = -(\vec{v}_g \cdot \vec{A}) \alpha_g \rho_g v_g \quad (3.20)$$

pour l'énergie :

$$S_E = -(\vec{v}_g \cdot \vec{A}) \alpha_g \rho_g E_g \quad (3.21)$$

Le terme source dans l'équation de l'énergie n'est pas nécessaire puisque le modèle utilisé considère qu'il n'y a pas de transfert de chaleur entre les deux phases. Cependant, le terme source ajouté à l'équation de la quantité de mouvement cause une chute de la température des gouttelettes dans les éléments près du profil, puisque l'énergie cinétique ajoutée est compensée par une perte d'énergie thermique. La température des gouttelettes n'affecte pas celle de l'air ni le coefficient de transfert de chaleur, quoiqu'un message d'erreur indiquant que la température avait été limitée en certains éléments s'affichait. Alors, il a été décidé d'ajouter le terme source à l'équation de l'énergie.

3.2.5 Le coefficient local de collection d'eau

Le coefficient de collection d'eau est défini comme le débit massique d'eau qui entre en contact avec le profil par unité de temps. Il est calculé pour chacune des arêtes sur le profil et c'est une des données principales utilisées par le modèle thermodynamique pour calculer la fraction d'eau qui gèle. Pour simuler numériquement la collection d'eau et afin d'éviter que la trajectoire de gouttelettes soit perturbée, il faut que celles-ci voient les parois du profil comme des frontières perméables et non comme des frontières solides, c'est-à-dire que les gouttelettes peuvent les traverser. Cependant, Fluent ne permet de définir qu'un seul type de frontière pour toutes les phases. Alors, le profil a été défini comme une paroi solide et,

à l'aide d'une UDF, la condition de perméabilité a été forcée pour la phase secondaire (les détails sont montrés à la section 3.2.4). Ainsi, le coefficient local de collection d'eau peut être défini comme le flux de gouttelettes qui passent à travers chacune des arêtes de ces frontières.

Les données nécessaires pour calculer ce coefficient sont obtenues grâce à des simulations effectuées sous Fluent. Comme les équations de continuité et de transport sont définies en fonction des fractions en volume des gouttelettes et de l'air, leur valeur est disponible pour tout le domaine. Alors, pour obtenir la masse totale des gouttelettes contenue dans un élément du domaine, il suffit de multiplier cette valeur par la densité de l'eau. Les autres données sont la vitesse des gouttelettes au centre de l'élément et le vecteur qui définit l'aire de l'arête en question. La vitesse des gouttelettes est prise au centre de l'élément pour la raison citée au paragraphe précédent.

Ainsi, le coefficient est calculé avec l'équation suivante :

$$\beta = \alpha_g \rho_{eau} (\vec{v}_g \cdot \vec{A}) \quad (3.22)$$

- β = coefficient local de collection d'eau
- α_g = fraction volumique des gouttelettes
- ρ_{eau} = densité de l'eau
- \vec{v}_g = vitesse des gouttelettes
- \vec{A} = aire de l'arête

Afin de vérifier le bon fonctionnement de l'UDF, elle a été appliquée dans le calcul du coefficient de collection d'eau d'un cylindre en 2-dimensions, et les résultats obtenus ont été comparés aux données expérimentales utilisées par Boutanios (1999) et Wirogo et Srirambhatla (2003). Afin de mieux évaluer les résultats, une première simulation a été effectuée sans activer l'UDF et une deuxième en l'activant. Pour les deux simulations, les paramètres utilisés sont le diamètre du cylindre 0.1016 m , la vitesse de l'air 80 m/s et le diamètre des gouttelettes $16\text{ }\mu\text{m}$. Dans les graphiques, la valeur sur l'axe des ordonnées est la collection d'eau adimensionnée avec les valeurs à l'infinie, la position nulle sur l'axe des abscisses est le point de stagnation du cylindre.

La figure 3.7(a) montre les résultats obtenus sans utiliser l'UDF. Il peut être observé que le coefficient de collection est extrêmement élevé, comme l'eau ne peut pas traverser l'objet,

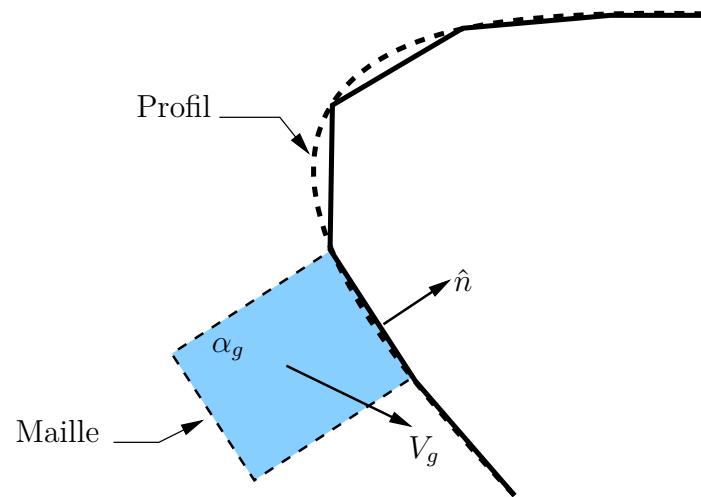


Figure 3.6 Captation d'eau

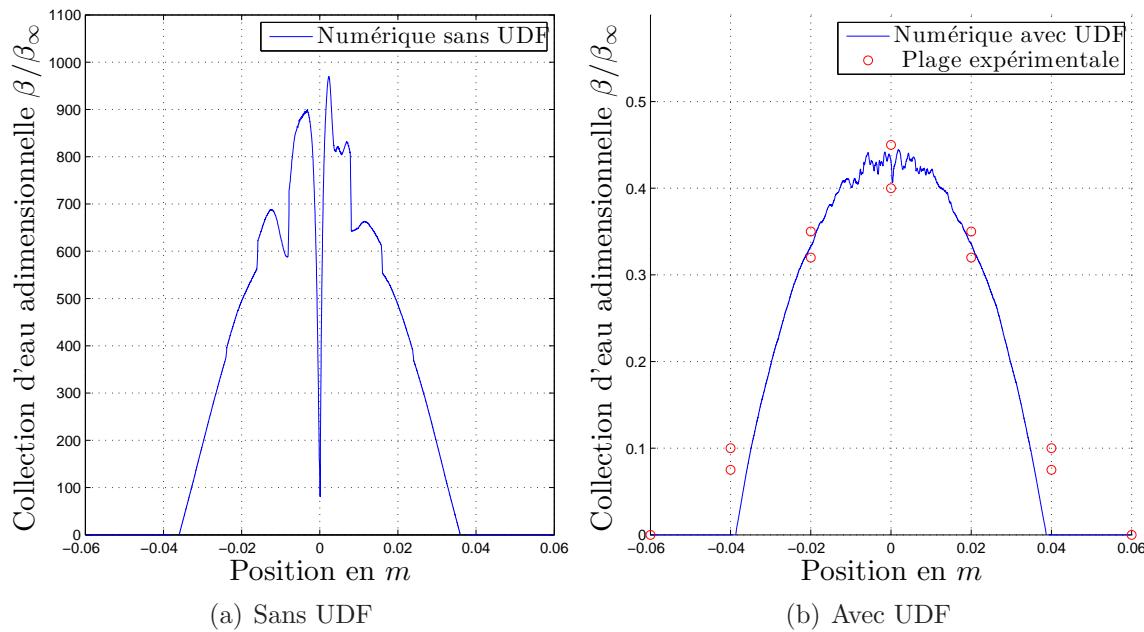


Figure 3.7 Coefficient de collection d'eau d'un cylindre

sa concentration augmente autour de lui, cet effet est accentué par le fait que les éléments du maillage dans cette zone sont trop petits ($y^+ \approx 1$). Par contre, au point de stagnation, la valeur du coefficient décroît considérablement probablement parce qu'à ce point les gouttelettes sont détournées vers les deux côtés du cylindre.

À la figure 3.7(b) sont montrés les résultats obtenus activant l'UDF et la plage de valeurs expérimentales, c'est-à-dire les valeurs minimales et maximales obtenues expérimentalement. On observe que l'UDF a amélioré considérablement les résultats numériques qui sont près des expérimentaux. Aussi, la courbe a la forme typique de la cloche caractéristique des tests sur les cylindres. Cependant, sur le sommet de la courbe, autour du point de stagnation, on observe des oscillations qui peuvent être attribuées à la taille des éléments près du profil. Il a été essayé, sans succès, de les éliminer en variant le réglage des paramètres sous Fluent. Mais, en analysant l'épaisseur de la glace au point de stagnation à partir des résultats numériques, il a été constaté que l'impact des oscillations a été très faible.

3.2.6 Modèle de turbulence

Dans un travail antérieur (Villalpando (2008), Villalpando *et al.* (2011)), ont été analysées les performances de quatre modèles de turbulence, *Spalart – Allmaras*, $k - \epsilon$ *RNG*, $k - \omega$ *SST*, *RSM* (« Reynolds Stress Model »). Le test consistait à calculer les coefficients aérodynamiques d'un profil surtout à un angle d'attaque élevé. L'objectif était de déterminer le modèle le plus approprié pour la simulation numérique des profils givrés, dans l'hypothèse que les grandes zones de recirculation au-dessus d'un profil propre à un haut angle d'attaque sont similaires à celles générées par le décrochage de l'air provoqué par glace accumulée sur le bord d'attaque d'un profil à un angle plus faible.

L'analyse des résultats a montré que le modèle *RSM* est informatiquement très coûteux, car il faut résoudre 3 équations additionnelles et les résultats ne sont pas meilleurs que les autres modèles. Le modèle *Spalart – Allmaras* n'est pas capable de simuler la décroissance de l'énergie cinétique turbulente dans le sillage. Parmi les deux modèles restants, il a été conclu que le modèle $k - \omega$ *SST* donnait les meilleurs résultats. Quoique les résultats donnés par le modèle $k - \epsilon$ *RNG* sont proches de ceux obtenus avec le modèle $k - \omega$ *SST*.

De plus, il a été constaté pendant la sélection des paramètres les plus adéquats pour le calcul des trajectoires des gouttelettes que, Fluent ne permettait que l'utilisation de deux modèles, $k - \epsilon$ et le *RSM*. Ainsi, basés sur les résultats analysés, il a été décidé d'utiliser

le modèle $k - \epsilon$ *RNG*. Il faut remarquer que dans la version la plus récente de Fluent, le modèle $k - \omega$ a été ajouté. Mais, vu la proximité entre les résultats des modèles $k - \epsilon$ *RNG* et $k - \omega$ *SST*, il a été considéré que l'utilisation de l'un ou l'autre n'a pas d'impact considérable sur la valeur du coefficient de collection d'eau du profil.

3.2.7 Sélection du pas de temps entre simulations

Une fois que la collection d'eau est connue, le modèle thermique est appliqué pour calculer la croissance de la couche de glace. Au fur et à mesure que la glace s'accumule, l'écoulement de l'air autour du profil est modifié jusqu'à ce que la valeur calculée de la collection d'eau n'est plus valable. Lorsque cette situation se produit, il faut arrêter le modèle thermique pour faire une nouvelle simulation de l'écoulement. C'est-à-dire, le modèle thermique est valide uniquement pendant une courte période de temps déterminée par la vitesse de croissance de la glace et par l'impact sur l'écoulement.

Une façon de déterminer l'intervalle de temps implique l'intervention de l'usager qui analyserait la forme de la glace et déciderait à quel moment arrêter le modèle thermique. Cette intervention est critique puisque si le temps d'application est trop long, la forme de glace perd en précision parce qu'elle deviendra basée sur des données erronées. D'un autre côté, s'il est trop court, le temps total de la simulation sera trop long, car il faudra faire la simulation de l'écoulement à chaque pas de temps du modèle thermique.

Dans l'intention d'éviter l'intervention de l'usager et d'avoir une base plus technique pour le calcul du pas du temps, la méthode utilisée par le code LEWICE a été appliquée. Cette méthode est basée sur le « paramètre d'accumulation » correspondant à l'épaisseur de la glace rendue adimensionnelle par la valeur maximale du coefficient de collection d'eau et par les données de l'écoulement à l'infini.

$$A_c = \frac{\beta_{max} V_\infty LWC \Delta t (1 + \frac{\varphi}{20})}{c \rho_{gl}} \quad (3.23)$$

On calcule le pas de temps en fixant la valeur de A_c à 0.01,

$$\Delta t = \frac{A_c c \rho_{gl}}{\beta_{max} V_\infty LWC (1 + \frac{\varphi}{20})} \quad (3.24)$$

φ = angle d'attaque du profil

β_{max} = coefficient local maximal de collection d'eau

ρ_{gl}	= densité de la glace
c	= corde du profil
A_c	= paramètre d'accumulation
LWC	= teneur en eau liquide
\vec{v}_∞	= vitesse de gouttelettes à l'infinie

Note : La référence citée indique que la valeur de A_c était limitée à une valeur de 0.1. Cependant, dans l'exemple donné pour illustrer la méthode, il faut utiliser une valeur de 0.01 pour obtenir le même résultat. Il a été supposé qu'il s'agit d'une erreur de frappe dans le document, car pour les cas traités dans cette étude, la valeur de 0,1 donnait un pas de temps supérieur au temps total des simulations. Par contre, avec la valeur de 0.01, le pas de temps est acceptable alors, c'est cette valeur qui a été utilisée dans cette étude.

3.3 Le modèle thermodynamique

Une fois la captation d'eau liquide du profil connue, la quantité d'eau qui gèle sera déterminée avec le modèle thermodynamique. Selon le régime, une partie ou la totalité de l'eau captée se solidifiera sur la surface. En régime sec, lorsque la température de l'air est au-dessous de $-10^\circ C$ toute l'eau captée gèle instantanément après l'impact laissant des cavités d'air attrapées à l'intérieur, ce qui donne une masse de glace rugueuse et opaque. Le régime humide a lieu lorsque la température de l'air est entre $0^\circ C$ et $-10^\circ C$. Dans ce cas, seulement une partie de l'eau gèle au contact du profil et le reste ruisselle vers les panneaux subséquents du profil, augmentant leur captation d'eau. Ce type de régime donne une masse de glace transparente et de surface lisse, car la solidification se fait graduellement laissant le temps à l'air de s'échapper. Dans le cas où la température de l'air est supérieure ou égale à $0^\circ C$, la chaleur latente des gouttelettes surgelées ne sera pas dissipée et l'eau restera à l'état liquide.

Puisqu'en régime sec l'eau gèle immédiatement au contact avec le profil, le volume de glace accumulé peut facilement être calculé en divisant la masse d'eau captée par la densité de la glace. Cependant, en régime humide seulement une partie de l'eau gèle et un modèle thermodynamique est nécessaire pour déterminer quelle fraction d'eau se solidifie sur la surface du profil. Le concept de fraction solide (« freezing fraction ») a été introduit par la première fois par Messinger (1953) qui a effectué un bilan d'énergie considérant la masse d'eau captée et la surface du profil afin de trouver la température d'équilibre de ce dernier. Dans son article, il a présenté une série de graphiques qui permettent de déterminer dans quelles conditions, de température ambiante et de vitesse de l'air, la glace commençait à s'accumuler sur un profil non chauffé qui était d'ailleurs constitué d'un matériau isolant thermique. Les graphiques ont été tracés pour 3 conditions de la température d'équilibre de la surface du profil, lorsque celle-ci est inférieure à $0^\circ C$ (régime sec), égale à $0^\circ C$ (régime humide où le concept de fraction solide a été introduit) et supérieur à $0^\circ C$ (aucune accumulation de glace).

3.3.1 Le modèle de Messinger

À l'époque où Messinger (1953) a publié son article (« Equilibrium temperature of unheated icing surface as function of air speed »), la plupart des travaux portaient sur l'analyse thermique de surfaces chauffées dans des conditions givantes, mais peu avaient été publiés sur les surfaces non chauffées dans les mêmes conditions. Ainsi, le modèle de Messinger est devenu la base pour le développement des modèles thermodynamiques utilisés dans les premiers codes pour simuler l'accrétion de glace dans le domaine de l'aéronautique et les réseaux

de transmission d'électricité.

Pendant la formation de glace, le transfert d'énergie sous forme de chaleur se fait entre l'eau qui arrive, la surface (glacée ou humide) et l'air autour du profil (voir figure 3.8). Les pertes de chaleur sont dues à la convection entre la surface humide ou gelée et l'air à sa proximité, l'énergie nécessaire pour égaler la température des gouttelettes en surfusion à celle de la surface et l'énergie perdue par évaporation ou sublimation selon le régime. Les gains d'énergie sont dus à l'énergie cinétique des gouttelettes, le réchauffement par frottement de l'air et la chaleur latente cédée par l'eau pendant le changement de phase. Selon le principe de conservation de l'énergie, le gain d'énergie doit être égal aux pertes :

$$Q_c + Q_e + Q_d = Q_k + Q_a + Q_l \quad (3.25)$$

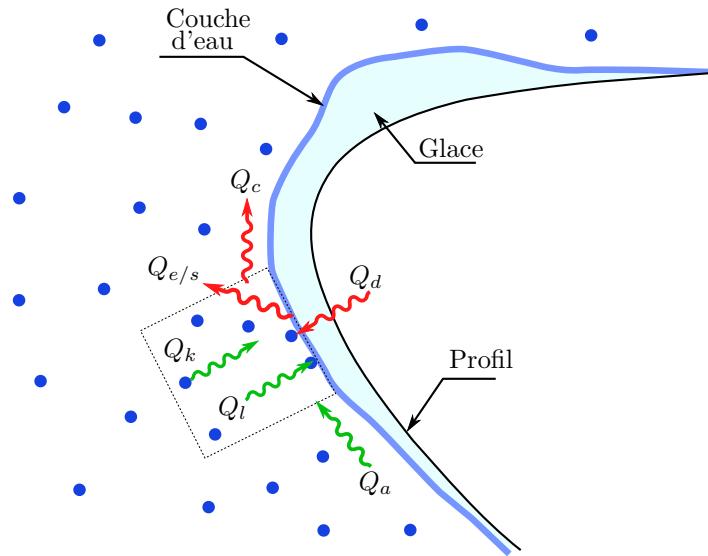


Figure 3.8 Transfert de chaleur sur la surface du profil

La description de chacun des termes du bilan est détaillée dans la suite :

Perte de chaleur par convection :

$$Q_c = h_c(T_s - T_a) \quad (3.26)$$

Perte de chaleur lorsque les gouttelettes en surfusion captées sont réchauffées jusqu'à la température de la surface :

$$Q_d = M_{eau}(\vec{V}_g \cdot \vec{n}) C_{pw}(T_s - T_a) \quad (3.27)$$

où le débit massique capté par l'objet est :

$$M_{eau} = \alpha_g \rho_{eau} (\vec{V}_g \cdot \vec{n}) \quad (3.28)$$

Les pertes de chaleur par évaporation et sublimation sont calculées avec l'équation :

$$Q = \mathcal{X}(e(T_s) - e(T_a)) \quad (3.29)$$

La fonction d'évaporation et de sublimation est calculée avec le polynôme de degré 6 de Lowe (1977), que dans la plage [257 K, 273.15 K] peut être approximée par la droite :

$$e(T) \approx -6.803 \times 10^3 + e_0 T \quad (3.30)$$

Une valeur de $e_0 = 28.03$, donne des résultats avec une précision de 8% pour la même plage de température. Ainsi, en appliquant la fonction à T_s et T_a , les pertes sont calculées comme suit :

Perte de chaleur par évaporation (en régime humide) :

$$Q_e = \mathcal{X}_e e_0 (T_s - T_a) \quad (3.31)$$

où le coefficient d'évaporation est défini comme :

$$\mathcal{X}_e = \frac{0.622 h_c L_E}{C_p P_t L e^{2/3}} \quad (3.32)$$

Perte de chaleur par sublimation (en régime sec) :

$$Q_s = \mathcal{X}_s e_0 (T_s - T_a) \quad (3.33)$$

où le coefficient de sublimation est défini comme :

$$\mathcal{X}_s = \frac{0.622 h_c L_S}{C_p P_t L e^{2/3}} \quad (3.34)$$

Gain de chaleur par le frottement de l'air :

$$Q_a = \frac{r h_c V_a^2}{2 C_p} \quad (3.35)$$

Gain de chaleur dû à l'énergie cinétique des gouttelettes captées par la surface :

$$Q_k = M_{eau} \frac{V_g^2}{2} \quad (3.36)$$

Gain de chaleur généré lorsque l'eau cède sa chaleur latente pendant la solidification,

$$Q_l = \rho_{gh} L_F \frac{\partial B}{\partial t} \quad (3.37)$$

où	$e(T)$	= fonction d'évaporation/sublimation
	e_0	= constante de la fonction d'évaporation/sublimation
	h_c	= coefficient de transfert de chaleur par convection
	\vec{n}	= vecteur normal à l'élément
	r	= facteur de récupération adiabatique ($Pr^{1/2}$ en laminaire ou $Pr^{1/3}$ en turbulent)
	t	= temps
	B	= épaisseur de la glace
	C_p	= chaleur spécifique de l'air
	C_{p_w}	= chaleur spécifique de l'eau
	C_{p_i}	= chaleur spécifique de la glace
	L_e	= nombre de Lewis ($1/Pr$)
	L_F	= chaleur latente de fusion
	L_E	= chaleur latente de vaporisation
	L_S	= chaleur latente de sublimation
	M_{eau}	= débit massique d'eau captée par l'objet par unité de surface
	Pr	= nombre de Prandtl
	P_t	= pression totale de l'écoulement
	T_a	= température de l'air
	T_s	= température à la surface
	\vec{V}_g	= vecteur vitesse des gouttelettes
	V_a	= module de la vitesse de l'air
	V_g	= module de la vitesse des gouttelettes
	χ_e	= coefficient d'évaporation
	χ_s	= coefficient de sublimation
	α_g	= fraction volumique des gouttelettes
	ρ_{eau}	= densité de l'eau
	ρ_{gh}	= densité de la glace en régime humide

Le modèle de Messinger a tendance à calculer une vitesse de croissance de l'épaisseur de glace inférieure à la réalité. Cela est attribuable au fait que le modèle ne considère pas les pertes par conduction dans la couche de glace, ou d'eau, vers le profil. En conséquence, le modèle prédit qu'une fraction plus grande de l'eau captée conservera sa chaleur latente et restera en phase liquide, ralentissant ainsi la croissance de la glace. Une autre faiblesse du modèle est qu'il ne considère pas la nature transitoire de la fraction solide. Ceci a été vérifié par les études réalisées par J. M. Hill (1987) et Haung *et al.* (1993) utilisant l'approche de Stefan. Au début de la formation de glace en régime humide, la fraction solide est égale à 1, c'est-à-dire que la totalité de l'eau gèle immédiatement au contact du profil. Au fur et à mesure que la couche de glace grossit, la fraction solide décroît graduellement jusqu'à atteindre une valeur constante. Dans le modèle de Messinger, la fraction solide a une valeur constante du début à la fin de la simulation.

3.3.2 Le modèle de Myers en une dimension

Afin d'améliorer la prédiction de la fraction solide en régime humide, Myers (2001) s'est basé sur l'approche de Stefan pour développer une équation différentielle pour calculer l'épaisseur de glace. Les équations de l'approche de Stefan sont :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{k_g}{\rho_{gh}C_{p_i}} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (3.38)$$

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{k_{eau}}{\rho_{eau}C_{p_w}} \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \quad (3.39)$$

$$\rho_{gh} \frac{\partial B}{\partial t} + \rho_{eau} \frac{\partial h}{\partial t} = M_{eau} \quad (3.40)$$

$$\rho_{gh} L_F \frac{\partial B}{\partial t} = k_g \frac{\partial T}{\partial z} - k_{eau} \frac{\partial \theta}{\partial z} \quad (3.41)$$

- où h = hauteur de la couche d'eau
- k_g = conductivité thermique de la glace
- k_{eau} = conductivité thermique de l'eau
- z = coordonnée perpendiculaire au profil
- T = température dans la couche de glace

θ = température dans la couche d'eau

L'équation 3.41 est un bilan d'énergie. De cette équation, il peut être déduit que la vitesse de croissance de la couche de glace est proportionnelle aux gradients de température de la couche de glace et de la couche d'eau. Les températures dans la couche d'eau et dans la couche de glace sont fonction de z et du temps ($T(z, t)$ et $\theta(z, t)$). Cependant, les gradients ne sont pas connus, mais si on fait un bilan d'énergie sur la frontière entre l'air et la couche de glace en régime sec, ou bien entre l'air et la couche d'eau en régime humide, cela permet de calculer le gradient au point externe de la couche de glace ou d'eau, et en même temps on fait intervenir les termes utilisés par Messinger dans son modèle.

En régime humide avec $z = B + h$:

$$-k_{eau} \frac{\partial \theta}{\partial z} = (Q_c + Q_e + Q_d) - (Q_a + Q_k) \quad (3.42)$$

En régime sec avec $z = B$

$$-k_g \frac{\partial T}{\partial z} = (Q_c + Q_s + Q_d) - (Q_a + Q_k + M_{eau}L_f) \quad (3.43)$$

On suppose qu'il n'y a pas de perte à l'interface entre la couche de glace et la surface du profil, de sorte que la température de la glace au point de contact est égale à la température sur la surface du profil.

$$T(0, t) = T_p \quad (3.44)$$

La température à l'interface entre la couche de glace et la couche d'eau, c'est-à-dire le point où a lieu la transition de l'état liquide à solide, est égale à la température de solidification de l'eau.

$$T(B, t) = \theta(B, t) = T_f \quad (3.45)$$

où T_f = température de solidification de l'eau
 T_p = température sur la surface du profil

Le modèle de Myers considère aussi que :

1. La densité de l'eau et de la glace ne dépendent pas de la température, mais les valeurs pour le verglas et le givre sont différentes.
2. la température des gouttelettes est égale à la température de l'air.
3. Le profil est considéré beaucoup plus massif que la glace accumulée sur sa surface et avec une conductivité thermique infinie de sorte que sa température demeure constante pendant la simulation. Dans cette étude, sa température est considérée égale à celle de l'air.
4. Les gouttelettes sont à la même température que l'air.
5. Le changement de phase se fait à une température de 273.13 K

Utilisant l'analyse dimensionnelle, les équations 3.38 et 3.39 sont exprimées sous la forme quasi stationnaire (« quasi-steady »).

$$\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \approx 0 \quad (3.46)$$

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \approx 0 \quad (3.47)$$

Pour des couches relativement minces, comme dans le cas de la glace sur les profils aérodynamiques, le temps nécessaire pour atteindre l'équilibre thermique dans toute l'épaisseur de la couche est considérablement inférieur au temps nécessaire pour que la croissance de la couche d'eau ou de glace modifie la distribution de température. C'est-à-dire que même lorsque la hauteur de la couche augmente faiblement, elle est déjà en équilibre thermique. En intégrant deux fois les équations 3.46 et 3.47 et en appliquant les conditions limites 3.44 et 3.45 pour T , et pour θ les conditions 3.45 et 3.42 sont appliquées. Les équations obtenues sont :

$$T = \left[\frac{T_f - T_p}{B} \right] z + T_p \quad (3.48)$$

$$\theta = T_f + \frac{(Q_c + Q_s + Q_d) - (Q_a + Q_k)}{k_{eau} + h \frac{Q_c + Q_d + Q_e}{(T_f - T_a)}} \quad (3.49)$$

La hauteur de la couche d'eau est obtenue en intégrant l'équation 3.40 :

$$h = \left(\frac{M_{eau}}{\rho_{eau}} \right) (t - t_g) - \left(\frac{\rho_{gh}}{\rho_{eau}} \right) (B - B_g) \quad (3.50)$$

les termes t_g et B_g sont respectivement le temps et l'épaisseur du givre lorsque le verglas apparaît pendant le processus d'accrétion de glace.

Ainsi, si les équations de la température de la couche de glace, de la couche d'eau et de la hauteur h sont remplacées dans l'équation 3.41, l'équation différentielle obtenue pour le calcul de B serait :

$$\rho_{gh}L_F \frac{\partial B}{\partial t} = \frac{k_g(T_f - T_p)}{B} - k_{eau} \frac{Q_a + Q_k - (Q_c + Q_d + Q_e)}{k_{eau} + h \frac{Q_c + Q_d + Q_e}{(T_f - T_a)}} \quad (3.51)$$

Dans le travail de Haung *et al.* (1993), il a été remarqué que le processus d'accrétion de glace commence toujours avec une fraction solide égale à 1. En régime sec, elle conserve cette valeur pendant toute la simulation, mais en régime humide sa valeur diminue graduellement jusqu'à une valeur stable conservée pour le reste de la simulation. Ce comportement est dû au fait que la température du profil est considérée égale à la température des gouttelettes en surfusion, de sorte qu'au moment où les gouttelettes entrent en contact avec sa surface, le phénomène de nucléation a lieu et l'eau gèle immédiatement, sa chaleur latente étant dissipée par le profil. Au fur et à mesure que la glace s'accumule, la chaleur latente ne peut pas être complètement dissipée par le profil puisque la glace agit comme un isolant thermique et une partie de l'eau captée reste à l'état liquide.

C'est l'équation différentielle 3.51 qui permettra de calculer, en régime humide, la hauteur de la glace, B , en fonction du temps (voir la figure 3.9). Le premier terme de l'équation représente la perte de chaleur vers le profil. Le deuxième terme est en réalité le bilan d'énergie du modèle de Messinger. Au dénominateur, le deuxième terme représente le transfert de chaleur dans la couche d'eau. Ce terme peut être négligé dans les simulations à 2 ou 3 dimensions puisque l'épaisseur de la couche est mince, due à ce que l'eau ruisselle sur le profil dans la direction de l'écoulement d'air.

Considérant qu'en régime humide, la transition entre le givre et le verglas se fait graduellement, la valeur de B_g est obtenue en combinant les équations 3.40 et 3.41 :

$$B_g = \frac{k_g(T_f - T_p)}{M_{eau}L_F + [Q_a + Q_k - (Q_c + Q_d + Q_e)]} \quad (3.52)$$

Cette équation permet de calculer la hauteur du givre lorsque le verglas commence à apparaître. L'équation peut donner une valeur de B_g négative, positive ou infinie. Une valeur négative indique que la glace ne se formera jamais. Une valeur infinie indique que le verglas n'apparaîtra jamais et que la totalité de la glace accumulée sur le profil sera du type sec.

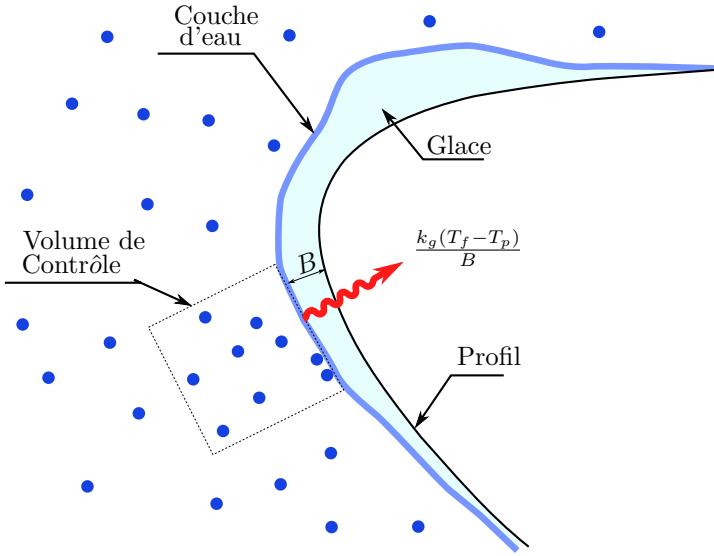


Figure 3.9 Transfert de chaleur à travers la couche de glace

- Si $T_f - T_p < 0$ alors B_g est négative et il n'aura pas accumulation de glace, car la température du profil est au-dessus de la température de solidification de l'eau.
- Si $M_{eau}L_F + [Q_a + Q_k - (Q_c + Q_d + Q_e)] < 0$ alors B_g est négative ou infinie, ainsi la chaleur latente des gouttelettes sera complètement dissipée et le verglas n'apparaîtra jamais.

Puisqu'en régime sec toute l'eau captée par le profil gèle au contact avec le profil, la hauteur de la glace accumulée est calculée en appliquant le principe de conservation de la masse :

$$B = \frac{M_{eau}}{\rho_g} t \quad (3.53)$$

Avec cette équation, on calcule le temps t_g :

$$t_g = \frac{\rho_g}{M_{eau}} B_g \quad (3.54)$$

3.3.3 Le modèle de Myers en 2 dimensions

Pour extrapoler le modèle à 2 dimensions, il faut considérer le ruissellement de la fraction d'eau qui reste à l'état liquide vers l'élément suivant. Le principe est illustré à la figure 3.10. Pour calculer la masse qui sera transférée, il faut appliquer le principe de conservation de la masse : l'eau captée par l'élément plus l'eau ruisselant de l'élément précédent est égale à la masse d'eau transformée en glace plus la masse perdue par évaporation ou sublimation plus

la masse d'eau qui ruissellera vers l'élément suivant. Sous forme d'équation, on aura :

$$M_{eau} + M_{m-1} = f(M_{eau} + M_{m-1}) + M_{e/s} + M_m \quad (3.55)$$

où f = fraction solide

$M_{e/s}$ = masse d'eau évaporée ou sublimée

M_{eau} = masse d'eau captée par le profil

M_m = masse d'eau ruisselant vers l'élément suivant

M_{m-1} = masse d'eau ruisselant de l'élément précédent

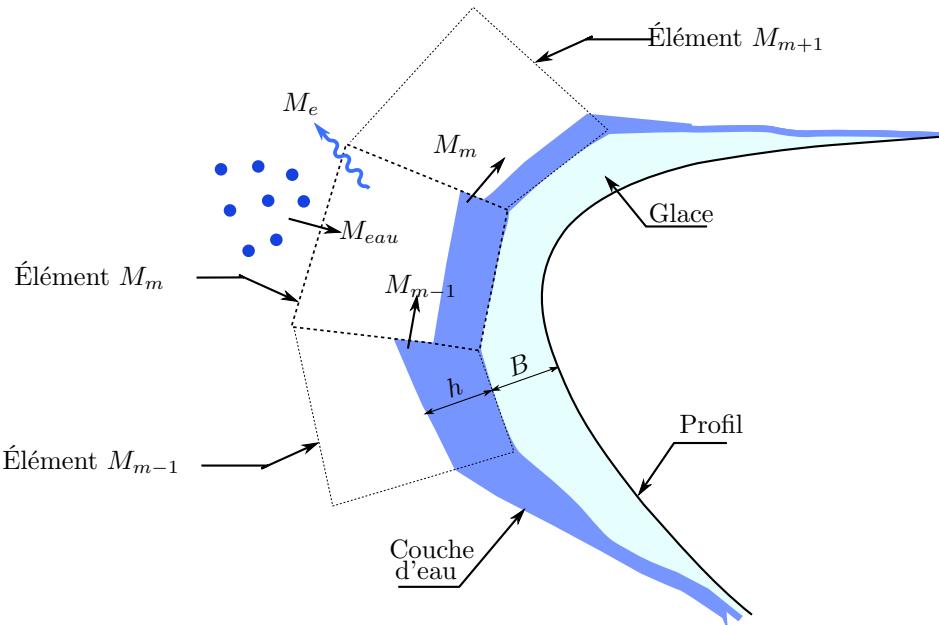


Figure 3.10 Bilan de masse

L'équation employée pour calculer le débit massique d'eau sublimée M_s (régime sec) ou évaporée M_e (régime humide) est définie par :

$$M_{e,s} = \frac{0.7}{C_{p_a}} h_c \left(\frac{p_{v,sur} - p_v}{P} \right) \quad (3.56)$$

où C_{p_a} = chaleur spécifique de l'air

$p_{v,sur}$ = pression de vapeur à la surface de la glace ou de l'eau

p_v = pression de vapeur de l'écoulement

P = pression de l'écoulement

Puisque l'eau ruisselle vers le bord de fuite du profil, l'épaisseur de la couche est plutôt mince et sa hauteur peut varier de quelques millimètres (Myers (2001)) jusqu'à quelques dixièmes de millimètre dans les conditions de vol d'un avion (Myers *et al.* (2002)). Dans le cas des turbines éoliennes, les vitesses ne sont pas très élevées comme dans le deuxième cas, mais il y a l'effet de la rotation. Alors on s'attend à ce que la couche d'eau soit aussi mince. Ainsi, on peut faire les hypothèses suivantes :

1. La conduction à travers l'eau est négligeable et le terme au dominateur de l'équation 3.51 est éliminé.
2. La température dans la couche d'eau est constante et égale à la température de solidification de l'eau, T_f .

Appliquant ces considérations, l'équation 3.51 est transformée en une équation pour des problèmes en 2 dimensions :

$$\rho_{gh} L_F \frac{\partial B}{\partial t} = \frac{k_g(T_f - T_p)}{B} - Q_a - Q_k + (Q_c + Q_d + Q_e) + (Q_{m-1} - Q_m) \quad (3.57)$$

où les termes Q_{m-1} et Q_m représentent l'énergie de la masse d'eau qui ruisselle vers l'élément et celle de la masse d'eau qui migre vers l'élément suivant.

De cette équation, il peut être conclu que le modèle de Myers correspond bien au bilan d'énergie effectué par Messinger, auquel les pertes d'énergie par conduction vers le profil ont été additionnées. Tel que mentionné précédemment, c'est l'absence de ce terme qui fait en sorte que le modèle prédit une vitesse inférieure à la vitesse réelle de grossissement de la glace.

Finalement, la fraction solide est définie comme le ratio entre la masse de glace accumulée et la masse totale d'eau captée par le profil. Alors, en régime sec, la fraction solide est définie par l'équation suivante :

$$f = \frac{\rho_{gs} B}{M_{eau} t} \quad (3.58)$$

Dans ce régime, toute l'eau gèle au contact du profil et sa valeur est toujours égale à 1.

En régime humide l'équation est :

$$f = \frac{\rho_{gs} B_g + \rho_{gh}(B - B_g)}{M_{eau} t} \quad (3.59)$$

Dans ce régime, sa valeur varie entre 0 et 1.

3.3.4 Méthode de résolution

Le modèle thermodynamique de Myers en 2D a été choisi pour effectuer la simulation de l'accrétion de glace sur le profil aérodynamique NACA 63-415. Ainsi, un programme codé sous Matlab qui, en plus de calculer l'épaisseur de glace sur chacun des éléments du maillage du profil, génère un fichier avec les coordonnées du contour actualisé du profil givré. Les simulations de cette étude ont été toujours effectuées à partir d'un profil propre considéré à une température égale à la température de l'air.

Dans le réglage de paramètres sous Fluent, l'équation de l'énergie a été activée. Puisque le profil a été spécifié comme « Wall » dans le menu de réglages, l'option « Température » a été activée, ce qui permet de spécifier la température à la surface du profil et Fluent calcule le flux de chaleur.

Lorsque le profil est propre, tous les éléments sont à la même température que l'air, mais, au fur et à mesure que la glace s'accumule, il faut générer un fichier texte qui sera lu par Fluent afin de définir la distribution de température sur le profil. Dans ce fichier est indiquée une température égale à T_f pour tous les éléments couverts de glace et une température égale à celle de l'air pour le reste des éléments.

Une fois que Fluent a terminé les calculs des champs de vitesses, il transfère les données dans un fichier texte qui sera lu par le modèle thermodynamique programmé en Matlab (la liste de données transférées est donnée à la section 3.2.4). Fluent génère un autre fichier texte où la première ligne indique le temps total de la simulation, ce fichier sera aussi utilisé par le programme du modèle thermodynamique pour avoir un registre des pas de temps utilisés pendant la simulation de l'accrétion de glace.

Le programme du modèle thermodynamique effectue les étapes suivantes pour calculer l'épaisseur de glace (voir le diagramme de flux à l'annexe A) :

1. Lecture du fichier texte contenant toutes les données des champs de vitesse et le flux de chaleur sur la surface du profil.
2. Définition de toutes les constantes du problème, par exemple : les densités et les chaleurs spécifiques de l'eau et de la glace, température de l'air, etc.
3. Calcul du pas du temps avec l'équation 3.24. Pour la période considérée, le temps initial t_0 est égal au temps final de la période précédente, le temps final t_f est égal à t_0 plus le pas de temps calculé. Le temps t_f est ensuite écrit à la fin du fichier de contrôle du

- temps et, avant de continuer, il est comparé avec le temps total de la simulation.
4. La période est alors divisée en 10 intervalles de temps qui sont enregistrés dans une variable afin d'effectuer une itération du modèle thermodynamique sur chacun des intervalles.
 5. Si le temps initial de la période n'est pas zéro, l'épaisseur de la glace accumulée pendant les périodes précédentes est calculée.
 6. Calcul de tous les flux de chaleur dans chacun des éléments (Q_a , Q_k , Q_c etc)
 7. Détermination du point de stagnation sur le profil et une valeur nulle de M_{m-1} est imposée.
 8. Pour chacun des intervalles du temps de la période, les étapes suivantes sont effectuées :
 - (a) Application du modèle thermodynamique sur l'élément au point de stagnation.
 - (b) À partir du point de stagnation, on fait un balayage de tous les éléments vers le bord de fuite suivant deux trajectoires : une sur l'intrados et l'autre sur l'extrados.
 - (c) On analyse le signe du numérateur de l'équation 3.52 afin de déterminer s'il y aura formation de glace sur le profil. Dans le cas négatif, on impose une augmentation de l'épaisseur de glace B nulle et une masse M_m égale à la masse de l'eau captée plus la masse d'eau ruisselant de l'élément précédent.
 - (d) Dans le cas positif, avec les équations 3.52 et 3.54, on calcule l'épaisseur de la glace B_g et le temps t_g lorsque le verglas apparaît pour la première fois.
 - (e) Ensuite, on compare B_g avec l'épaisseur de glace calculée dans la période précédente, si ce dernier est supérieur à B_g , alors on passe à l'étape 8(e)ii. Sinon, on effectue les étapes suivantes :
 - i. On considère que pendant cet intervalle de temps s'accumulera uniquement du givre et on calcule sa hauteur avec l'équation 3.52. Cette valeur est ensuite additionnée à l'épaisseur calculée à l'étape 5.
 - A. Si l'épaisseur calculée est inférieure à B_g , alors cette valeur est conservée et les valeurs assignées à la fraction solide et à la masse M_m sont zéro, ensuite on passe au prochain élément.
 - B. Si l'épaisseur calculée est supérieure à B_g , l'épaisseur accumulée est remplacée par la valeur de B_g et le temps initial pour cet intervalle est aussi remplacé par la valeur de t_g . Ensuite, on passe à l'étape 8(e)ii.
 - ii. L'équation 3.57 est résolue utilisant la méthode de Runge-Kutta d'ordre quatre afin d'obtenir la hauteur B pendant cet intervalle. La valeur est ajoutée à la

hauteur de glace accumulée dans les intervalles précédents. Finalement, la fraction solide est calculée avec l'équation 3.59, la masse d'eau transférée au prochain élément avec l'équation 3.55. Ensuite, on passe à l'élément suivant.

9. Une fois l'itération sur tous les intervalles de temps de la période terminée, les vecteurs déterminant la direction de la croissance de la glace sont calculés. Les vecteurs partent du centre de l'élément en direction perpendiculaire à celui-ci. Finalement, ils sont enregistrés dans une variable.
10. Les coordonnées du périmètre actualisé du profil givré sont déterminées avec les vecteurs calculés au pas précédent.
11. Une itération sur tous les éléments est effectuée afin d'éliminer les boucles sur le contour et les angles trop aigus entre éléments susceptibles de compromettre le maillage de la prochaine étape.
12. Un fichier texte contenant toutes les coordonnées du profil actualisé est généré. Ce fichier sera lu par Gambit pour mailler le profil qui sera utilisé dans le pas de temps suivant.
13. Un fichier texte contenant la température à chacun des points du profil est généré. La température des points où il y a de la glace est égale à T_f . Pour les points où il n'y a pas de glace, la température est égale à T_a .

CHAPITRE 4

RÉSULTATS

Pour valider la méthodologie développée dans ce travail, ont été utilisées les données expérimentales obtenues au LIMA par Hochart (2006). Ce dernier a analysé l'impact des événements givrants sur l'exploitation des parcs éoliens. Son travail est basé sur des données expérimentales recueillies en 2005 au parc éolien situé près de la ville de Murdochville, au Québec (Fortin *et al.* (2005b), Fortin et Hochart (2005)). Pendant cette période, de l'hiver au printemps 2005, il y a eu treize événements givrants qui ont été répertoriés, mais seulement deux ont été utilisés dans son étude.

Une application alternative de ce travail est l'étude des systèmes antigivre, c'est-à-dire les systèmes qui évitent la formation de glace sur les profils. Dans le domaine éolien, deux types sont utilisés : les éléments chauffants et la recirculation d'air chaud dans l'intérieur des pales. Afin de déterminer la rentabilité de ces systèmes, il est nécessaire de connaître l'énergie thermique nécessaire pour empêcher que l'eau captée se transforme en glace. Ainsi, des modifications mineures ont été effectuées afin de pouvoir appliquer la méthode proposée pour le calcul de l'énergie requise. Dans la deuxième partie de cette section, les données expérimentales obtenues par Mayer *et al.* (2007) ont été utilisées pour comparer les résultats obtenus numériquement avec le modèle de cette étude.

4.1 Simulation numérique de l'accrétion de glace

Au parc éolien de Murdochville sont en exploitation approximativement 60 générateurs du modèle Vestas V80 de 1,8 MW de puissance. Les dimensions exactes de la pale ne sont pas connues, mais on sait qu'elles sont composées de deux types de profils aérodynamiques. Un d'entre eux est possiblement le NACA 63-415 qui a été aussi le profil utilisé par Hochart (2006) dans son étude. Les dimensions de la pale varient en fonction de sa position radiale. De plus, la vitesse relative est calculée comme la somme vectorielle de la vitesse tangentielle et la vitesse de l'air.

Les types d'événement givant choisis sont des brouillards givrants qui sont caractérisés par leur teneur en eau liquide LWC , le diamètre moyen des gouttelettes D_g , la température

T_a et la vitesse V_a de l'air. Le tableau 4.1 montre les conditions pour chacun des brouillards (la dernière colonne est la durée totale de l'événement en heures) :

Tableau 4.1 Caractéristiques des brouillards givrants

Brouillard	LWC	D_g	T_a	V_a	temps
1	0.218 g/m^3	38.3 μm	-1.4°C	8.8 m/s	6.0 h
2	0.242 g/m^3	40.5 μm	-5.7°C	4.2 m/s	4.4 h

Les conditions des deux événements ont été reproduites dans la soufflerie réfrigérée du LIMA afin de déterminer le contour de la glace accumulée sur un profil en aluminium NACA 63-415 de 20 cm de corde. Ce sont ces contours qui étaient utilisés pour valider la méthodologie proposée dans cette étude.

Les simulations numériques de l'accrétion de glace ont été effectuées pour les six cas analysés par Hochart (2006). Les six cas correspondent à trois sections d'une pale analysées avec les deux événements givrants. La position radiale des trois sections est montrée aux figures 4.1 et 4.9. Il y a un léger décalage entre les positions analysées pour chaque événement, mais les positions sont pratiquement les mêmes.

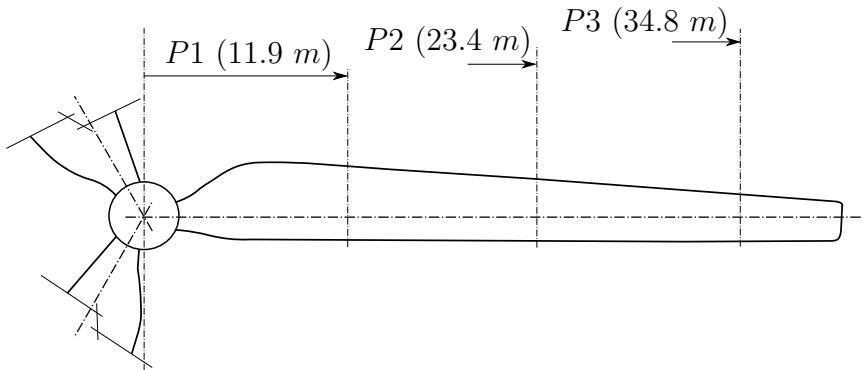


Figure 4.1 Position radiale des sections

4.1.1 Brouillard givrant 1

Les sections testées avec le brouillard givrant 1 sont identifiées à la figure 4.1 avec les codes $P1$, $P2$ et $P3$. Dans ce cas, l'angle de vrillage de la pale n'a pas été considéré, donc les

trois sections ont été analysées avec un même angle d'attaque de 13° .

La mise à l'échelle des conditions météorologiques de ce brouillard givrant a été réalisée par Hochart (2006) utilisant la méthode de Anderson (2004). Les variables fixes sont la corde du profil de $0,20\text{ cm}$ et le diamètre maximal des gouttelettes que la soufflerie peut produire qui est de $27.6\text{ }\mu\text{m}$.

Tableau 4.2 Paramètres utilisés pour le brouillard givrant 1

<i>Profil</i>	<i>Rayon</i>	<i>V_{rel}</i>	α	D_g	<i>LWC</i>	T_a	<i>temps</i>
<i>P1</i>	11.9 m	19.9 m/s	13°	$27.6\text{ }\mu\text{m}$	0.37 g/m^3	-1.4°C	14.8 min
<i>P2</i>	23.4 m	38.0 m/s	13°	$27.6\text{ }\mu\text{m}$	0.48 g/m^3	-1.4°C	15.1 min
<i>P3</i>	34.8 m	56.0 m/s	13°	$27.6\text{ }\mu\text{m}$	0.48 g/m^3	-1.4°C	24.8 min

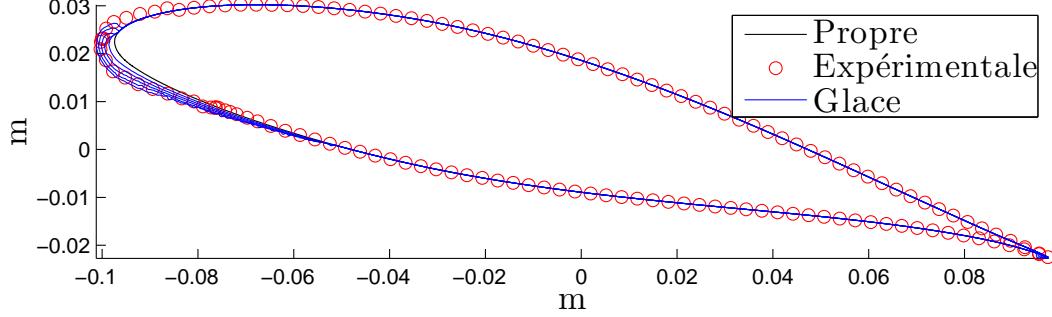
Section *P1*

La section *P1* se trouve près du moyeu et sa vitesse relative est la plus basse des trois cas. Il faut aussi remarquer qu'après la mise à l'échelle des paramètres, la teneur en eau liquide est 30% plus faible que les deux autres cas. En soufflerie, le temps total du test a été de 888 s (14.8 min), les pas de temps utilisés dans les simulations numériques sont donnés au tableau 4.3.

Tableau 4.3 Pas de temps en secondes utilisés pour la section *P1*

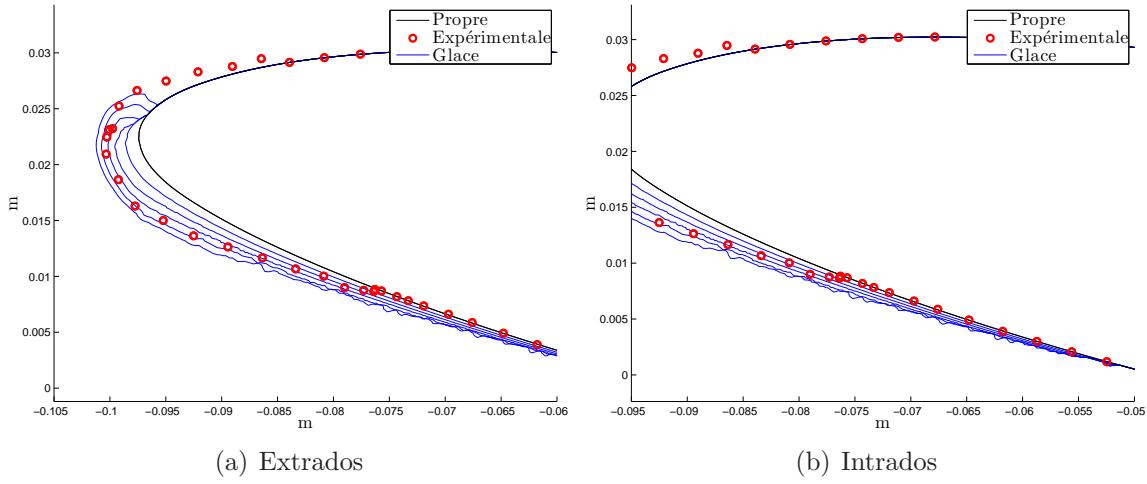
Δt_1	Δt_2	Δt_3	Δt_4	Δt_5
191	166	162	189	180
t_1	t_2	t_3	t_4	t_5
191	357	519	708	888

La figure 4.2 montre les contours de glace calculés numériquement ainsi que le contour obtenu en soufflerie. Sur le bord d'attaque, le modèle a donné une bonne approximation, mais sur le bord de fuite, peut être remarquée une petite corne de glace qui n'est pas présente dans le contour expérimental. La couche de glace est légèrement plus grosse comparée à celle

Figure 4.2 Section $P1$

obtenue expérimentalement.

À la figure 4.3(a), on remarque que la transition du givre au verglas a lieu au 3e pas de temps. À partir de cet instant, l'eau à l'état liquide ruisselle et le verglas s'accumule dans des régions où il n'y a pas de captation d'eau. Aussi, on remarque que le bord supérieur du contour de glace s'est arrêté avant, indiquant que le modèle n'a pas permis à l'eau de ruisseler plus loin. À la figure 4.3(b), on observe le cas contraire, le modèle a prévu un bord placé plus loin que l'expérimental. Aussi, on remarque que le contour présente de petites ondulations qui sont possiblement causées par le pas de temps qui est un peu plus long que les deux autres cas.

Figure 4.3 Bord d'attaque de la section $P1$

Section P2

Pour la section centrale, la vitesse relative est deux fois la vitesse de la section précédente, mais la teneur en eau liquide est inférieure au cas précédent. Le temps total de la simulation est de 906 s (15.1 min), les pas de temps utilisés sont montrés au tableau 4.4.

Tableau 4.4 Pas de temps en secondes utilisés pour la section P2

Δt_1	Δt_2	Δt_3	Δt_4	Δt_5	Δt_6	Δt_7
72	70	73	74	76	76	71
t_1	t_2	t_3	t_4	t_5	t_6	t_7
72	145	218	292	368	444	515
Δt_8	Δt_9	Δt_{10}	Δt_{11}	Δt_{12}		
76	76	77	75	87		
t_8	t_9	t_{10}	t_{11}	t_{12}		
591	667	744	819	906		

Les résultats obtenus sont montrés à la figure 4.4. Le nombre d’itérations effectuées pendant la simulation est presque le double, car le pas de temps utilisé est considérablement inférieur à celui du cas précédent. Comme le pas de temps dépend de la captation d’eau, sa valeur diminue lorsque celle-ci augmente. Dans ce cas, les bords du contour collent mieux avec ceux de l’expérimental, mais sur le bord de fuite le modèle a encore prédit une masse de glace assez importante qui n’est pas présente sur le contour expérimental. Sur l’intrados, l’épaisseur de la glace est considérablement plus importante et la bosse sur le bord d’attaque n’a pas été prédite par le modèle.

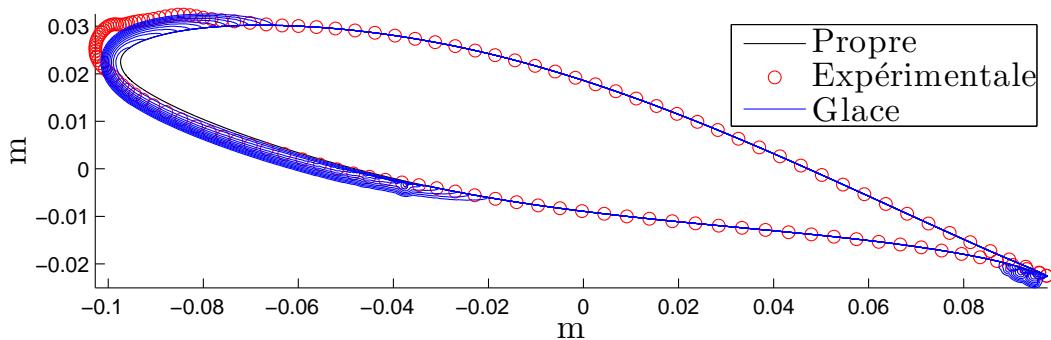


Figure 4.4 Section P2

À la figure 4.5(a) on observe que le bord de la glace sur l'extrados coïncide avec l'expérimental, aussi le modèle a bien prédit la grosseur de la glace dans cette région. Le modèle a eu tendance à arrondir le contour sur le bord d'attaque contrairement au comportement enregistré en soufflerie, où une bosse s'est formée dans cette région.

Sur l'intrados, on observe plus clairement la tendance du modèle à surprédir l'épaisseur de la glace. À la figure 4.5(b), on voit que le bord inférieur prédit est légèrement reculé, mais sa position a été mieux prédite que dans le cas de la section *P1*. Aussi, on voit que l'épaisseur mesurée dans la soufflerie a été atteinte dès le quatrième pas de temps sur presque toute la zone glacée de l'intrados. La transition de givre au verglas a eu lieu pendant le premier pas de temps puisqu'à partir de la deuxième itération, les limites du contour ont commencé à se déplacer, fait qui indique que l'eau a ruisselé.

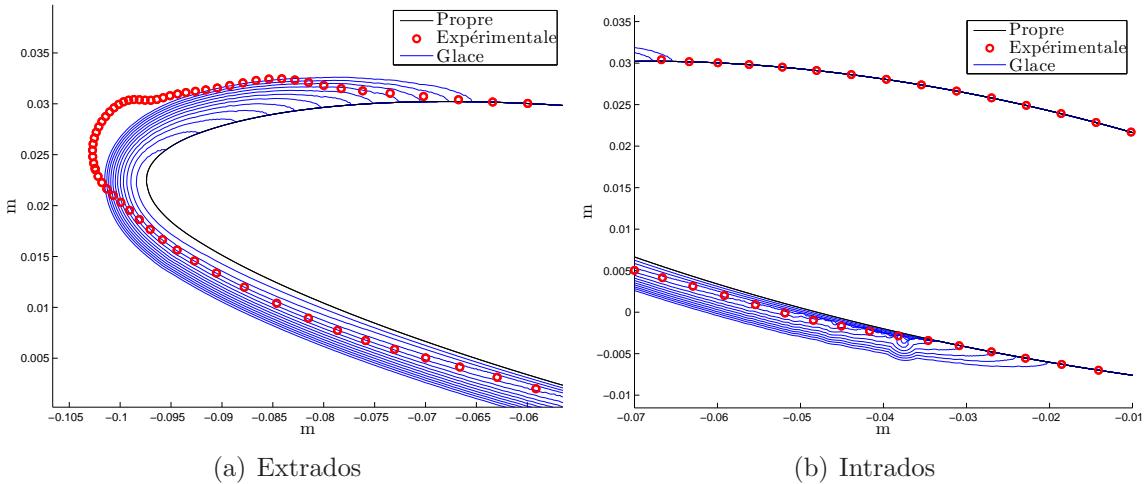


Figure 4.5 Bord d'attaque de la section *P2*

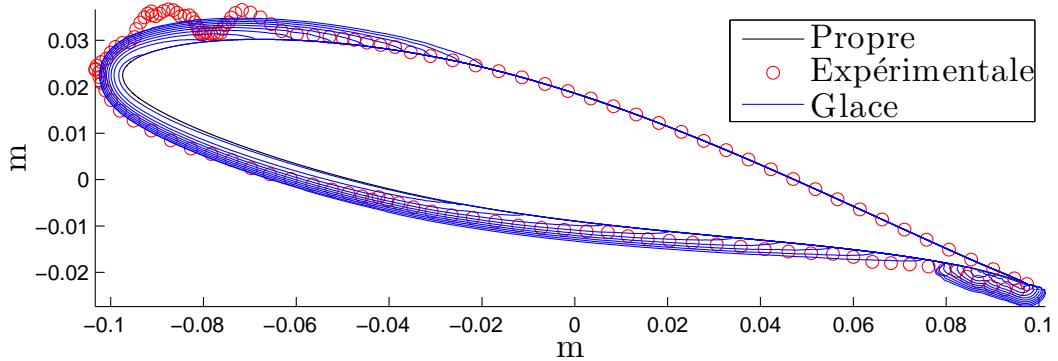
Section *P3*

Cette section est la plus éloignée du moyeu, sa vitesse relative est donc la plus élevée et la durée du test en soufflerie est aussi la plus longue avec 1488 s (24.8 min). L'écart avec la durée des autres sections est possiblement dû à la mise à l'échelle. La vitesse relative élevée rend la captation d'eau du profil aussi plus élevée et, en conséquence, le pas de temps est le plus court des trois sections. Cela augmente considérablement le nombre total d'itérations de la simulation. Le tableau 4.5 montre les pas de temps utilisés pour la simulation numérique.

Tableau 4.5 Pas de temps en secondes utilisés pour la section $P3$

Δt_1	Δt_2	Δt_3	Δt_4	Δt_5	Δt_6	Δt_7	Δt_8	Δt_9	Δt_{10}
47	48	48	48	49	47	49	50	50	50
t_1	t_2	t_3	t_4	t_5	t_6	t_7	t_8	t_9	t_{10}
47	95	143	191	240	287	336	386	436	486
Δt_{11}	Δt_{12}	Δt_{13}	Δt_{14}	Δt_{15}	Δt_{16}	Δt_{17}	Δt_{18}	Δt_{19}	Δt_{20}
51	50	51	51	50	51	51	51	51	51
t_{11}	t_{12}	t_{13}	t_{14}	t_{15}	t_{16}	t_{17}	t_{18}	t_{19}	t_{20}
537	587	638	689	739	790	841	892	943	994
Δt_{21}	Δt_{22}	Δt_{23}	Δt_{24}	Δt_{25}	Δt_{26}	Δt_{27}	Δt_{28}	Δt_{29}	Δt_{30}
51	51	52	52	51	52	51	51	51	32
t_{21}	t_{22}	t_{23}	t_{24}	t_{25}	t_{26}	t_{27}	t_{28}	t_{29}	t_{30}
1045	1096	1148	1200	1251	1303	1354	1405	1456	1488

Les résultats obtenus sont montrés à la figure 4.6. Afin de rendre visible la figure, seulement un tiers des contours est montré. La moyenne des pas de temps utilisés pour cette section est de 50 s , la plus basse des trois sections. Comme c'est le cas dans les sections précédentes, l'écart entre itérations est de quelques secondes. Le pas de temps est resté presque constant tout au long de la simulation, cependant, le ratio de croissance de la glace a diminué avec le temps. Ce comportement est dû au premier terme de l'équation 3.51 qui modélise la perte de chaleur vers le profil. Au fur et à mesure que l'épaisseur de la glace augmente, la perte de chaleur diminue graduellement dû à la conductivité thermique de la glace. La conséquence étant que moins d'eau gèle et que plus d'eau ruisselle sur le profil.

Figure 4.6 Section $P3$

La transition du givre au verglas a eu lieu pendant la première itération. La zone de captation d'eau du profil, lorsqu'il n'y a pas de glace accumulée, est donnée approximativement par le premier contour calculé. Ceci donne une idée de l'effet du ruissellement qui a permis au verglas de recouvrir la totalité de l'intrados. L'effet est aussi visible sur l'extrados, quoique moins fort.

Le contour de glace a été prédit correctement par le modèle sur presque la totalité du profil. Cependant, les cornes sur le bord d'attaque ne sont pas présentes dans le contour numérique. Sur le bord de fuite, comme dans les deux cas précédents, le modèle montre qu'il y a de glace accumulée, mais, contrairement aux cas précédents, cette accumulation est aussi présente sur le contour expérimentalement bien que d'une taille inférieure.

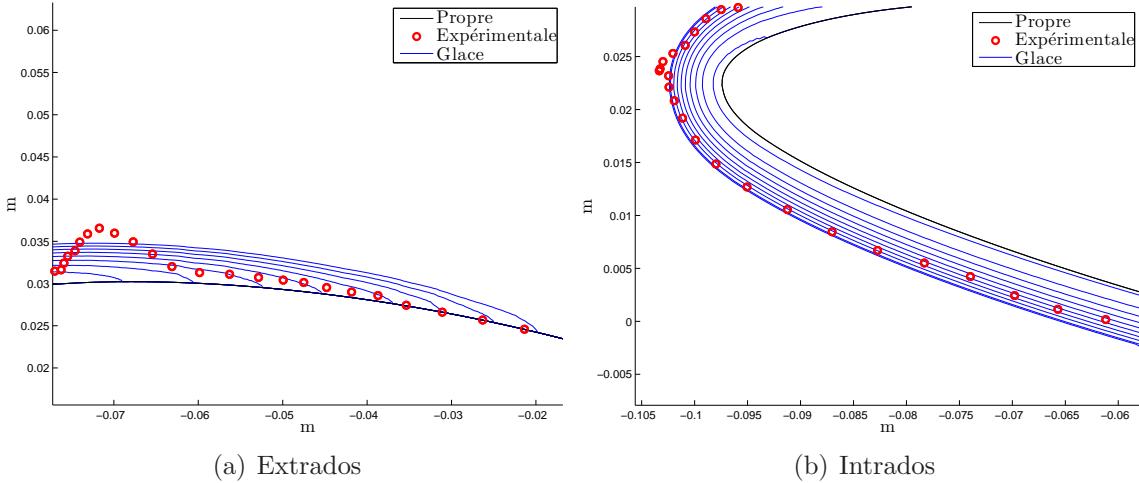


Figure 4.7 Bord d'attaque de la section *P3*

La figure 4.7(a) montre que le contour numérique atteint la limite supérieure du contour expérimental à quelques itérations de la fin de la simulation, mais l'écart est minimum. La surface de l'extrados est complètement recouverte de verglas, la figure 4.7(b) montre que près du bord d'attaque l'épaisseur du verglas correspond bien à celui de l'expérimental, mais lorsqu'on se déplace vers le bord de fuite l'épaisseur a été surprédite.

La figure 4.8(a) montre les contours dans la zone des deux cornes. Près du bord d'attaque, l'épaisseur de la glace a été bien prédite, mais à la position des cornes l'eau a ruisselé vers l'arrière du profil contrairement au contour expérimental où l'eau semble avoir gelée davantage dans cette région. Tel que mentionné précédemment, toute la fraction d'eau qui ne gèle pas est transférée à l'élément suivant. Le modèle ne considère pas ni l'effet de la vitesse de

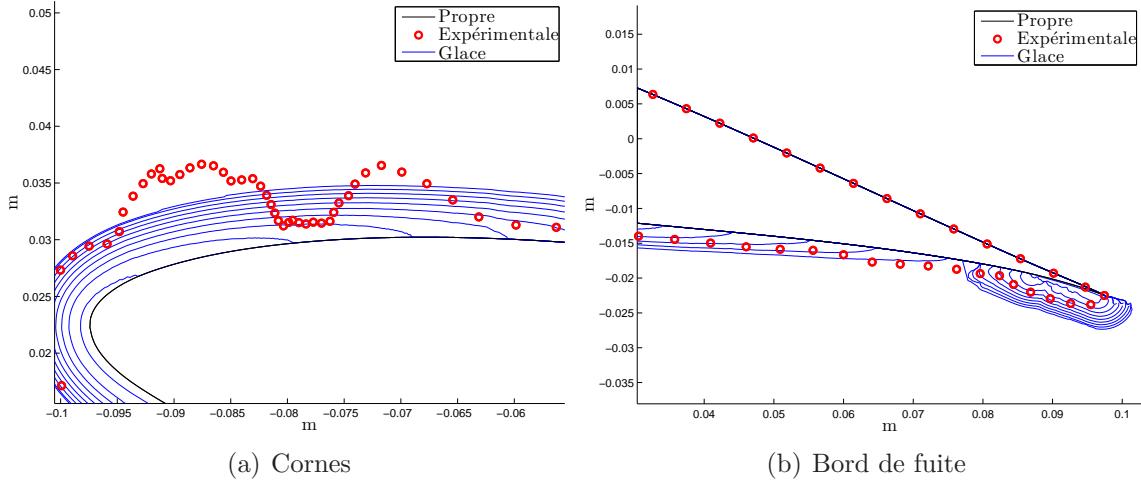


Figure 4.8 Section *P3*

l’air ni l’effet de la gravité sur le ruissellement de l’eau, effets qui peuvent ralentir ou accélérer l’eau dans certaines régions provoquant des variations dans l’épaisseur de la glace. Ceci peut être la cause de l’absence des cornes dans le contour calculé par le modèle.

À juger par la forme des cornes, il semble que l’eau est restée plus longtemps, ou stagnante, dans la zone près du bord d’attaque de sorte que le ratio de croissance de la glace est supérieur à cet endroit générant la première corne. Il paraît aussi qu’après que la première a atteint une certaine hauteur, l’eau a commencé à se détacher du sommet et, dû à son inertie et à l’effet de la gravité, elle est tombée plus loin vers l’arrière pour former la deuxième corne légèrement plus basse et de contour pyramidal. Malheureusement, l’historique du contour expérimental n’est pas disponible pour confirmer ou refuser cette hypothèse.

La figure 4.8(b) montre les contours de glace calculés sur le bord de fuite. Il y a une petite zone sur le contour numérique qui n’est pas couverte de verglas, mais sûrement elle le serait si le modèle avait fait quelques itérations de plus. Le volume numérique de verglas sur le bord de fuite est presque deux fois celui du contour expérimental. Il a été supposé que l’eau arrive au bord de la surface et se détache du profil en forme de gouttes, ceci réduit la quantité d’eau disponible et, en conséquence, la masse accumulée sur la surface. Contrairement au modèle qui considère que toute la masse d’eau reste sur le profil, ce qui explique la masse excessive accumulée à cet endroit et sa tendance à entourer le bord de fuite.

4.1.2 Brouillard givrant 2

Les trois sections sont identifiées avec les codes $P4$, $P5$ et $P6$, leur position sur la pale est montrée à la figure 4.9. L'angle d'attaque est différent pour chacune des sections puisque l'angle de vrillage de la pale a été considéré. Le tableau 4.6 montre les paramètres utilisés pour simuler les conditions du brouillard givrant 2, les mêmes utilisés pour faire le réglage des simulations numériques. Les paramètres ont été mis à l'échelle en considérant les mêmes variables fixes que pour le brouillard givrant 1.

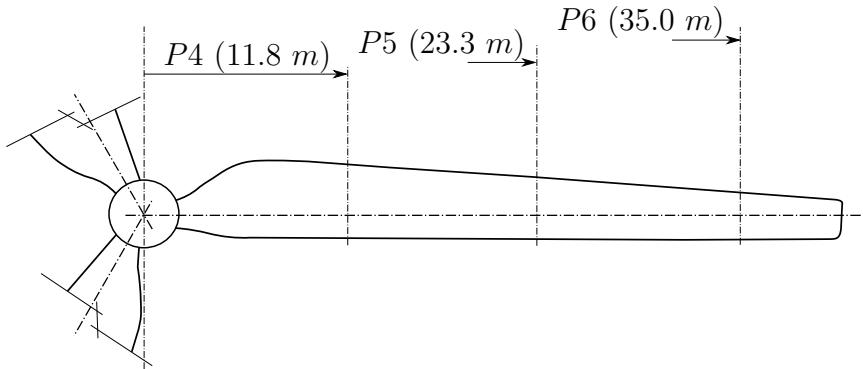


Figure 4.9 Position radiale des sections

Tableau 4.6 Paramètres utilisés pour le brouillard givrant 2

Profil	Rayon	V_{rel}	α	D_g	LWC	T_a	temps
$P4$	11.8 m	18.7 m/s	3°	27.6 μm	0.37 g/m ³	-5.7°C	10.6 min
$P5$	23.3 m	36.7 m/s	7°	27.6 μm	0.48 g/m ³	-5.7°C	11.8 min
$P6$	35.0 m	55.0 m/s	9°	27.6 μm	0.48 g/m ³	-5.7°C	19.6 min

Ce brouillard fut considéré comme un événement en régime sec dans les tests expérimentaux, mais avec une température de l'air de -5,7°C, l'accumulation de glace se fait en régime humide, car le givre apparaît à des températures inférieures à -10°C MacArthur *et al.* (1982). Les contours expérimentaux montrent, dans certaines zones du profil, des accumulations de glace irrégulières caractéristiques du régime sec. Mais, le reste du profil présente des surfaces lisses caractéristiques du régime humide. Les résultats numériques obtenus avec cet événement sont des surfaces lisses similaires aux résultats obtenus avec les paramètres du brouillard givrant 1. Ainsi, une série de simulations a été ajoutée forçant le modèle à calculer

l'accumulation de glace en régime sec afin de mieux évaluer l'écart entre le modèle et les contours expérimentaux. La modification faite est très simple, car en réalité le régime sec n'a pas besoin d'un modèle thermodynamique puisque toute l'eau est convertie en glace et le calcul se réduit à égaler la masse d'eau à la masse de givre afin de calculer l'épaisseur de la couche de glace.

Section *P4*

La première section, comme dans le cas précédent, est aussi la section avec la plus basse vitesse à cause qu'elle est près du centre de rotation de la pale. Cependant, son angle d'attaque est considérablement inférieur à celui du brouillard givrant 1. Le temps total de la simulation est de 636 *s*(10.6 *min*), 4 *min* plus court que celui de la section *P1*. Le tableau 4.7 montre les pas de temps utilisé pour les simulations numériques. Comme l'angle d'attaque est de quelques degrés, la captation d'eau est faible, car le profil expose aux gouttelettes une surface plus petite. Ceci a eu un impact sur le pas de temps qui a augmenté de 50% par rapport à la section *P1*, car il est inversement proportionnel à la captation d'eau.

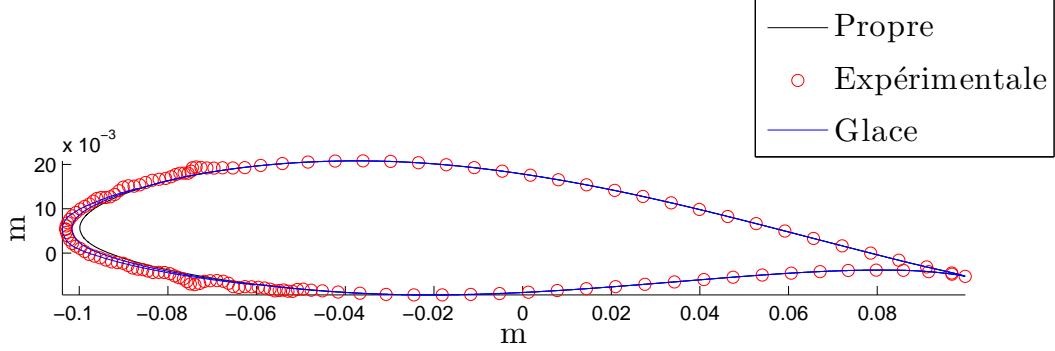
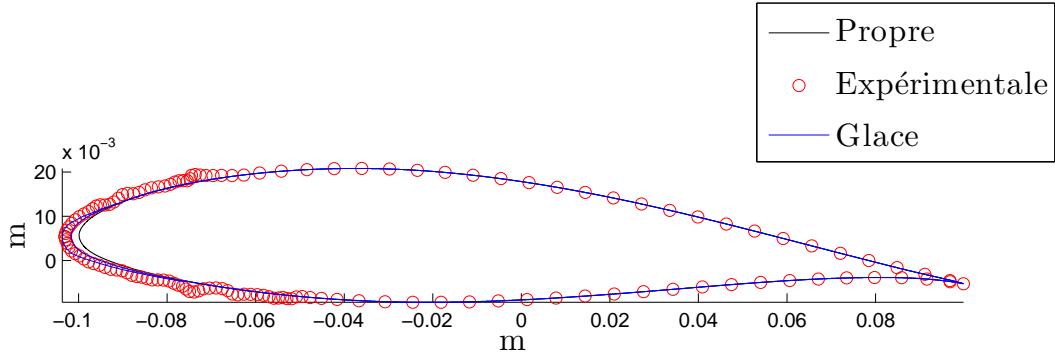
Tableau 4.7 Pas de temps en secondes utilisés pour la section *P4*

Δt_1	Δt_2
295	341
t_1	t_2
295	636

Il faut mentionner qu'au moment de calculer le pas de temps, le programme ajuste la durée de la dernière itération afin d'éviter qu'elle soit trop courte comparée aux pas de temps précédents. Pour ce cas, les 46 *s* qui restaient ont été ajoutés au dernier pas de temps ($295\text{s} + 46\text{s} = 341$).

Les figures 4.10 et 4.11 montrent les résultats obtenus en régime humide et sec respectivement. Le contour expérimental couvre approximativement la même longueur des deux côtés du profil (intrados et extrados).

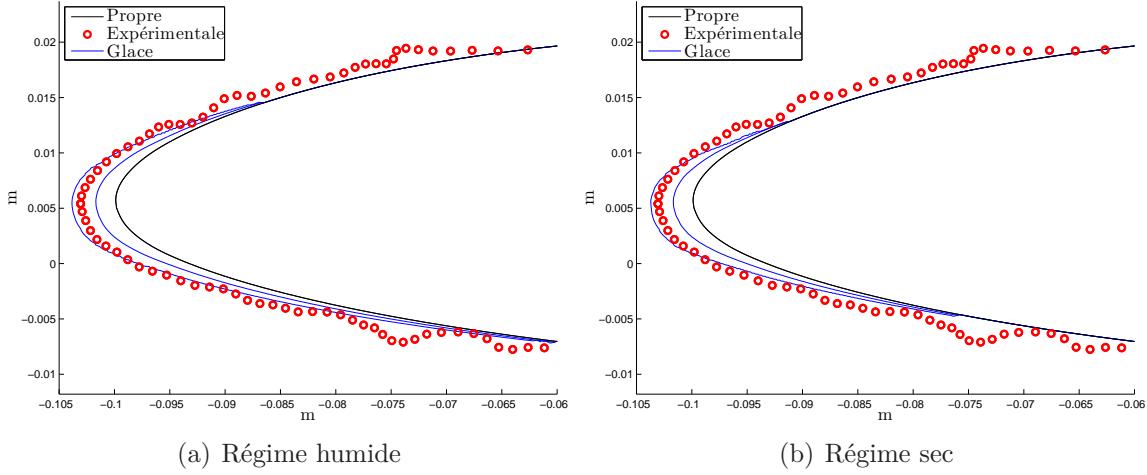
Il peut être observé que de petites protubérances se sont formées des deux côtés du profil, mais sur l'intrados, la première est légèrement plus grande que les autres possiblement

Figure 4.10 Section $P4$ en régime humideFigure 4.11 Section $P4$ en régime sec

à cause de l'effet de la gravité. De la part des résultats numériques, aucune des deux simulations n'a réussi à reproduire les protubérances. En régime humide, la couche de glace s'est étendue sur une surface plus large du profil, mais pas suffisamment pour arriver aux limites du contour expérimental. Évidemment, en régime sec la zone couverte de givre est plus petite, car l'eau ne ruisselle pas. Il peut être aussi observé que, contrairement à la section $P1$, il n'y a pas d'accumulation de glace sur le bord de fuite dû au faible angle d'attaque.

Les figures 4.12(a) et 4.12(b) montrent le bord d'attaque du profil. On observe clairement qu'en régime sec, la couche de glace croît seulement dans la zone où il y a captation d'eau. Par contre, en régime humide, l'eau ruissèle et gèle plus loin.

La figure 4.12(a) montre que même en régime humide, l'eau n'a pas ruisselé suffisamment pour atteindre les bords du contour expérimental qui sont encore plus loin. Dans les deux régimes, l'épaisseur de la glace coïncide avec celle du contour expérimental.

Figure 4.12 Bord d'attaque de la section *P4*

Section *P5*

Pour cette section, l'angle d'attaque a augmenté à 7° , un peu plus de la moitié de l'angle des sections analysées avec la première condition givrante. La durée du test en soufflerie a été de 708 s ($11,8\text{ min}$), le tableau 4.8 montre les pas de temps utilisés. En général, ils sont 20% plus longs que ceux utilisés dans les simulations de la section *P2*, ceci est dû à l'écart entre les angles d'attaque. Pour cette section seulement, les résultats présentés sont uniquement obtenus avec le modèle thermodynamique forcé à calculer en régime sec.

Tableau 4.8 Pas de temps en secondes utilisés pour la section *P5*

Δt_1	Δt_2	Δt_3	Δt_4	Δt_5	Δt_6	Δt_7	Δt_8
92	90	89	90	90	87	85	85
t_1	t_2	t_3	t_4	t_5	t_6	t_7	t_8
92	182	271	361	451	538	623	708

À la figure 4.13, on voit que le contour expérimental présente une corne assez haute, cependant la corne à l'arrière d'elle ne s'est pas formée comme dans le cas de la section *P3*. Il semble que la pente prononcée de la corne a fait ralentir l'eau dans cette zone gelant sans qu'aucune goutte n'ait été projetée vers l'arrière pour former la corne. Sur l'intrados, on aperçoit une protubérance produite peut-être par l'effet de la gravité. Les résultats numériques montrent un contour irrégulier avec une concentration de glace sur le bord d'attaque où se

trouve la zone qui a plus de captation d'eau. Sur l'intrados, le contour présente plusieurs protubérances qui graduellement deviennent de moins en moins importantes au fur et à mesure que la captation d'eau diminue. Pour cette section, le modèle n'a pas prédit l'accumulation de glace sur le bord de fuite.

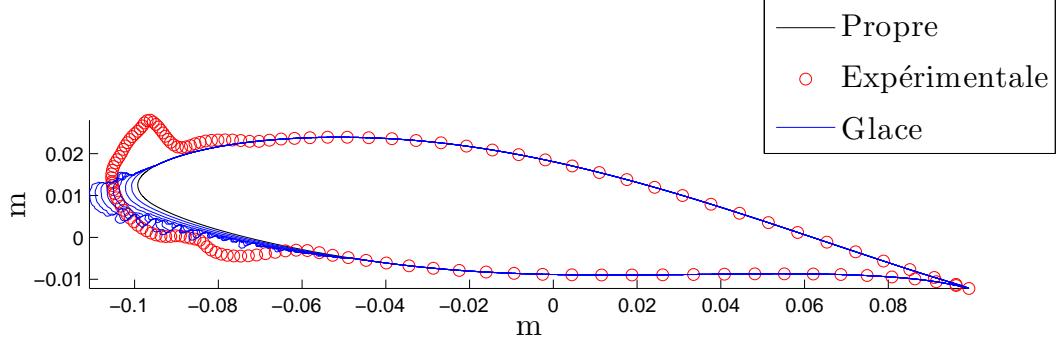


Figure 4.13 Section $P5$ en régime sec

La figure 4.14(a) montre que la croissance du givre a été principalement sur le bord d'attaque et en absence de captation d'eau et de ruissellement, l'extrados est resté sans givre. Ceci indique que la corne présente dans le contour expérimental a été formée par le ruissellement de l'eau. Aussi, on apprécie mieux les protubérances sur le profil, les vallées ont commencé à apparaître lorsque la hauteur des protubérances a bloqué la trajectoire des gouttelettes vers cette zone. La figure 4.14(b) montre que le bord inférieur du contour est près de la position de celui de l'expérimental. Aussi, il peut être observé comment le contour numérique devient plus lisse dans la zone de faible captation d'eau.

Section $P6$

La vitesse relative est la plus élevée des trois sections, l'angle d'attaque est aussi le plus grand, mais il est toujours inférieur à celui des cas analysés avec la condition givrante des trois premiers cas. La durée de la simulation est de 1176 s (19.6 min) et les pas de temps utilisés pour la simulation numérique sont montrés au tableau 4.9. La durée est 5 minutes plus courte que celle utilisée à la section $P3$, mais le pas de temps moyen est quelques secondes plus longue.

Aux figures 4.15 et 4.16 sont montrés les contours calculés en régime humide et sec ainsi que le contour obtenu en soufflerie. Ce dernier présente une corne sur l'extrados près du

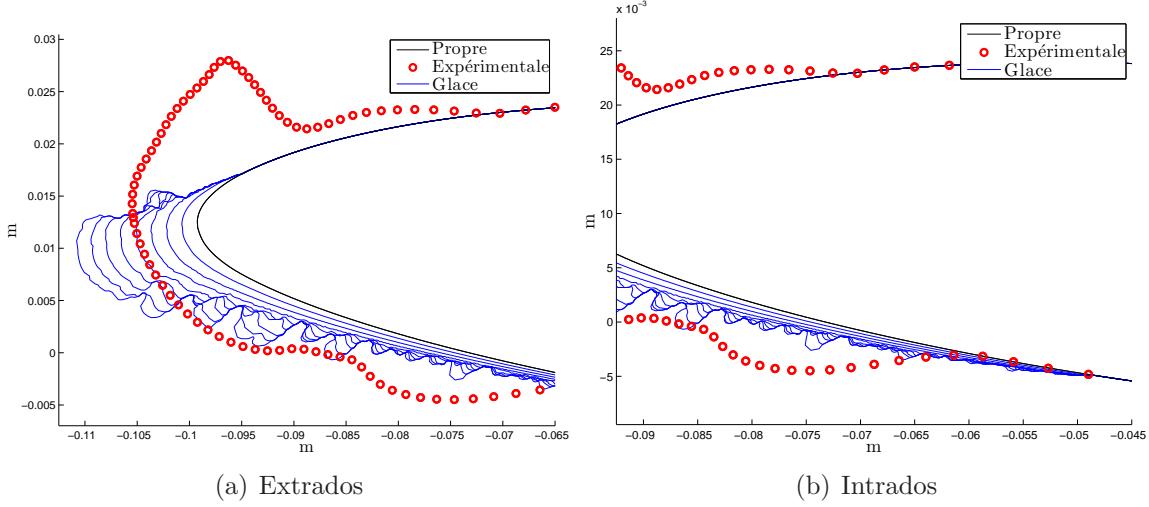


Figure 4.14 Section *P5*

bord d'attaque. Sur l'intrados, la glace couvre presque la moitié du profil et présente une corne pointue suivie de deux protubérances. Aucun des résultats numériques n'a réussi à reproduire les cornes sur le bord d'attaque. Le contour obtenu en régime humide montre que l'eau a ruisselé sur le profil en gelant sur une distance beaucoup plus longue que dans le cas expérimental, cette situation s'est aussi reproduite sur l'intrados, mais en moindre degré.

Tableau 4.9 Pas de temps en secondes utilisés pour la section *P6*

Δt_1	Δt_2	Δt_3	Δt_4	Δt_5	Δt_6	Δt_7	Δt_8	Δt_9	Δt_{10}	Δt_{11}
55	55	57	57	56	57	58	57	58	57	58
t_1	t_2	t_3	t_4	t_5	t_6	t_7	t_8	t_9	t_{10}	t_{11}
55	110	167	224	280	337	395	452	510	567	625
Δt_{12}	Δt_{13}	Δt_{14}	Δt_{15}	Δt_{16}	Δt_{17}	Δt_{18}	Δt_{19}	Δt_{20}	Δt_{21}	
58	59	58	59	58	58	59	59	59	24	
t_{12}	t_{13}	t_{14}	t_{15}	t_{16}	t_{17}	t_{18}	t_{19}	t_{20}	t_{21}	
683	742	800	859	917	975	1034	1093	1152	1176	

Il faut remarquer que le contour expérimental ne couvre pas la totalité de l'intrados comme cela a été le cas pour la section $P3$, c'est-à-dire que dans cette section l'eau a gelé davantage dû à une température de l'air plus basse.

En régime humide, le givre s'est accumulé principalement sur le bord d'attaque avec une

corne formée pratiquement en direction perpendiculaire au profil. Le reste du contour montre des protubérances prononcées dans la direction de l'écoulement d'air.

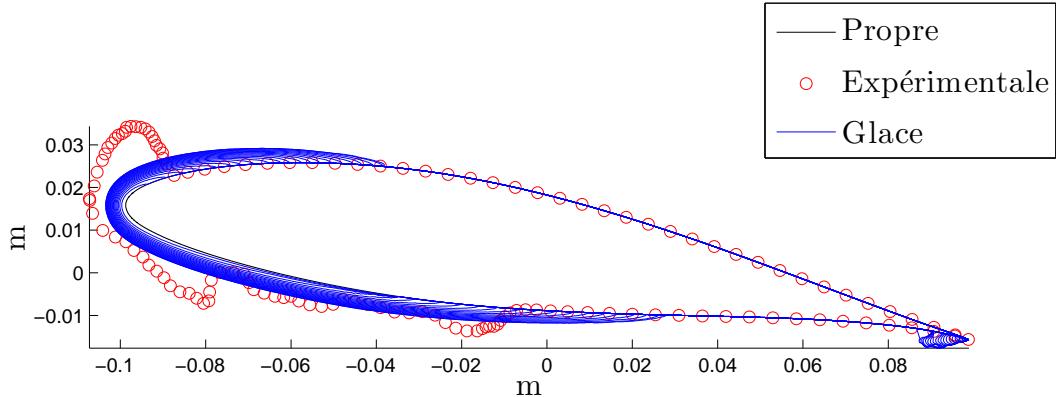


Figure 4.15 Section *P6* en régime humide

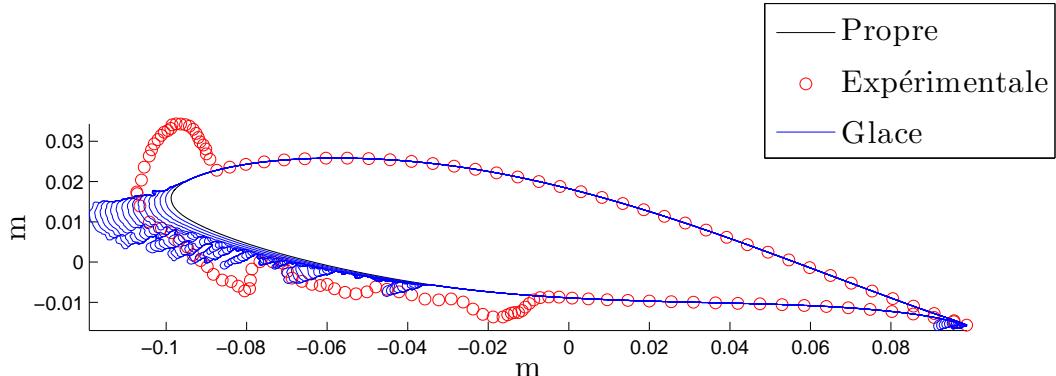
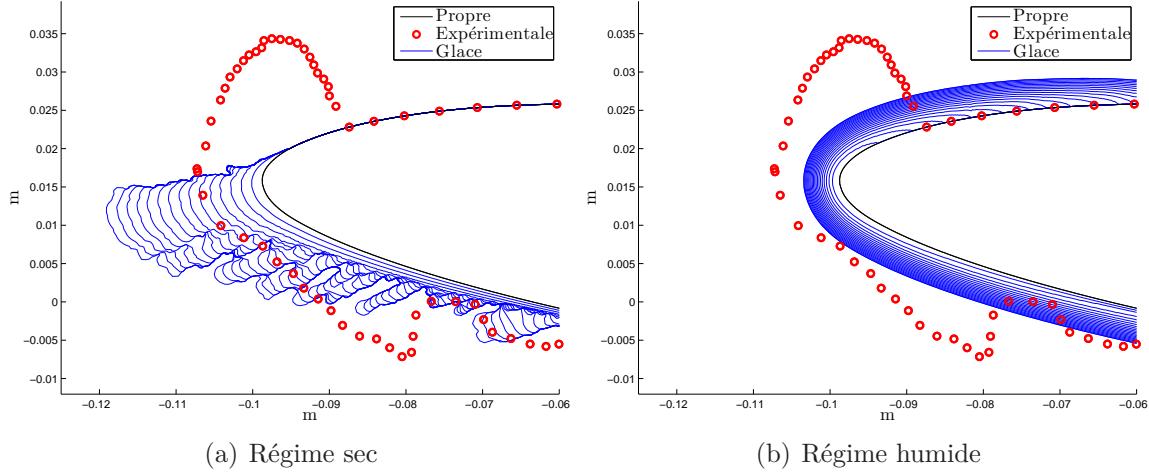


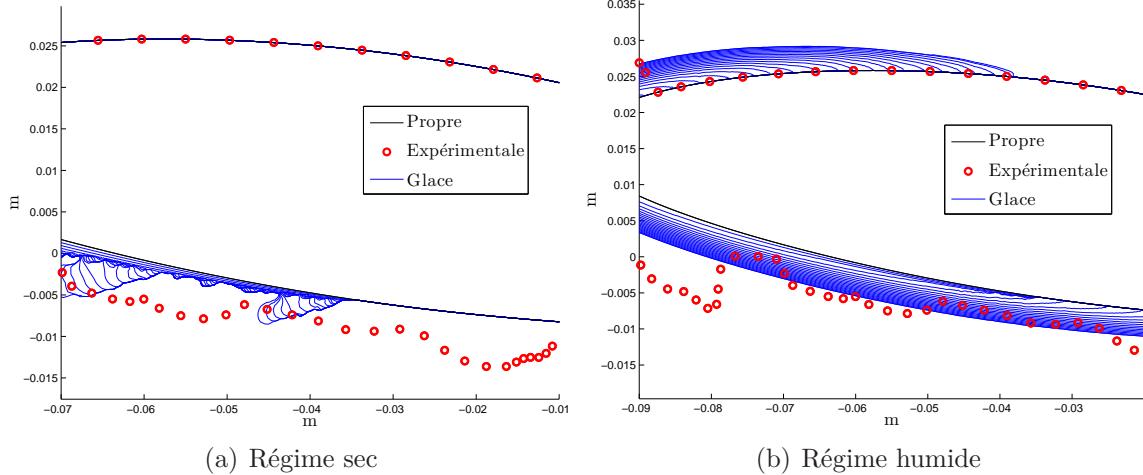
Figure 4.16 Section *P6* en régime sec

Les figures 4.17(a) et 4.17(b) montrent les contours de glace sur le bord d'attaque. On peut apprécier les différences entre les résultats du modèle thermodynamique en régime humide et sec.

En régime humide le contour est lisse, caractéristique du verglas. Par contre, en régime sec le contour est irrégulier avec plusieurs bosses et vallées de givre, qui d'ailleurs complique davantage le maillage. Aussi, il peut être observé que pendant sa croissance, la corne a bloqué la captation d'eau des zones où initialement il y en avait.

Figure 4.17 Bord d'attaque de la section *P6*

Les deux cornes du contour expérimental se trouvent pratiquement sur le bord d'attaque contrairement à la section *P3* où les cornes se trouvent uniquement sur l'extrados et plus à l'arrière. La cause de ce comportement est peut-être que l'eau gèle plus rapidement à cause de la température de l'air formant ainsi les deux cornes sur chaque côté du bord d'attaque du profil. Aussi, la corne sur l'intrados a une forme plus pointue possiblement due à l'effet de la gravité qui fait que l'eau s'accumule sur le point le plus bas.

Figure 4.18 Intrados de la section *P6*

Dans les figures 4.17(a) et 4.17(b) est montrée une section de l'intrados. En régime sec, la croissance du givre a eu lieu uniquement dans la zone de captation du profil. Aussi, il peut

être remarqué que les protubérances ont bloqué les gouttelettes provoquant la formation de vallées et de zones avec une croissance presque nulle, comme celle montrée à la figure 4.17(a). Dans cette zone, l'épaisseur du contour numérique est similaire à celle de l'expérimental en régime sec, quoique le contour numérique n'arrive pas à couvrir la même surface. À la figure 4.18(b), il peut être observé que dans le contour expérimental, juste après la corne inférieure, une vallée s'est formée possiblement parce que la corne a obstrué les gouttelettes sur cette zone. Le verglas a couvert une surface plus grande sur l'intrados que sur l'extrados dû au ruissellement prononcé de l'eau sur l'intrados. Ce comportement est possiblement causé par la vitesse de l'air et par la gravité qui ont accéléré l'eau lui permettant de parcourir une plus longue distance.

4.2 Calcul de la puissance nécessaire pour éviter que l'eau gèle sur une pale d'éolienne

Dans la section précédente a été appliquée la méthodologie développée dans ce travail pour déterminer l'évolution dans le temps du contour de la glace accumulée sur une section d'une pale d'éolienne. Ceci permet d'estimer l'impact de la glace sur les performances de la turbine éolienne ainsi que les zones où la glace s'accumule. Cependant, dans le domaine de l'énergie éolienne, il est aussi important de développer et d'analyser des systèmes nécessaires pour pallier au problème de l'accumulation de glace sur les pales des générateurs.

Les systèmes utilisés sont de deux types : les systèmes de dégivrage et les systèmes antigivre. Les systèmes de dégivrage utilisent de l'énergie pour fondre la glace, c'est-à-dire qu'ils entrent en fonction une fois que la glace s'est déjà accumulée sur la pale.

Les systèmes antigivre empêchent l'accumulation de glace sur les pales. Ils entrent en fonction lorsque des conditions givrantes sont présentes et avant que la glace ne commence à s'accumuler. Normalement, ces systèmes utilisent de l'énergie thermique pour réchauffer la surface des pales afin que les gouttelettes ne gèlent pas.

Le modèle thermodynamique utilisé dans la méthodologie effectue un bilan d'énergie pour calculer la quantité d'eau qui gèle. Au moment de geler, l'eau captée par le profil cède sa chaleur latente de fusion, mais si le système n'est pas capable de la dissiper alors l'eau reste à l'état liquide.

En régime sec, dû à la température de l'air (moins de -10°) le système dissipe la totalité de la chaleur latente donc toute l'eau captée gèle instantanément. En régime humide, uniquement une partie est dissipée de sorte que seulement une fraction de l'eau reste à l'état liquide.

Le programme en Matlab du modèle thermodynamique a été modifié pour qu'il calcule l'énergie thermique nécessaire pour éviter que l'eau ne se solidifie. Cette énergie est équivalente à l'énergie nécessaire pour maintenir un bilan d'énergie positif de sorte que l'eau captée par le profil conserve sa chaleur latente de solidification restant à l'état liquide. Les modifications faites au programme sont très simples. Comme le modèle a été conçu pour effectuer le bilan d'énergie sur la couche de glace, on a donc dû imposer une épaisseur de glace arbitraire pour effectuer les calculs. Dans cette optique, l'épaisseur choisie a été d'une dixième de millimètre. Le reste des modifications sont pour éviter les étapes de calcul de l'épaisseur de glace et de la fraction solide.

Pour comparer les résultats, ont été utilisées les données expérimentales obtenues par Mayer (2007), qui a analysé les performances d'un système antigivre composé de quatre éléments chauffants installés sur un profil aérodynamique.

Dans la soufflerie réfrigérée du LIMA, Mayer (2007) a reproduit les conditions de différents brouillards givrants enregistrant la puissance instantanée des éléments chauffants. Ces derniers ont été utilisés pour maintenir à une température préfixée, ou température cible (T_c), la surface du profil dans le but que l'eau ne gèle pas.

Le profil aérodynamique utilisé est le NACA 63-415 avec une corde de 20 cm et une largeur de 50 cm. Sur le profil, ont été installés 4 éléments chauffants de la compagnie OME-GALUX avec une puissance maximale de 1.55 W/m^2 à un voltage de 110 V. La disposition sur le profil est la suivante : deux éléments chauffants ont été installés sur le bord d'attaque et les deux autres sur le bord de fuite. La longueur de chaque élément est de 25,4 mm, à l'exception de l'élément sur le bord d'attaque du côté de l'intrados qui a une longueur de 50.8 mm, car la captation d'eau dans cette zone est la plus élevée. La figure 4.19 montre la disposition des quatre éléments chauffants sur le profil.

Pour maintenir la température de la surface du profil à la température cible T_c , Mayer (2007) a utilisé un système de contrôle électrique qui intègre un programme informatique, des thermocouples et un circuit électrique qui utilise des Triacs (« Triode for Alternating Current »). Les Triacs sont des composants électroniques qui peuvent bloquer partiellement

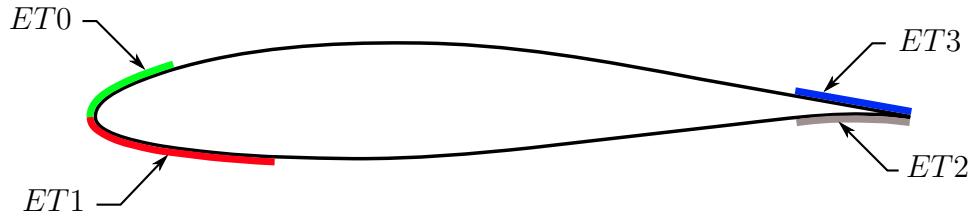


Figure 4.19 Position des éléments thermiques

un signal alternatif comme celle de la tension sinusoïdale d'une prise électrique. Lorsque les Triacs entrent en fonction, une partie du signal est bloquée à tous les demi-cycles, de sorte que les éléments chauffants ne reçoivent qu'une partie de l'énergie disponible. Les thermocouples mesurent la température sur la surface du profil et la transfèrent au programme informatique qui détermine à quel moment les Triacs doivent entrer en fonctionnement.

Les tests en soufflerie ont été effectués sur trois sections d'une pale avec différentes vitesses relatives. La position de chaque section est montrée à la figure 4.20. Les noms de code utilisés sont : D_1 pour la section plus près du noyau, D_2 pour la section centrale et D_3 pour celle près du bord de la pale. L'angle d'attaque pour les trois sections est de 12° qui est l'angle de portance maximale du profil NACA 63-415. Il faut remarquer que les positions des trois sections diffèrent de celles utilisées pour les simulations numériques de l'accrétion de glace dans cette étude.

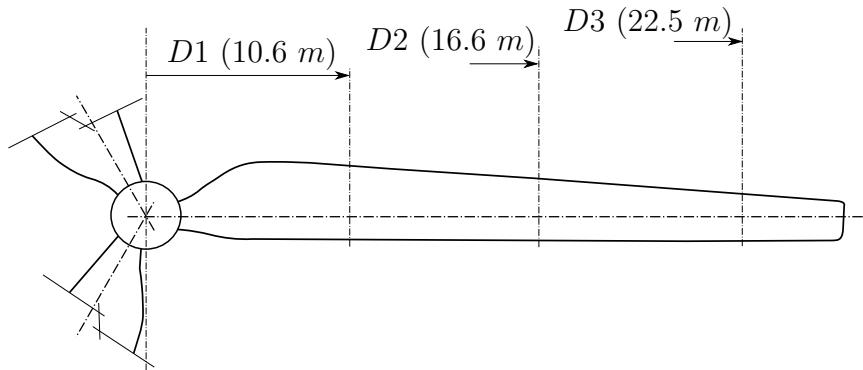


Figure 4.20 Position radiale des sections

Les conditions du brouillard givrant ont été mises à l'échelle utilisant un logiciel disponible au LIMA et développé par Fortin (2003a) en se basant sur la méthode de Anderson (2004), la même méthode que celle utilisée pour mettre à l'échelle les conditions givrantes de la première section de ce chapitre. Au tableau 4.10 sont montrées les conditions utilisées

pour les simulations dans la soufflerie réfrigérée qui ont été aussi employées pour le réglage des paramètres des simulations numériques.

Tableau 4.10 Paramètres utilisés pour les tests antigivre

<i>Section</i>	<i>Rayon</i>	<i>V_{rel}</i>	α	<i>D_g</i>	<i>LWC</i>	<i>T_a</i>	<i>temps</i>
<i>D1</i>	10.6 m	20 m/s	12°	26.7 μ m	0.40 g/m ³	-10°C	14.3 min
<i>D2</i>	16.6 m	30 m/s	12°	26.7 μ m	0.40 g/m ³	-10°C	16.9 min
<i>D3</i>	22.5 m	40 m/s	12°	26.7 μ m	0.40 g/m ³	-10°C	21.7 min

La température cible utilisée pour les tests a été sélectionnée de façon à optimiser le système antigivre, le tableau 4.11 montre les valeurs utilisées qui ont été rapportées par Mayer *et al.* (2007). La méthode utilisée pour sélectionner ces températures est détaillée dans Mayer (2007). En raison des conditions de captation d'eau et de vitesse de l'air, les éléments thermiques sur le bord d'attaque ont une température cible plus élevée que ceux placés sur le bord de fuite.

Tableau 4.11 Température cible pour les éléments thermiques

<i>Section</i>	<i>ET0</i>	<i>ET1</i>	<i>ET2</i>	<i>ET3</i>
<i>D1</i>	5°C	5°C	1°C	1°C
<i>D2</i>	10°C	10°C	1°C	1°C
<i>D3</i>	15°C	15°C	1°C	1°C

Dans son étude, Mayer (2007) a fait un premier test sans activer le système antigivre pour déterminer la forme et les endroits où la glace s'accumulait sur le profil. Dans un deuxième test, le système antigivre a été activé et les contours de la glace ont été mesurés. Les résultats des deux tests ont été comparés afin de déterminer l'efficacité des éléments chauffants. La durée des tests a été la même pour les deux cas.

Les résultats obtenus ont montré que lorsque le système est activé, il n'y a pas d'accumulation de glace sur les éléments chauffants, mais l'eau a ruisselé et a gelé sur les régions du profil qui n'avaient pas été couvertes par la glace dans le premier test. Ce phénomène a été plus évident sur l'intrados. Les figures 4.21, 4.22 et 4.23 montrent en rouge les profils de

glace obtenus sans activer le système et en bleu ceux avec le système activé.

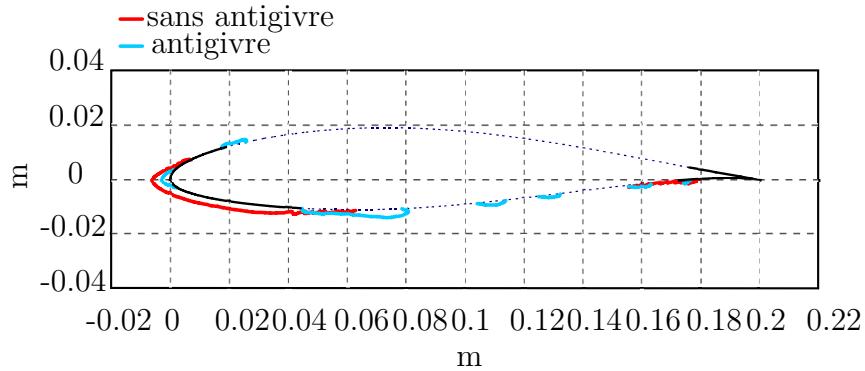


Figure 4.21 Test antigivre sur la section D1 Mayer *et al.* (2007)

L'objectif du système antigivre à éléments chauffants est de maintenir la température constante de l'élément chauffant en limitant la puissance électrique lorsque la température atteint ou dépasse la valeur désirée. Ainsi, pour valider le modèle, la puissance moyenne de chaque élément a été comparée avec l'énergie par unité de temps nécessaire pour éviter que la chaleur latente de solidification de l'eau soit dissipée, et ceci pour les trois sections testées. Comme on cherche à éviter que la glace ne s'accumule sur le profil, une itération du modèle thermodynamique est suffisante pour calculer la puissance nécessaire, donc le temps total montré à la dernière colonne du tableau 4.10 est donné uniquement comme référence.

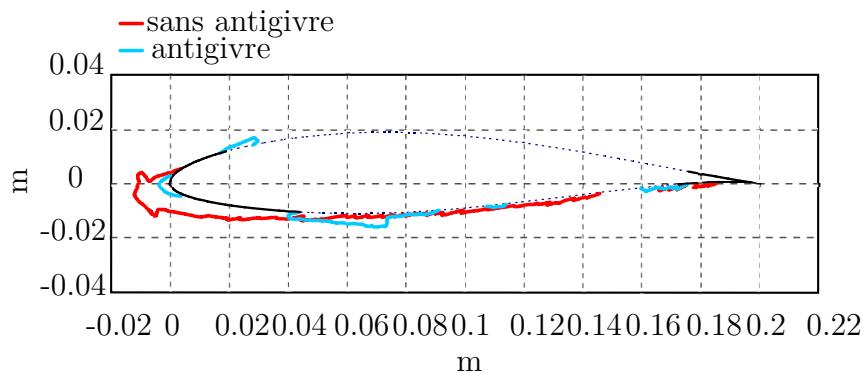


Figure 4.22 Test antigivre sur la section D2 Mayer *et al.* (2007)

Pour les simulations numériques, la puissance de chaque élément thermique est calculée en additionnant les puissances de tous les éléments du maillage qui se trouvent sur la surface

équivalente à celle de l'élément thermique analysé. Il faut se rappeler que l'élément thermique *ET1* couvre une surface deux fois plus grande que les trois autres. Le tableau 4.12 montre les valeurs calculées avec les simulations numériques et le tableau 4.13 montre ceux obtenus avec les tests expérimentaux, les deux tableaux donnent les valeurs en Watts pour une section de pale de 0,5m de largeur.

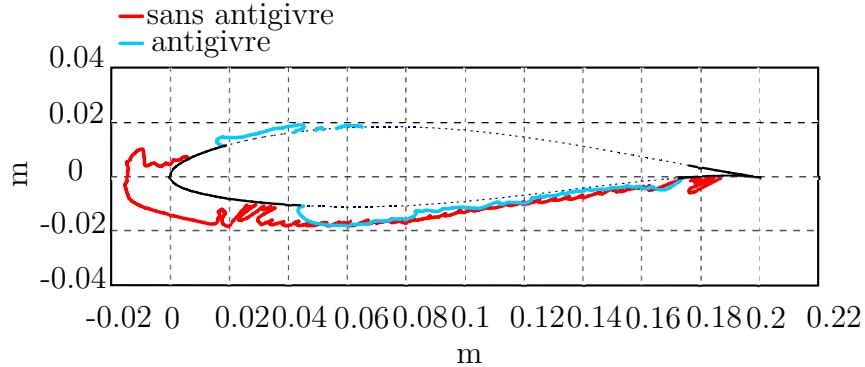


Figure 4.23 Test antigivre sur la section *D3* Mayer *et al.* (2007)

Tableau 4.12 Puissance consommée (numérique)

<i>Élément</i>	<i>Section</i>		
	<i>D1</i>	<i>D2</i>	<i>D3</i>
<i>ET0</i>	35.0	50.0	62.0
<i>ET1</i>	38.0	45.8	49.6
<i>ET2</i>	12.0	15.0	16.5
<i>ET3</i>	8.2	11.0	13.5
<i>Total</i>	93.2	121.8	141.6

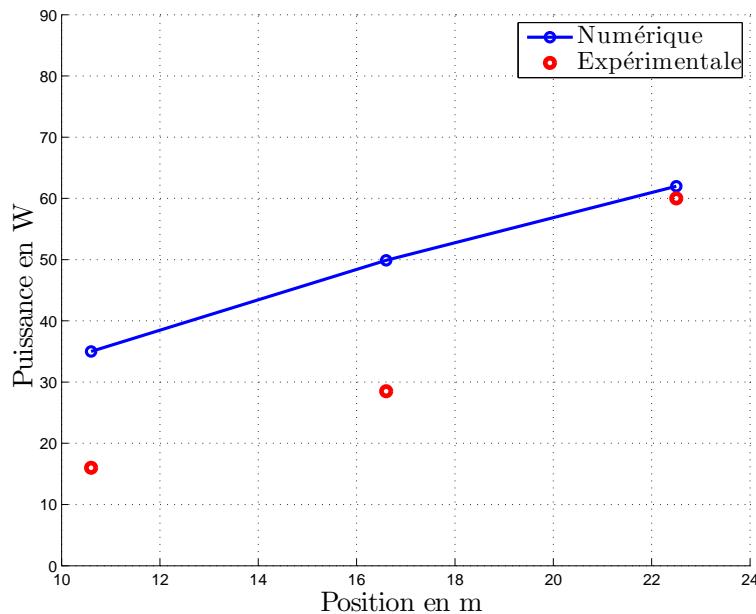
Les résultats numériques et expérimentaux montrent que les éléments qui ont besoin de plus de puissance sont ceux qui se trouvent sur le bord d'attaque. C'est à cet endroit où la captation d'eau et la perte de chaleur par convection sont les plus élevées. Par contre, les éléments placés sur le bord de fuite ont besoin d'une puissance beaucoup plus faible, car la captation d'eau est pratiquement nulle dans cette zone.

Le graphique 4.24 montre les résultats numériques et expérimentaux pour l'élément thermique *ET0*. La pente de la courbe des résultats numériques est pratiquement constante, mais

Tableau 4.13 Puissance consommée (expérimental)

<i>Élément</i>	<i>Section</i>		
	<i>D1</i>	<i>D2</i>	<i>D3</i>
<i>ET0</i>	16.0	28.5	60.0
<i>ET1</i>	23.0	43.0	79.0
<i>ET2</i>	8.0	15.5	24.0
<i>ET3</i>	12.5	21.5	32.5
<i>Total</i>	59.5	108.5	195.5

les résultats expérimentaux montrent une pente moins prononcée entre la section *D2* et *D3*. Les valeurs numériques s'approchent des valeurs expérimentales au fur et à mesure qu'on s'éloigne du moyeu.

Figure 4.24 Élément thermique *ET0*

Les résultats de l'élément thermique *ET1* sont montrés à la figure 4.25. La tendance des courbes est similaire à celles de *ET0*, mais pour la section *D3* la valeur expérimentale est 50% plus élevée que la valeur numérique.

Malheureusement, seulement l'historique des mesures de la température sur le profil de la section *D1* est disponible (voir figure 4.26). Cette figure montre que la température moyenne

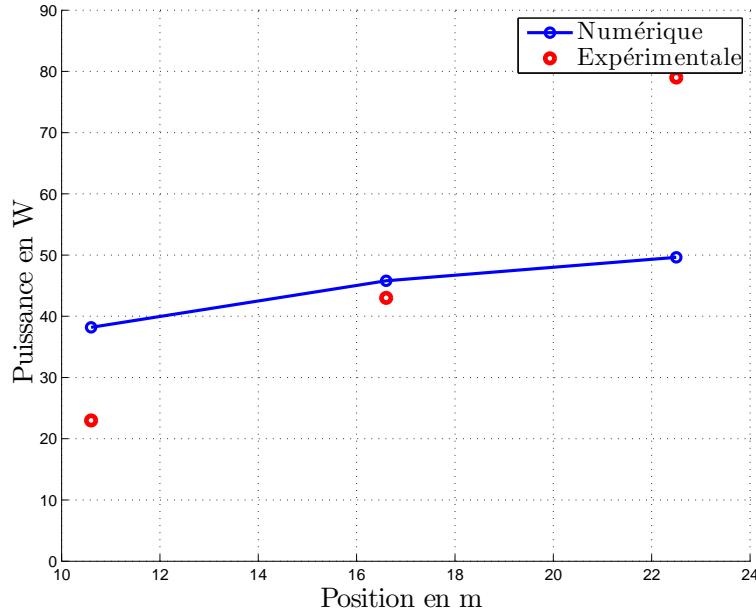


Figure 4.25 Élément thermique *ET1*

mesurée dépasse de $4^\circ C$ la température cible de l'élément *ET1* (*The1*). Si cet écart se maintient, ceci pourrait être la cause d'une demande de puissance élevée pour la section D03, considérant que la température cible est déjà beaucoup plus élevée que la température de solidification de l'eau.

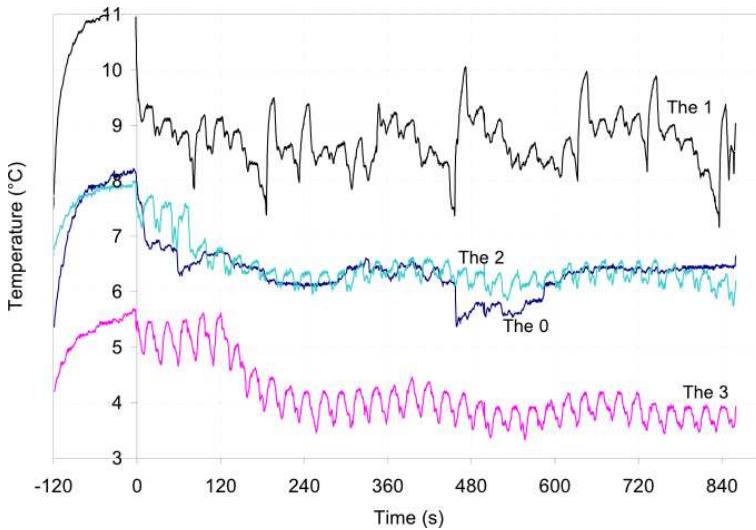


Figure 4.26 Historique de la température de la section *D1* (Mayer *et al.* (2007))

La taille de l'élément *ET0* est la moitié de celle de l'élément *ET1*. Cependant, pour les

trois sections leur demande de puissance est très similaire, donc la consommation par unité de surface de *ET0* est approximativement deux fois plus élevée que celle de *ET1*. En analysant les contours de glace expérimentaux, montrés en rouge aux figures 4.21, 4.22 et 4.23, il peut être remarqué qu'il y a juste une petite quantité de glace accumulée sur le *ET0*, ce qui indique que sur cette zone la captation d'eau est presque nulle. Par contre, la zone de *ET1* est pratiquement couverte de glace. En principe, la puissance de *ET1* devrait être supérieure à celle de *ET0*, mais vu que *ET0* se trouve sur la zone où l'air est forcée d'accélérer causant une augmentation de la convection thermique, terme qui est d'ailleurs un des plus importants dans le bilan d'énergie, la puissance de *ET0* doit aussi augmenter. Alors, il a été supposé que l'énergie nécessaire pour compenser les pertes par convection fait augmenter la puissance requise de *ET0*.

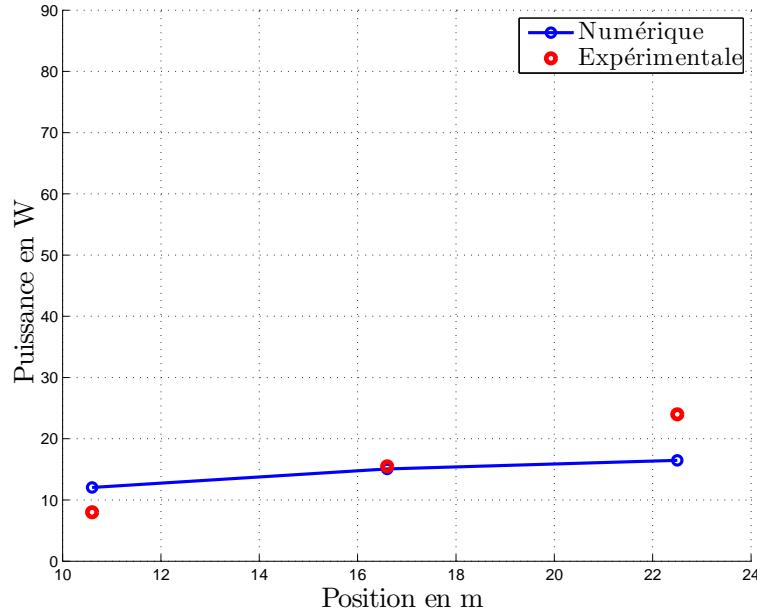
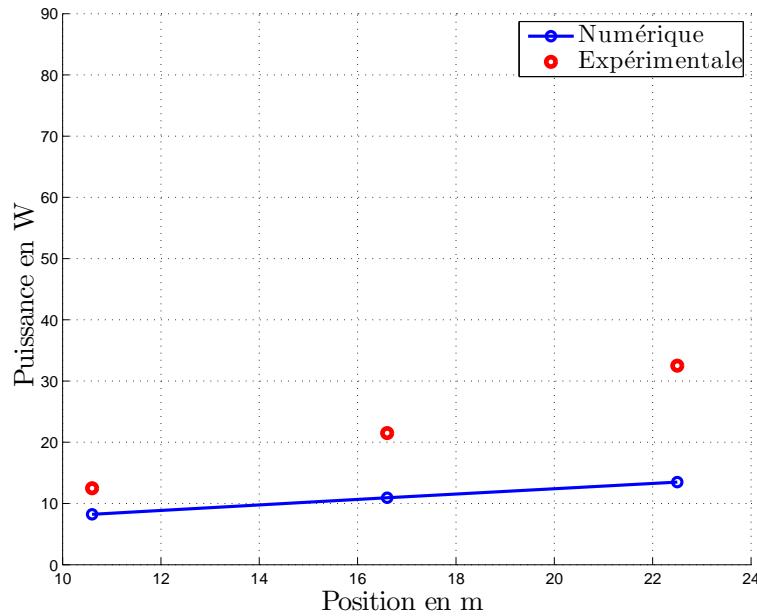
Les graphiques 4.27 et 4.28 montrent les résultats pour les éléments thermiques *ET2* et *ET3* respectivement. La tendance des résultats numériques et expérimentaux est linéaire. Quoique la puissance numérique pour l'élément *ET3* est inférieure à l'expérimental, mais pour l'élément *ET2* la valeur numérique est supérieure à la valeur expérimentale. Cependant, les figures 4.21, 4.22 et 4.23 montrent qu'il y a eu une accumulation de glace sur l'élément *ET2*, mais pas sur le *ET3*.

La figure 4.26 montre que la température de *ET3* est $2^{\circ} C$ plus basse que celle de *ET2*, probablement la convection thermique sur *ET3* est plus importante que sur *ET2*, ce qui augmente sa puissance nécessaire.

Aux figures 4.29, 4.30 et 4.31 est représentée graphiquement la puissance requise en milliwatts par centimètre carré de surface, la distance perpendiculaire au profil est proportionnelle à la puissance. Ces figures permettent d'observer la variation de la puissance provoquée par la vitesse relative et la captation d'eau.

Sur le bord d'attaque, il peut être observé l'effet de la vitesse de l'air sur la puissance nécessaire qui augmente avec la vitesse relative. On voit que pour l'élément thermique *ET1*, la puissance de la moitié gauche de l'élément est inférieure à celle de la moitié droite, ceci est aussi valide pour les trois sections testées. Il semble que l'augmentation de la convection thermique causée par l'accélération de la vitesse de l'air a un impact plus important que l'augmentation de la captation d'eau sur la puissance des éléments thermiques.

Pour les éléments thermiques placés sur le bord de fuite, la puissance nécessaire est consi-

Figure 4.27 Élément thermique *ET2*Figure 4.28 Élément thermique *ET3*

déralement plus faible que pour les éléments sur le bord d'attaque puisque la captation d'eau sur l'extrados est nulle et est très faible sur l'intrados. Quoique la puissance nécessaire de l'élément *ET3* est légèrement supérieure à celle de *ET2*.

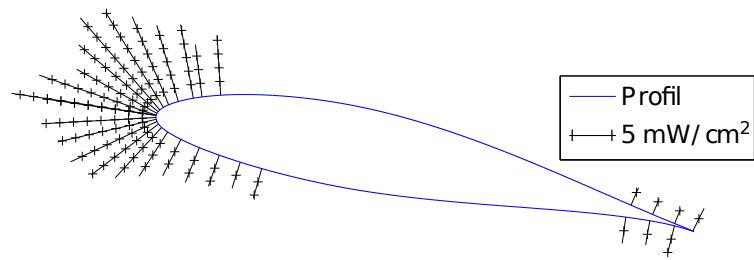


Figure 4.29 Puissance requise par unité de surface de la section $D1$

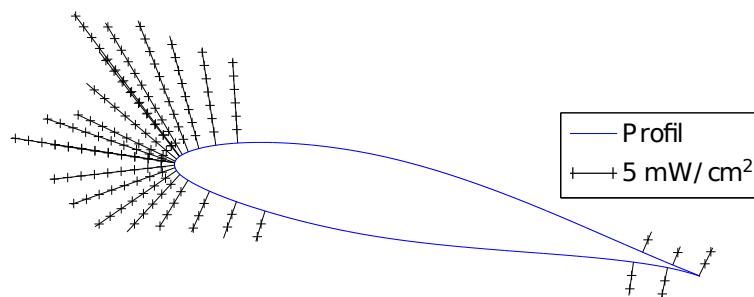


Figure 4.30 Puissance requise par unité de surface de la section $D2$

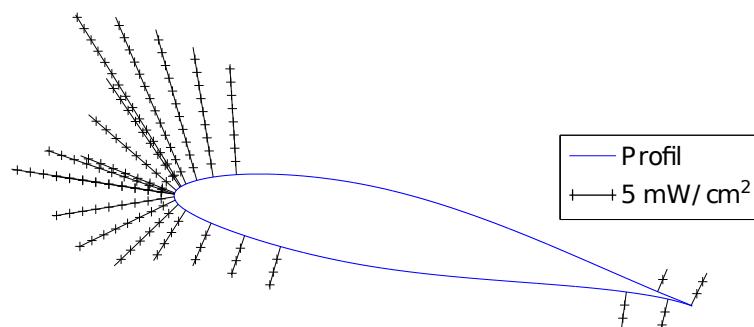


Figure 4.31 Puissance requise par unité de surface de la section $D3$

CHAPITRE 5

CONCLUSION

Une bonne partie de la recherche sur l'accrétion de glace a été effectuée par l'industrie aéronautique qui s'intéresse principalement aux effets de la glace sur les performances des profils aérodynamiques. Cependant, l'industrie des générateurs éoliens est aussi intéressée par ce phénomène. Les parcs éoliens situés dans les régions nordiques profitent de la densité de l'air froid, mais font également face au problème des pertes causées par la glace accumulée sur les pales. Même si les pales et les ailes d'avions utilisent des profils aérodynamiques similaires, les conditions d'opération d'une pale sont très différentes de celles d'une aile d'avion. Une vitesse relative inférieure, un angle d'attaque plus élevé, mais surtout, le fait qu'une pale peut tolérer une masse de glace plus importante, sont les points qui contraignent les chercheurs dans le domaine des éoliennes à disposer de programmes de simulation numérique d'accrétion de glace validés avec les conditions d'opération propres aux turbines éoliennes.

Le budget destiné à la recherche de l'industrie aéronautique est considérablement plus élevé que celui du domaine des éoliennes. Souvent, les chercheurs de ce domaine font face aux difficultés liées aux budgets serrés et à la carence d'équipement et d'outils informatiques, tels les logiciels pour la simulation numérique de l'accrétion de glace. Ces logiciels sont disponibles uniquement pour un nombre limité de chercheurs, car ils ont été développés majoritairement par des institutions privées ou académiques dans le domaine de l'aéronautique et leur disponibilité est limitée. Dans ce contexte, est née la motivation pour développer une méthodologie pour la simulation numérique de l'accrétion de glace basée sur des logiciels accessibles dans le milieu universitaire et industriel.

Le travail présenté dans ce document est la continuation des travaux du projet de maîtrise portait sur les effets de la glace sur les performances des turbines éoliennes. Dans une première étude (Villalpando *et al.* (2011)), a été effectuée une analyse pour déterminer le maillage et le modèle de turbulence les plus adéquats pour calculer les paramètres aérodynamiques (coefficients de traînée et de portance) d'un profil aérodynamique du type NACA 63-415 soumis à des angles d'attaque élevés. Dans la deuxième étape (Villalpando *et al.* (2012)), a été analysé l'impact sur les coefficients de portance et traînée des profils givrés obtenus en soufflerie réfrigérée. C'est pendant cette analyse qu'il était démontré le besoin d'avoir un outil informatique permettant de connaître l'évolution dans le temps du contour des profils givrés afin de déter-

miner à quel moment la turbine devient inopérationnelle pour différentes conditions givrantes.

5.1 Synthèse des travaux

Trois logiciels commerciaux, Gambit, Fluent et Matlab, ont été intégrés dans le but de calculer numériquement l'accrétion de glace sur une section en deux dimensions d'une pale d'éolienne. La méthode consiste en trois étapes : le maillage du domaine, le calcul de la captation d'eau du profil et le calcul de l'épaisseur de la glace accumulée. Le temps total de la simulation est divisé en plusieurs pas de temps appliquant à chaque pas les trois étapes de la méthode. La durée de chaque pas de temps est calculée en fonction de la captation d'eau du profil.

Sur Gambit, une procédure a été développée pour mailler automatiquement les profils givrés une fois le contour déterminé. Le domaine est maillé avec des éléments triangulaires sauf la zone de la couche limite où des éléments rectangulaires ont été utilisés. Sur le profil ont été placés 12 000 noeuds afin de mieux reproduire les contours de la glace.

Sur Fluent, a été effectué le calcul de la captation d'eau du profil utilisant le modèle multiphasé Eulerien-Eulerien. Fluent ne permet pas de définir une frontière différente pour chaque phase, alors, une « UDF » a été programmée pour convertir les parois solides en parois perméables pour la phase des gouttelettes, mais en laissant des parois non perméables pour la phase de l'air. Pour modéliser la turbulence, le modèle $k - \epsilon - RNG$ a été utilisé avec l'option « Enhanced Wall Treatment » car les éléments du maillage près du profil ont une « y^+ » d'approximativement 1.

Le modèle thermodynamique de Myers a été programmé sous Matlab dans le but de calculer la croissance de la glace en régime sec et humide. Le programme calcule l'épaisseur à laquelle a lieu la transition entre le givre et le verglas, ce qui lui permet de déterminer le type de glace qui s'accumulera. Le programme effectue aussi une révision du contour de la glace afin d'éliminer les anomalies qui peuvent compromettre leur maillage, par exemple, les sections de contour qui se croisent.

Finalement, le programme du modèle thermodynamique a été modifié afin de calculer la puissance nécessaire pour empêcher que l'eau captée par le profil gèle. Le programme modifié fait un bilan d'énergie sur la surface du profil et il détermine la puissance minimale requise

pour que le débit d'eau captée par le profil conserve sa chaleur latente de solidification. Cette énergie par unité de temps est la puissance qu'il faut ajouter au système pour maintenir l'eau à l'état liquide.

5.2 Limitations de la solution proposée

Dans la première étape, les résultats des simulations numériques ont été comparés avec les contours de glace obtenus en soufflerie en régime humide. Pour la première section *P1*, les résultats numériques concordent avec l'épaisseur et la surface couverte de glace du contour expérimental.

Pour les deux autres sections, les résultats n'ont pas été si bons. Quoique la surface couverte de glace coïncide avec l'expérimentale ainsi que l'épaisseur de la glace à certaines sections du profil, l'approximation numérique des contours n'est pas très satisfaisante. Aux angles d'attaque élevés, le modèle numérique n'a pas réussi à représenter les cornes de glace sur le profil, seulement dans les premiers pas de temps de la simulation l'accumulation de glace due au ruissellement de l'eau a été bien représentée. Le modèle thermodynamique transfère au panneau suivant toute l'eau qui n'a pas gelée, donc le modèle n'arrive pas à reproduire les bosses de glace générées lorsque la gravité fait ralentir ou accélérer le flux d'eau sur la surface, ou lorsque de petites protubérances font décrocher l'eau de la surface pour tomber plus loin sur le profil.

Dans la deuxième étape, les résultats expérimentaux obtenus avec une température de l'air de presque $-6^{\circ} C$ ont été utilisés. Les tests en soufflerie ont été considérés en régime sec, mais cette température n'est pas assez basse pour produire du givre, car ce type de glace apparaît à des températures d'au moins $-10^{\circ} C$. Alors, deux groupes de simulations numériques ont été réalisés, un groupe avec la même température utilisée dans la soufflerie, et pour le deuxième groupe, le modèle a été forcé pour calculer uniquement du givre.

Dans les contours expérimentaux, la glace couvre une surface plus grande que dans le cas des contours numériques, c'est-à-dire que la glace couvre des endroits du profil où il n'y a pas captation d'eau, ceci est une caractéristique propre du régime humide.

Pour la section *P4*, les bords des contours numériques obtenus en régime humide et sec sont loin des bords du contour expérimental car sur ce dernier, l'eau a ruisselé davantage.

Pour la section P_6 , c'est le cas contraire, l'eau a ruisselé davantage sur le contour numérique que sur l'expérimental. La différence entre l'angle d'attaque des sections P_4 et P_5 est possiblement la cause d'un tel comportement.

À la section P_4 , les gouttelettes percutent le profil sur une aire plus grande du bord d'attaque dû au faible angle d'attaque et à une basse vitesse relative, ce qui permet aussi à l'air de contourner le profil entraînant l'eau vers l'arrière où elle gèle sur une distance plus longue de l'intrados. Par contre, la section P_6 a un angle d'attaque et une vitesse relative supérieure qu'à la section P_4 . Les gouttelettes percutent le bord d'attaque sur une aire plus petite formant une corne de glace sur le bord d'attaque. De plus, l'air a tendance à décrocher dès qu'une petite protubérance de glace se forme sur le bord d'attaque dû à la haute vitesse relative. Donc, l'eau ne ruisselle pas vers l'arrière du profil.

Les contours numériques obtenus en régime humide avec les deux conditions givrantes sont très similaires. Comme le modèle ne tient pas compte de l'effet de la vitesse de l'air sur la vitesse de ruissellement de l'eau, le modèle prédit des contours de glace souples et sans cornes. Une autre faiblesse du modèle est qu'il ne considère pas les effets de la gravité et de l'inertie de l'eau, effets qui sont importants lors de la formation des cornes de glace.

En régime sec, le modèle thermodynamique n'est pas nécessaire, le contour de glace dépend principalement d'une bonne prédition du coefficient de collection d'eau et du traitement des résultats pour éviter le chevauchement sur le contour de glace. C'est-à-dire que le régime sec ne permet pas de valider le modèle thermodynamique, il permet uniquement d'évaluer le coefficient de collection d'eau ce qui, d'une certaine façon, a été déjà fait en régime humide lorsque les zones couvertes de glace des contours numériques et expérimentaux ont été comparées.

Cependant, les contours numériques en régime sec ont montré que d'après le contour expérimental D_3 obtenu par Mayer *et al.* (2007), le nombre élevé d'éléments sur le profil ont permis au modèle de représenter les bosses de glace qui se forment sur l'intrados, ainsi que les vallées qui se forment lorsque les bosses empêchent les gouttelettes d'arriver sur cette région.

Dans la troisième étape, a été évalué le modèle thermodynamique modifié pour pouvoir prédire la puissance requise pour un système antigivre. Il faut prendre en compte les différences entre le test expérimental et le modèle numérique avant d'analyser les résultats. Le premier contrôle la puissance fournie aux éléments thermiques dans le but de maintenir

constante la température de la surface du profil. Le modèle thermodynamique calcule l'énergie par unité de temps, considérant que l'eau ruisselle tout au long du profil. Dans le cas des tests expérimentaux, la puissance varie dans le temps, autrement la température de la surface dépasserait la température cible, donc la valeur rapportée est la moyenne temporelle.

Pour les trois sections testées, le modèle a prédit une puissance très similaire à l'expérimental à l'exception de l'élément thermique *ET1* de la troisième section dont la puissance prédictive est considérablement inférieure à l'expérimentale. La température cible de chaque élément est différente puisqu'elle a été choisie de manière à optimiser le système antigivre, ce qui est probablement un des facteurs qui causent les différences entre le comportement des résultats numériques et expérimentaux. Aussi, le modèle ne considère pas les effets de la vitesse de l'air et de la gravité sur la masse d'eau transférée au panneau subséquent ce qui sûrement induit une erreur dans le résultat des simulations numériques.

5.3 Améliorations futures

L'analyse des résultats a montré la difficulté du modèle thermodynamique à reproduire les cornes qui se forment en régime humide surtout à températures près de la limite avec le régime sec. Ceci pointe vers la nécessité d'intégrer les effets de la vitesse de l'air ainsi que les effets de la gravité sur la couche d'eau ruisselant sur le profil.

Il faut modifier la façon de traiter le ruissellement vers les panneaux adjacents. La valeur de la vitesse de l'air se déplaçant au-dessus du panneau considéré est un facteur qui permettrait de calculer le temps que l'eau reste sur le panneau, sa température et la quantité qui sera transférée au panneau adjacent.

Un autre facteur qu'il faudra considérer est que lors de l'apparition de bosses sur le contour de la glace, l'eau stagnera aux endroits où son propre poids empêchera son déplacement causé par l'air. C'est-à-dire que l'eau ne sera pas capable de remonter une pente de glace raide. Pour le modéliser, il faut calculer la pente de chaque panneau avec les coordonnées de ses deux noeuds, ensuite l'orientation du vecteur déplacement de l'eau est calculée et comparée avec l'orientation du vecteur poids afin d'évaluer si l'eau stagne sur le panneau.

Finalement, il est également nécessaire de considérer l'angle formé entre deux panneaux pour déterminer si l'eau ruisselle vers le panneau adjacent ou si elle décroche du profil et

tombe plus loin sur le profil en forme de goutte. L'inertie de l'eau ainsi que l'angle entre les vecteurs vitesse et poids sont les facteurs qui permettront de déterminer le comportement de l'eau dans ces cas.

Les modèles développés pour les écoulements à surface libre seront le point de départ de l'implantation des améliorations qui peuvent être programmées dans un module additionnel qui sera couplé au modèle thermodynamique. Les données nécessaires, comme la vitesse de l'air et les coordonnées des noeuds, sont disponibles en Fluent. Il n'y a qu'à les ajouter au fichier texte utilisé pour transférer les données au modèle thermodynamique. Les améliorations possibles du modèle thermodynamique auront aussi un impact sur la prédiction de la puissance nécessaire pour le système antigivre.

Jour après jour, les avances faites dans le domaine de l'informatique mettent à la disposition des chercheurs des ressources informatiques plus puissantes, alors le passage de cette méthodologie aux simulations en trois dimensions est obligé.

Les modifications les plus importantes à faire sont principalement sur le modèle thermodynamique. Il sera nécessaire de modifier le modèle pour déterminer la direction du ruissellement de l'eau qui peut se diriger vers un ou plusieurs panneaux des huit qui entourent le panneau analysé. Le modèle doit aussi considérer la rotation de la pale qui, en combinaison avec l'inertie de l'eau, fait que l'eau ruisselle diagonalement vers la pointe externe de la pale.

Les vecteurs qui définissent la direction de la croissance de la glace doivent être aussi transformés en vecteurs tridimensionnels, et la vérification de la géométrie doit se faire sur 360° dans un rayon équivalent à l'épaisseur de la glace calculée sur chaque panneau.

Du côté de la CFD, il faudra effectuer une analyse de maille pour déterminer le nombre d'éléments du domaine et la validation des paramètres utilisés pour la simulation. La méthodologie de maillage peut être transférée en 3-dimensions une fois que le nombre d'éléments nécessaires est connu. En Fluent, les commandes utilisées dans les UDF doivent aussi être changés pour représenter les 3-dimensions.

La méthodologie développée dans ce travail considère un nombre élevé d'éléments sur le périmètre du profil (12 000). Si on fait le ratio entre la corde, de quelques décimètres, et la longueur de la pale, de dizaines de mètres, on réalise que le modèle numérique en 3 dimensions sera composé de plusieurs millions d'éléments. Si on ajoute le fait que pour capturer la

totalité des phénomènes aérodynamiques, il faut utiliser un maillage mobile pour la pale afin de capturer l'effet centrifuge sur l'air dû à la rotation de la pale, le coût informatique de la simulation augmente énormément. En plus, les données expérimentales des contours de glace d'une pale d'éolienne complète ne sont pas disponibles.

L'analyse de plusieurs sections transversales de la pale pour ensuite interpoler les résultats entre les sections afin d'obtenir une approximation des résultats en 3-dimensions (simulations en 2 1/2-dimensions) est une option pour les chercheurs qui ne disposent pas de ressources informatiques puissantes. Quoiqu'il faut faire une analyse détaillée de l'impact de la rotation relative sur les contours de glace afin de déterminer la qualité des simulations en 2 – 1/2 D.

Le modèle utilisé a été adapté pour pouvoir calculer la puissance nécessaire pour que l'eau ne gèle pas sur le profil. Les résultats obtenus pour le système antigivre sont encourageants. Quoiqu'il y a des différences entre les hypothèses faites pour le modèle numérique et les essais en soufflerie, les résultats sont près des expérimentaux.

Certainement les modifications proposées dans les paragraphes précédents vont également améliorer les résultats pour les analyses des systèmes antigivre. Toutefois, le modèle peut être modifié afin de calculer la puissance nécessaire pour maintenir une température cible sur le profil et déterminer s'il aura accumulation de glace, ce qui permettrait d'évaluer le modèle avec plus de précision.

La recherche dans le secteur éolien est si vaste qu'il reste encore beaucoup de chemin à faire. Nous espérons y avoir contribué avec ce travail.

Références

- ALIAGA, C. N., AUBÉ, M. S. et BARUZZI, G. (2011). Fensap-ice-unsteady : Unified in-flight icing simulation methodology for aircraft, rotorcraft, and jet engines. *Journal of Aircraft*, 48, 119–126.
- ANDERSON, D. N. (2004). *Manual of Scaling Methods NASA/CR-2004-212875*. Ohio Aerospace Institute, Brook Park, Ohio, USA.
- ANSYS INC. (2007). *CFX 11.0 User's Guide*. ANSYS Inc.
- BAK, C., FUGLSANG, P., JOHANSEN, J. et ANTONIOU, I. (2000). Wind tunnel tests of the NACA 63 – 415 and a modified NACA 63 – 415 airfoil. Rapport technique Risø-R-1193(EN), Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark.
- BHASKARAN, R. (2002). Fluent tutorials : Flow over an Airfoil NACA 4412. Disponible <https://confluence.cornell.edu/display/SIMULATION/ANSYS+WB++Airfoil++Problem+Specification> (consulté le 2013-07-04).
- BOURGAULT, Y., HABASHI, W. G., DOMPIERRE, J. et BARUZZI, G. S. (1999). A finite element method study of eulerian droplets impingement models. *Int. J. Numer. Methods Fluids*, 29, 429–449.
- BOUTANIOS, Z. (1999). *An Eulerian three-dimensional analysis of water droplets impingement on a Convair-580 nose and cockpit geometry*. Mémoire de maîtrise, Concordia University, Montreal Canada.
- CHEN, Y., Y.ZHIQUAN, DEYUAN, L. et FUPENG, H. (2006). Numerical simulation of large angle-of-attack separated flows over airfoils of HAWT rotors. *Wind Engineering*, 30, 35–42.
- CHOCRON, D. (1997). *Étude numérique de la formation de glace sur les éoliennes à axe horizontal*. Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Montréal, Québec, Canada.
- CMARC (2009). AeroLogic Inc. Disponible www.aerologic.com.
- CROCE, G., BEAUGENDRE, H. et HABASHI, W. G. (2002). CHT3D : FENSAP-ICE Conjugate heat transfer computations with droplet impingement and runback effects. *AIAA Paper*.
- CROCE, G., HABASHI, W. G., GUÈVREMONT, G. et TEZOK, F. (1998). 3D thermal analysis of an anti-icing device using FENSAP-ICE. *AIAA Paper*.

- FINSTAD, K., LOZOWSKI, E. et GATES, E. (1988). A computational investigation of water droplet trajectories. *J. Atmos. Ocean. Technol.*, 5, 160–170.
- FLUENT INC. (2005). *Fluent 6.3.26 User's Guide*. Fluent Inc.
- FORTIN, G. (2003a). Similitude dans l'accréation de la glace. *Internal Report, LIMA*.
- FORTIN, G. (2003b). *Simulation de l'accréation de glace sur un obstacle bidimensionnel par la méthode des bissectrices et par la modélisation des ruisselets et des gouttes de surface*. Thèse de doctorat, Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi, Canada.
- FORTIN, G. et HOCHART, C. (2005). Caractérisation des conditions météorologiques et du givre sur le site de l'ancienne mine de Noranda à Murdochville durant la campagne de mesure 2004-2005. *Report technique*, TecnoCentre éolien Gaspésie-les îles.
- FORTIN, G., LAFORTE, A. I. J.-L. et BRANDI, V. (2004). New roughness computation method and geometric accretion model for airfoil icing. *Journal of Aircraft*, 41, 119–127.
- FORTIN, G., LAFORTE, J.-L. et ILINCA, A. (2005a). Heat and mass transfer during ice accretion on aircraft wings with an improved roughness model. *International Journal of thermal Sciences*, 45, 595–606.
- FORTIN, G., PERRON, J. et ILINCA, A. (2005b). A study of icing events at murdochville : Conclusions for the wind power industry. *Colloque international "énergie éolienne et sites éloignés"*. Îles de la Madeleine, Qc, Canada, 19–21.
- FOSSATI, M., KHURRAM, A. et HABASHI, W. G. (2012). An ale mesh movement scheme for long-term in-flight ice accretion. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 68, 958–976.
- FU, P. et FARZANEH, M. (2010). A cfd approach for modeling the rime-ice accretion process on a horizontal-axis wind turbne. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 98, 181–188.
- GENT, R. W. (1990). TRAJICE2 a combined water droplet trajectory and ice accretion prediction program for aerofoils. *Royal Aerospace Establishment, TR 90054*.
- GOUTTERBOZE, S. (2002). *Amélioration du code CANICE par des méthodes d'approximation et validation*. Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Montréal, Québec, Canada.
- HABASHI, W. G., BEAUGENDRE, H. et MORENCY, F. (2003). Development of a second generation in-flight icing simulation code. *Proc. ASME/JSM Joint Fluids Eng. Conf.*, 2 C, 1967–1975.
- HAUNG, J. R., KEITH, T. G. et WITT, K. J. D. (1993). Efficient finite element method for aircraft de-icing problems. *Journal of Aircraft*, 30, 695–704.

- HEDDE, T. et GUFFOND, D. (1995). Onera three-dimensional icing model. *AIAA journal*, 33, 1038–1045.
- HOCHART, C. (2006). *Simulation numérique et expérimentale de l'écoulement d'air et de l'accrétion de glace autour d'une pale d'éolienne*. Mémoire de maîtrise, Université du Québec à Rimouski, Rimouski, Qc, Canada.
- HOSPERS, J. M. et HOEIJMAKERS, H. W. M. (2012). Numerical method for ice accretion on 3d wings. *28th International Congress of the aeronautical sciences*. Brisbane, Australia.
- IULIANO, E., BRANDI, V., MINGIONE, G., NICOLA, C. D. et TOGNACCINI, R. (2006). Water impingement prediction on multi-element airfoils by means of eulerian and lagrangian approach with viscous and inviscid air flow. *44th AIAA Aerospace Sciences Meeting*. Reno, NV, United states.
- J. M. HILL (1987). *One-Dimensional Stefan Problems : An Introduction*. Longman Science Technical, Harlow, England, U.K.
- LANGMUIR, I. et BLODGETT, K. B. (1946). *A mathematical investigation of water droplet trajectories*. Pergamon Press.
- LAUNDER, B. E. et SPALDING, D. B. (1974). The numerical computation of turbulent flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 3, 269–289.
- LECLAIRE, S. (2007). *Algorithmes Efficaces pour la Simulation de Gouttes Entraînées*. Mémoire de maîtrise, Université de Montreal, Montreal Canada.
- LOWE, P. R. (1977). An approximating polynominal for the computation of saturation pressure. *Journal of Applied Meteorology*, 16, 100–103.
- LYNCH, F. et KHODADOUST, A. (2001). Effects of ice accretions on aircraft aerodynamics. *Progress in Aerospace Sciences*, 38, 273–274.
- MACARTHUR, C., KELLER, J. et LUERS, J. (1982). Mathematical modeling of ice accretion on airfoils. *Aerospace Sciences Meeting*. Orlando, FL, USA, vol. AIAA-Paper 82-0284.
- MAYER, C. (2007). *Système électrothermique de dégivrage pour une pale d'éolienne : Simulations en soufflerie réfrigérée et impact sur la puissance produite*. Mémoire de maîtrise, Université du Québec à Rimouski, Rimouski, Québec, Canada.
- MAYER, C., ILINCA, A., FORTIN, G. et PERRON, J. (2007). Wind tunnel study of the electro-thermal de-icing of wind turbine blades. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 7, 182–188.
- MENTER, F. (1994). Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA Journal*, 32, 1598–1605.

- MESSINGER, B. L. (1953). Equilibrium temperature of unheated icing surface as function of air speed. *Journal of the Aeronautical Sciences*, 20, 29–42.
- METACOMP TECHNOLOGIES (2013). CFD++ User Guide. Disponible www.metacomptech.com.
- MINGIONE, G. et BRANDI, V. (1998). Ice accretion prediction on multielement airfoils. *Journal of Aircraft*, 35, 240–246.
- MORSI, S. A. et ALEXANDER, A. J. (1972). An investigation of particle trajectories in two-phase flow systems. *J. Fluid Mech.*, 55, 193–208.
- MORTENSEN, K. (2008). CFD simulations of an airfoil with leading edge ice accretion. *M.Sc. Thesis, Technical University of Denmark, Dept of Mech. Engineering*.
- MUNSON, B. R., YOUNG, D. F. et OKISHI, T. H. (2002). *Fundamentals of fluid mechanics*, John Wiley & Sons, Inc, Hoboken, NJ, chapitre 6. 317–349.
- MYERS, T. G. (2001). Extension to the messinger model for aircraft icing. *AIAA journal*, 39, 211–218.
- MYERS, T. G., CHARPIN, J. P. F. et THOMPSON, C. P. (2002). Slowly accreting ice due to supercooled water impacting on a cold surface. *PHYSICS OF FLUIDS*, 14, 240 –256.
- NUSHI, K., KASAI, S., TODA, K., YAMAMOTO, M., IIDA, M. et ARAKAWA, C. (2003). Computation of aerodynamic performance deterioration of wind turbine blade due to ice accretion. *4th ASME/JSME Joint Fluids Engineering Conference*, 2 D, 2567–2573.
- OPENFOAM (2009). Open FOAM ®. Disponible www.opencfd.co.uk/openfoam/.
- OZGEN, S. et CANIBEK (2009). Ice accretion simulation on multi-element airfoils using extended messinger model. *Heat and Mass Transfer*, 45, 305–322.
- PAPADAKIS, M., ZUMWALT, G. W., KIM, J. J., ELANGOVAN, R., FREUND, G. A., SEIBEL, W. et BREER, M. D. (1986). Experimental method for measuring droplet impingement efficiency on two-and three-dimensional bodies. *AIAA Paper*.
- PARENT, O. et ILINCA, A. (2011). Anti-icing and de-icing techniques for wind turbines : Critical review. *Cold Regions Science and Technology*, 65, 88–96.
- PETROSINO, F., MINGIONE, G. et CAROZZA, A. (2011). Ice accretion model on multi-element airfoil. *Journal of Aircraft*, 48, 1913–1920.
- PUEYO, A. (1992). *Simulation numerique de la formation de la glace pour les écoulements tridimensionnels*. Mémoire de maîtrise, Ecole Polytechnique de Montreal, Montreal Canada.
- RIGHTER, R. W. (1996). *Wind Energy in America : a history*. University of Oklahoma Press, U.S.A.

- RNFQ (2008). (Ressources Naturelles et Faune Québec).
- SAEED, F., BRETTE, C., FREGEAU, M., TRIFU, O. et PARASCHIVOIU, I. (2005). A three-dimensional water droplet trajectory and impingement analysis program. *AIAA 2005-4838*.
- SAGOL, E., REGGIO, M. et ILLINCA, A. (2012). Assessment of two-equation turbulence model and validation of the performance characteristics of an experimental wind turbine by cfd. *ISRN Mechanical Engineering*.
- SANTOS, L. C. D. C., NETO, L. T., PAPA, R., DASILVA, D. B. V. F. et WIROGO, S. (2005). A grid refinement strategy for impingement limits computation for an eulerian collection approach. *43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*. Reno, NV, United states, 757–767.
- SCHOWALTER, D. G. et LEE, D. M. (2003). Three-dimensional flow and droplet impingement calculations on an unstructured mesh. *Proceedings of the 2001 ASME Fluids Engineering Division Summer Meeting*. New Orleans, LA, United states, vol. 2, 607–615.
- SPALART, P. et ALLMARAS, S. (1992). A one-equation turbulence model for aerodynamic flows. Reno, NV. AIAA Paper 92-0439.
- VILLALPANDO, F. (2008). *Simulation numerique pour la prediction des coefficients de trainee et de portance d'un profil givre*. Mémoire de maîtrise, Ecole Polytechnique de Montréal, Montreal Canada.
- VILLALPANDO, F., REGGIO, M. et ILINCA, A. (2011). Assessment of turbulence models for flow simulation around a wind turbine airfoil. *Advances in Computational Fluid Dynamics and Its Applications special issue Modelling and Simulation in Engineering, ID 714146*.
- VILLALPANDO, F., REGGIO, M. et ILINCA, A. (2012). Numerical study of flow around an iced wind turbine airfoil. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, 6, 39–45.
- WILCOX, D. (1988). Reassessment of the scale-determining equation for advanced turbulence models. *AIAA Journal*, 26, 11, 1299–1310.
- WIROGO, S. et SRIRAMBHATLA, S. (2003). An eulerian method to calculate the collection efficiency on two and three dimensional bodies. *41st AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*. Reno, NV, United states, 1–11.
- WOLFSHTEIN, M. (1969). The velocity and temperature distribution of one-dimensional flow with turbulence augmentation and pressure gradient. *Int. J. Heat Mass Transfer*, 12, 301–318.

- WRIGHT, W. B. (1995). User's manual for the improved NASA LEWIS ice accretion code LEWICE 1.6. *NASA CR 198355*.
- X.TAO, Y., LIU, G. et TU, P. (1998). Modeling ice layer growth on a wind turbine rotor blade. *Proceedings of the 1998 7th AIAA/ASME Joint Thermophysics and Heat Transfer Conference.*, 357-4, 77–84.
- YANG, S. L., CHANG, Y. L. et ARICI, O. (1995). Navier-stokes computations of the NREL airfoil using a $k - \omega$ turbulent model at high angles of attack. *Journal of Solar Energy Engineering*, 117, 304–310.
- YI, X., WANG, K. et MA, H. (2012). Prediction of ice accretion on wind turbine with numerical method. *Advanced Materials Research*, 512, 754–757.
- ZHANG, D. et CHEN, W. (2005). Numerical simulation of rime ice accretion process on an airfoil. *Heat Transfer-Asian Research*, 34, 226–234.
- ZHANG, D. et CHEN, W. (2009). Numerical investigation of supercooled droplets impingement on complicated icing surface. *Modern Physics Letters B*, 23, 469–472.

ANNEXE A

Diagramme de flux du modèle thermodynamique

