

Étude par CFD de l'interaction jet-surface dans un banc  
d'essais servant à modéliser le dégivrage au sol des avions

par

Saleh YAKHYA

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE  
LA MAÎTRISE AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE MÉCANIQUE  
M. Sc. A.

MONTRÉAL, LE 20 DÉCEMBRE 2017

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Saleh Yakhya, 2017



Cette licence [Creative Commons](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

**PRÉSENTATION DU JURY**

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. François Morency, directeur de mémoire  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Romain Lemaire, président du jury  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Patrice Seers, membre du jury  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 12 DÉCEMBRE 2017

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE



## **REMERCIEMENTS**

À mon père que j'ai perdu très tôt et pour qui j'étais une personne exceptionnelle. À ma mère et mon frère Amine Yahya qui n'ont ménagé aucun effort pour ma réussite. À mes frères, ma sœur, mes neveux et nièces.

À mon directeur de recherche, le professeur François Morency, pour son encadrement strict et sans relâche tout au long de mon projet de recherche. Merci pour le temps et les efforts consentis en moi et ce depuis notre première rencontre. Merci pour l'attention particulière et les conseils pertinents qui continueront de me servir dans ma future carrière professionnelle.



# ÉTUDE PAR CFD DE L'INTÉRACTION JET-SURFACE DANS UN BANC D'ESSAIS SERVANT À MODÉLISER LE DÉGIVRAGE AU SOL DES AVIONS

Saleh YAKHYA

## RÉSUMÉ

Selon la réglementation en vigueur, les aéronefs doivent voler avec des surfaces portantes exemptes de toute contamination solide. Cette contamination solide peut être du givre, de la glace, une accumulation à la suite de précipitations au sol ou à cause du carburant sous le point de congélation contenu dans les ailes de l'avion. Les jets de propylène glycol dans l'air sont largement utilisés dans le dégivrage au sol pour enlever la glace accumulée sur un aéronef. Les jets impactent les surfaces de l'aéronef, le transfert thermique et la quantité de mouvement enlèvent la glace accumulée. Cette étude examine la quantité de mouvement et le transfert thermique d'un jet liquide turbulent impactant une plaque plane à une température sous le point de congélation à l'aide de la CFD.

La version 11.06 de STAR-CCM+ est utilisée pour la simulation CFD du dégivrage au sol. Les cas de validation du logiciel sont un jet libre axisymétrique stationnaire d'air impactant une surface plane chauffée à refroidir, le changement de phase d'un bloc de glace en convection naturelle et le cas de jets multiples impactant une surface concave. La géométrie principale de la modélisation CFD du dégivrage est un jet libre incliné sortant d'une buse inclinée par rapport au plan horizontal et le tout contenu dans un bloc rectangulaire. Le maillage est raffiné à l'aide de cellules polyédriques dans la zone de diffusion du jet à la sortie de la buse. Le maillage est aussi raffiné par des cellules rectangulaires dans la zone de stagnation où le film liquide se forme. La loi de paroi,  $all\ y^+$ , est appliquée pour modéliser la couche limite sur la surface d'impact du jet.

Les courbes de Nusselt local concordent bien avec les autres courbes de résultats expérimentaux trouvés dans la littérature de Lee et al. (1999) et de Fénot et al. (2008). Différents modèles de turbulence ont été comparés et l'Elliptic Blending  $k-\epsilon$  est capable de prédire le deuxième pic de transfert de chaleur causé par le jet proche de la paroi. Il est conjecturé que le plus large taux de transfert thermique se situe au point d'impact du jet et le deuxième pic du nombre de Nusselt local se situe proche du point d'impact. L'étude de la quantité de mouvement permet de constater que les maxima de transfert thermique (Nusselt local) au point de stagnation diminuent avec l'augmentation du Reynolds. Le cas du changement de phase d'un bloc de glace en convection naturelle est validé avec les données expérimentales de Virag et al. (2006). Ce travail apporte une contribution en simulant un modèle CFD de jet de dégivrage au sol.

Les hypothèses considèrent que l'écoulement d'un jet oblique non-confiné impactant une plaque plane dépend de paramètres géométriques et physiques. Ces paramètres sont le diamètre et la pression de buse, la température du jet, l'angle d'inclinaison et la distance de la buse au point d'impact. Une étude paramétrique a permis d'évaluer l'influence de la variation de ces paramètres sur trois variables. Ces variables sont la vitesse de dégivrage, le coefficient

## VIII

d'épandage du liquide et la profondeur de crevasse créée par l'impact du jet. Les résultats ont été comparés aux expériences de Chakraborty et al. (2009) pour la vitesse du film liquide et celles de Guha et al. (2011) pour le coefficient d'épandage. Ainsi l'approche CFD présentée est en mesure de simuler le dégivrage en 3D en considérant le jet depuis sa sortie de la buse jusqu'à la formation du film liquide sur la surface d'impact. Finalement, l'étude paramétrique permet d'évaluer la sensibilité des résultats numériques aux paramètres géométriques et physiques a été évaluée.

**Mots-clefs:** Jet, quantité de mouvement, transfert thermique, turbulence, STAR-CCM+.

# **CFD STUDY JET-SURFACE INTERACTION IN A BENCH-TEST USED FOR MODELLING AIRCRAFT GROUND DEICING**

Saleh YAKHYA

## **ABSTRACT**

According to the regulations, aircrafts are required to fly with lifting surfaces free from any solid contamination. This solid contamination can be frosted contaminants, ice or accumulation due to freezing rain or because of below-freezing fuel in the wing tanks. Propylene glycol jets in air are widely used in the ground de-icing to remove ice accretion on aircraft. The jets impact the aircraft surface and heat transfer and momentum forces remove accreted ice. This study investigates momentum forces and heat transfer created by turbulent liquid jet impinging on a horizontal plate at temperature below freezing point with CFD.

The version 11.06 of STAR-CCM+ is used for CFD ground de-icing simulation. Validation cases are a free axisymmetric steady air jet impinging on a flat heated surface to cool, the phase change of an ice block in natural convection and case of multiple jets impinging on a curved surface. The main geometry of the CFD modelling of de-icing is a free jet coming out of a nozzle, inclined with horizontal plane and all contained in a rectangular block. The mesh is refined with polyhedral cells in the diffusion zone of the jet at the nozzle exit. The mesh is also refined by rectangular cells in the stagnation zone where the liquid film is formed. All  $y^+$  wall treatment is applied to model the boundary layer on the jet impinging surface.

Local Nusselt number curves are in agreement with the experimental results, found in the literature, of Lee et al. (1999) and Fénot et al. (2008). Various turbulence models have been compared and Elliptic Blending  $k-\epsilon$  is able to predict the second peak of heat transfer due to near wall jet. It is conjectured that the largest heat transfer rate is located at the jet impinging point and the second peak of the local Nusselt number is near the impinging point. The study of momentum forces allows noting that the heat transfer maxima (local Nusselt number) at the stagnation point decrease while increasing Reynolds number. The phase change case of an ice block in natural convection is validated with experimental data of Virag et al. (2006). This work is novel in that it first proposes a CFD model of ground de-icing jet.

The hypotheses are that flow due to impinging oblique unconfined jet on a horizontal plate depends on geometric and physic parameters. These parameters are the nozzle diameter and pressure, the jet temperature, inclination angle and distance to plate (standoff). A parametric study allowed evaluating the influence of the variation of these parameters on three variables. These variables are the de-icing velocity; the liquid spreading coefficient and the groove depth created by the jet impingement. The results were compared with Chakraborty et al. (2009) experience for liquid film velocity and Guha et al. (2011) experience for the spreading coefficient. Thus the CFD approach presented is able to simulate the 3D de-icing regarding the jet from its exit from the nozzle until the formation of the liquid film on the impinging surface. Finally the parametric study evaluated the sensitivity of the numerical results to the geometric and physic parameters.

X

**Keywords:** Jet, momentum, heat transfer, turbulence, STAR-CCM+.

## TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION .....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE .....	5
1.1 Jets impactant.....	5
1.1.1 Études théoriques.....	6
1.1.2 Paramètres géométriques et physiques .....	9
1.1.3 Transfert de chaleur .....	10
1.1.4 Études paramétriques de la quantité de mouvement et du transfert thermique .....	13
1.1.5 Méthodes de décontamination de surface.....	17
1.2 Modélisation des volumes finis .....	18
1.2.1 Procédure CFD.....	18
1.3 Bilan et limitations de la revue de littérature.....	20
CHAPITRE 2 MODÈLE MATHÉMATIQUE ET MÉTHODE NUMÉRIQUE.....	23
2.1 Définition et division du problème .....	23
2.2 Équations mathématiques .....	25
2.2.1 Conservation de la masse.....	25
2.2.2 Conservation de la quantité de mouvement.....	26
2.2.2.1 Modèles de turbulence .....	27
2.2.3 Conservation de l'énergie .....	29
2.2.4 Formulation du film liquide.....	31
2.2.4.1 Équations du film liquide.....	32
a) Continuité de la masse du film liquide .....	33
b) Conservation de la quantité de mouvement du film .....	33
c) Conservation de l'énergie du film.....	34
2.2.5 Nombres adimensionnels.....	35
2.3 Procédure de modélisation numérique.....	36
2.3.1 Méthode VOF (Volume Of Fluid) .....	37
2.3.2 Domaines de validation.....	38
2.3.2.1 Jet d'air impactant en 2D .....	38
2.3.2.2 Cas de jets multiples impactant.....	39
2.3.2.3 Domaine de fusion en convection naturelle.....	40
2.3.3 Jet oblique en 3D .....	41
2.3.3.1 Conditions aux frontières du domaine de calcul.....	44
2.3.3.2 Stratégie de maillage du cas de dégivrage.....	45
2.3.3.3 Paramètres de solveur et critères de convergence.....	46
CHAPITRE 3 VALIDATION.....	49
3.1 Écoulement en 2D.....	49
3.1.1 Étude du maillage .....	49

3.1.2	Choix du modèle de turbulence .....	51
3.1.2.1	L/D = 2 .....	52
3.1.2.2	L/D = 6 .....	53
3.1.3	Processus de fonte de glace .....	54
3.2	Écoulement en 3D .....	56
3.2.1	Jets multiples impactant .....	57
CHAPITRE 4 SIMULATION CFD DU JET DE DÉGIVRAGE .....		59
4.1	Choix de la forme de buse .....	59
4.2	Caractéristiques de quantité de mouvement en 3D .....	62
4.3	Caractéristiques du transfert thermique .....	65
4.4	Phases liquides sur la plaque .....	69
4.5	Caractéristiques du film liquide .....	71
4.6	Étude paramétrique .....	74
4.6.1	Pression d'entrée du jet et diamètre de la buse .....	74
4.6.2	Distance d'impact et angle d'inclinaison du jet .....	76
a)	Distance d'impact .....	76
b)	Angle d'inclinaison .....	78
4.6.3	Température d'écoulement du jet .....	82
4.6.4	Fermeture de l'étude .....	84
CONCLUSION .....		87
LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES .....		91
BIBLIOGRAPHIE .....		97

## LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 2.1	Paramètres géométriques variés pour les simulations .....44
Tableau 2.2	Détails du maillage du domaine de calcul .....45
Tableau 2.3	Propriétés physiques des matériaux de simulation .....47
Tableau 2.4	Paramètres utilisés pour la convergence de la simulation .....47
Tableau 4.1	Résultats de profondeurs de crevasse (mm).....75
Tableau 4.2	Débits et vitesses de sortie moyens pour plusieurs diamètres de buse .....75
Tableau 4.3	Tests de distance d'impact.....76
Tableau 4.4	Angles d'inclinaison du jet.....79
Tableau 4.5	Vitesses de dégivrage.....82
Tableau 4.6	Coefficients d'épandage .....84
Tableau 4.7	Paramètres principaux d'un jet oblique impactant thermique .....85



## LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 1.1	Diagramme de fonctionnement du système de dégivrage par infrarouge, InfraTek™ (Vasilyeva, 2009) .....	6
Figure 1.2	Profils de vitesse d'un jet impactant (Gauntner et al. 1970) .....	7
Figure 1.3	Description des régions d'écoulement d'un jet impactant une plaque plane (Poreh et al. 1967) .....	8
Figure 1.4	Jet impactant une plaque plane .....	9
Figure 1.5	Écoulement de l'eau de drainage par type de surface, a) plaque de verre; b) plaque en plexiglas (Wilson et al. 2011) .....	16
Figure 2.1	Modèle du jet oblique impactant une surface plane.....	24
Figure 2.2	Modèle de dégivrage thermique (Chen et al. 2016).....	28
Figure 2.3	Schéma d'un volume de contrôle sur la surface d'impact (Haaland, 2000).....	32
Figure 2.4	Exemple d'une grille et d'un volume de contrôle en coordonnées cartésiennes et en 2D .....	36
Figure 2.5	Domaine de calcul du jet impactant axisymétrique .....	38
Figure 2.6	Domaine de jets multiples impactant.....	40
Figure 2.7	Représentation du domaine de simulation de fusion de glace .....	40
Figure 2.8	Configuration du modèle pour la mesure d'angle du cône de jet (Jafari, 2014).....	41
Figure 2.9	Formes de buse, a) convergente droite; b) convergente .....	42
Figure 2.10	Géométries sélectionnées et conditions aux limites choisies, a) géométrie de buse; b) forme de l'orifice.....	43
Figure 2.11	Maillage du domaine de calcul .....	46
Figure 3.1	Nombre de Nusselt local pour différentes tailles de maillage .....	50

Figure 3.2	Nombre de Nusselt local pour différents nombres de Reynolds à $L/D = 2$ , a) modèle SST; b) modèle SKE.....	52
Figure 3.3	Nombre de Nusselt local pour différents nombres de Reynolds à $L/D = 6$ , a) modèle SST; b) modèle SKE.....	53
Figure 3.4	Propagation du front de fusion.....	55
Figure 3.5	Position du front de fusion à deux instants .....	56
Figure 3.6	Nombre de Nusselt moyen pour deux Reynolds, a) $Re = 10000$ ; b) $Re = 23000$ .....	57
Figure 4.1	Distribution de vitesse, a) convergente droite; b) convergente.....	60
Figure 4.2	Courbes de vitesse axiale .....	60
Figure 4.3	Pression dynamique de buse convergente droite .....	61
Figure 4.4	Détails du champ de pression d'impact.....	63
Figure 4.5	Pression de surface adimensionnée sur la plaque .....	64
Figure 4.6	Vitesse en fonction de la pression.....	65
Figure 4.7	Contours de, a) nombre de Nusselt au point d'impact; b) température sur la plaque.....	66
Figure 4.8	Transition turbulente.....	67
Figure 4.9	Tracé de transfert de chaleur.....	68
Figure 4.10	Fractions volumiques de liquide .....	70
Figure 4.11	a) Représentation du jet impactant la paroi; a1) profils de taux de croissance en x et z .....	72
Figure 4.12	Épaisseur de la phase liquide du jet incliné au point d'impact de coordonnées ( $x = 0.44$ m; $y = 0.25$ m).....	73
Figure 4.13	Influence de la distance d'impact sur la vitesse de dégivrage.....	77
Figure 4.14	Influence de la distance d'impact sur la profondeur de crevasse .....	78
Figure 4.15	Régression d'effet d'angle d'inclinaison .....	79
Figure 4.16	Vitesse de phase en fonction de la distance d'impact, a) vitesse de phase liquide; b) fraction phasique après 0.76 s .....	81

Figure 4.17      Effet de la température sur la vitesse de dégivrage.....83



## **LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES**

CFD	Computational Fluid Dynamics
RANS	Reynolds Averaged Navier-Stokes
SST	Shear Stress Transport
VOF	Volume Of Fluid
DNS	Direct Numerical Simulation
EDP	Équations aux dérivées partielles
GCI	Grid Convergence Index
SKE	Standard K-Epsilon



## LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

$t$	temps (s).
$D$	diamètre de buse (mm).
$U_0$	vitesse initiale du jet (m/s).
$U_m$	vitesse maximale du jet (m/s).
$U_i$	vitesse moyenne du jet (m/s).
$L$	distance d'impact du jet (mm).
$U_1, U_2$	vitesse du film de part et d'autre de l'impact en 2D (m/s).
$\Phi$	angle d'inclinaison du jet par rapport à l'horizontale (°).
$T_a$	température ambiante (°C, K).
$R_c$	rayon de circonférence formée par l'épandage de liquide sur surface (mm).
$W$	largeur de film liquide (mm).
$\chi$	fractionphasique massique.
$\alpha_i$	fractionphasique volumique.
$\tau_{ij}$	contrainte de cisaillement (N/m <sup>2</sup> ).
$\rho$	masse volumique (kg/m <sup>3</sup> ).
$\mu$	viscosité dynamique (m <sup>2</sup> /s, cp).
$\mu_t$	viscosité turbulente (m <sup>2</sup> /s).
$I$	intensité turbulente.
$u'_i$	fluctuation turbulente de la vitesse (m/s).
$T_f$	température du liquide (K).
$T(x)$	température du film liquide (K).
$T_w$	température du mur (K).

## XXII

$x_i$	coordonnées spatiales en x, y et z.
S	terme source de transfert de masse entre VOF et la zone de film liquide.
$F_i$	contraintes de surface (N/m <sup>2</sup> ).
P	pression statique (N/m <sup>2</sup> ).
$g_i$	accélération gravitationnelle (m/s <sup>2</sup> ).
Q	flux d'énergie du liquide dégivrant (W).
Q'	quantité d'énergie perdue par éclaboussure du jet sur la surface (W).
$S_m$	quantité de masse initiale du jet (kg/m <sup>2</sup> .s).
$S_E$	terme source d'énergie dans le VOF.
$\Gamma_E$	coefficient de diffusion.
$\lambda$	conductivité thermique (W/m.K).
$\delta$	épaisseur du film fluide (m).
$\nu = \frac{\mu}{\rho}$	viscosité cinématique (m <sup>2</sup> /s).
e	épaisseur de la section de plaque (m).
A	section de la plaque (m <sup>2</sup> ).
k	énergie cinétique turbulente à l'entrée (m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ).
$\varepsilon, \omega$	fréquence de dissipation de turbulence (s <sup>-1</sup> ).
$Re = \frac{U_i \times D}{\nu}$	nombre de Reynolds pour une buse de diamètre D.
$Nu = \frac{q \times \delta}{\lambda(T_f - T_w)}$	nombre de Nusselt du film liquide sur la surface d'impact.
$q = \frac{h_c}{T_f - T_w}$	flux de chaleur par unité de surface (W/m <sup>2</sup> ).
$h_c$	coefficient de transfert de chaleur.
L/D	distance d'impact adimensionnelle.

B	distance de demi-arc de courbure (mm).
$\beta$	angle du demi-cône d'épandage du jet à la sortie de la buse (°).
Cp	capacité thermique spécifique (kJ/kg.K).
r	facteur de raffinement entre deux tailles voisines de maillage.
Cp	capacité thermique spécifique (kJ/kg.K).
e <sub>a</sub>	erreur relative approximée.
p	ordre apparent du calcul.
$\Psi$	valeur extrapolée pour le calcul d'erreur numérique.
y <sup>+</sup>	hauteur adimensionnelle du premier nœud de maillage au-dessus du mur.
P <sub>T</sub> /P <sub>N</sub>	rapport de pression au point d'impact par la pression d'entrée du jet à la buse.
R <sub>j</sub>	rayon du ressaut hydraulique (m).
$C = \frac{R_j - R_N}{L}$	coefficient d'épandage du film liquide sur la surface d'impact.
R <sub>N</sub>	rayon de buse (m).
y	profondeur de crevasse (mm).
V	vitesse de dégivrage (cm <sup>3</sup> /s).
R	rayon de couverture du jet liquide sur la surface d'impact (mm).



## INTRODUCTION

Les conditions givrantes en aéronautique peuvent apparaître sur la structure de l'avion au sol comme en vol. Au sol, ces conditions sont causées soit par le carburant sous le point de congélation contenu dans les ailes de l'avion, soit par des précipitations pouvant être sous forme de neige ou de pluie verglaçante. Dépendamment de leur forme, ces précipitations contaminent l'aéronef et peuvent entraîner la détérioration de ses performances aérodynamiques. Plus de 1100 accidents et incidents aéronautiques sont provoqués, chaque année, par des phénomènes liés au givrage (Green, 2006; Petty et Floyd, 2004). En effet selon Transport Canada, une très légère rugosité de surface, d'une épaisseur aussi minime que 0,40 mm (1/64 po), perturbe l'écoulement de l'air au niveau de la portance et des gouvernes d'un aéronef (Transport Canada, 2005).

Afin d'éviter ces accidents, des mesures de dégivrage sont prises pour remettre l'aéronef en état de voler. Parmi les mesures de décontamination, nous pouvons citer le dégivrage et l'antigivrage. Le dégivrage, tel qu'il est conduit actuellement au sol, est une procédure par laquelle le givre, la glace, la neige ou la neige fondante (c.-à-d. la contamination solide) est enlevé d'un aéronef en utilisant un liquide de dégivrage. Le liquide est réchauffé pour permettre de nettoyer les surfaces. L'antigivrage est une procédure qui consiste à appliquer un liquide antigivrage d'aéronef sur une surface exempte de contaminants gelés pour la protéger de l'accumulation de tels contaminants pendant une durée limitée (Transport Canada, 2005). La famille de produits contenant du glycol, étant des liquides à bas point de congélation et haut niveau de viscosité, est utilisée pour le dégivrage au sol. L'éthylène glycol et le propylène glycol sont les deux types de produits utilisés pour le dégivrage au sol; les fluides à base de propylène glycol sont conseillés en raison du fait qu'ils sont moins toxiques, tel que mentionné dans la norme ARP4737H (SAE, 2008).

Au sol, la durée des opérations de dégivrage des avions dépend de facteurs tels que la taille de l'avion, la partie de l'avion à dégivrer et la procédure de dégivrage (type I, type IV). Selon le rapport de maîtrise (Yaniel Torres Medina, 2014), le temps de dégivrage varie entre 3 à 10

minutes dépendamment des conditions givrantes (précipitations ou pas), de la quantité de givre ou de neige sur les endroits stratégiques à savoir les ailes (bord d'attaque, extradors), le fuselage et les stabilisateurs. Deux procédures, énoncées dans l'ARP4737H (SAE, 2008), existent qui sont « One Step De-icing/Anti-icing » lorsque le fluide utilisé a une fonction de dégivrage et d'antigivrage et « Two Step De-icing/Anti-icing » quand le dégivrage est secondé par l'application de couche d'antigivrant. Dans le but de faciliter par la suite la lecture et la compréhension du présent document le dégivrage au sol concernera le « One Step De-icing/Anti-icing » décrit précédemment. Les fluides dégivrant listés sous AMS 1424 (SAE Type I : éthylène glycol ou propylène glycol) doivent être pulvérisés à chaud, soit à un maximum de 80 °C et à haute pression tel qu'indiqué par la norme ARP5149 (SAE, 2008).

### **Le problème et son contexte**

Dans le but de se protéger des contaminants plusieurs méthodes de dégivrage ont été mises au point. En vol, les systèmes de dégivrage fonctionnent de façon intermittente et laissent une certaine quantité de glace s'accumuler avant de l'enlever (Thomas et al. 1996). Les systèmes de dégivrage thermique ou mécanique réduisent l'adhésion à la paroi et brise la glace en morceaux. Par la suite, les forces aérodynamiques les ôtent et les transportent en aval de l'écoulement. Des études expérimentales (Chen et al. 2016), numériques (Wong et al. 2013) ou théoriques (Thomas et al. 1996) sont menées pour assurer la sûreté de fonctionnement des systèmes de protection d'un aéronef et un écoulement parfaitement attaché aux surfaces portantes. Il existe aussi des études, telles que celle de Zhu et al. (2015), permettant de caractériser la construction d'équipements et de son jet de dégivrage au sol qui sont, cependant, différents du système de dégivrage en vol.

Un jet de dégivrage consiste en un fluide forcé à sortir d'un petit orifice pour impacter une surface concave ou plane. Ce jet s'atomise pour former un film sur la surface d'impact. La simulation numérique de jet liquide impactant une surface plane est une modélisation multiphysique et multiphasique. C'est une modélisation multiphysique parce qu'elle fait intervenir la mécanique des fluides et des transferts thermiques. La modélisation multiphasique consiste à considérer dans le cas présent deux phases : le liquide (propylène

glycol) entouré d'un environnement gazeux (air). Dans cette étude, pour reproduire les phénomènes physiques existant lors du dégivrage au sol tel que le transfert thermique, le jet de liquide est à 60 °C et la surface à -20 °C.

Le dégivrage des avions est un processus complexe dans lequel l'écoulement du produit chimique en dehors de la surface d'impact détermine le niveau de pollution des eaux souterraines. Afin de réduire la pollution, il y a un intérêt à améliorer le processus d'épandage afin de réduire la quantité de produit chimique utilisée. Une étude expérimentale en laboratoire pourrait être nécessaire afin d'y parvenir. Cependant à titre d'étude préliminaire pour caractériser l'interaction entre un jet incliné et une surface plane, nous proposons d'utiliser la CFD afin d'évaluer la quantité de mouvement d'écoulement du jet liquide et le transfert thermique entre ce jet impactant et une surface plane. Il s'ensuivra une étude des paramètres géométriques et physiques pertinents à la caractérisation de l'influence qu'auraient ces paramètres sur certaines variables. Ces variables sont la profondeur de crevasse créée par le jet, la vitesse de dégivrage et le coefficient d'épandage.

La CFD permet en général d'obtenir beaucoup d'informations sur la nature des écoulements à des coûts moindres par rapport à l'expérience (Pratt & Whitney Canada, 2016). Ainsi, comparée aux essais expérimentaux, elle serait une option rapide et peu coûteuse pour concevoir et optimiser les systèmes de dégivrage. Afin de réduire les coûts de calcul, la CFD sera utilisée pour étudier un problème simplifié en lien avec les pratiques du dégivrage au sol.

### **Motivation**

Ce projet d'application concerne les jets de liquide dégivrant des ailes d'avions. Ainsi l'étude se veut pionnière dans la recherche afin d'identifier les facteurs géométriques pertinents et les propriétés physiques du jet visant l'amélioration à long terme des pratiques du dégivrage au sol. En effet le principal défi posé par les opérations de dégivrage au sol est que cette pratique doit être faite de façon à assurer un épandage de qualité et une décontamination quasi-parfaite des surfaces portantes de l'aéronef tout en utilisant une quantité de liquide moindre. Un épandage de qualité peut être défini par la couche du film liquide se formant sur

la surface d'impact selon l'atomisation du jet à la sortie de la buse. L'épaisseur et le rayon de cette couche de liquide seront des critères définissant la qualité de l'épandage.

### **Plan du mémoire**

Le premier chapitre fait la revue de la littérature concernant les jets inclinés de liquide impactant une surface plane avec une emphase sur le processus de transfert thermique et l'épandage du jet liquide sur la surface plane. Le modèle mathématique et la méthode numérique employée sont présentés dans le deuxième chapitre. Le troisième chapitre présente la validation en 2D et en 3D de la méthode numérique. Le quatrième chapitre présente d'abord les résultats en 3D de la distribution de pression et du transfert thermique sur la surface d'impact. Ensuite une étude paramétrique de l'effet du diamètre de la buse, de l'angle d'inclinaison, de la distance d'impact et des caractéristiques physiques d'écoulement sur la vitesse de décontamination de surface, la profondeur de crevasse sur la glace et le coefficient d'épandage du liquide est réalisée. Dans ce même chapitre, les résultats obtenus seront discutés en comparaison avec des données de la littérature. Lorsque l'étude avec laquelle la comparaison est faite présente des paramètres adimensionnels, nos paramètres le seront aussi; à titre d'exemple, nous choisirons le ratio distance d'impact par le diamètre de la buse.

## CHAPITRE 1

### REVUE DE LA LITTÉRATURE

Dans ce chapitre, une revue des études pertinentes sur le dégivrage au sol ainsi que sur des applications de jets impactant pour le refroidissement, le séchage, le nettoyage, est présentée. Cette revue a pour but d'identifier les paramètres de mise à l'échelle de l'écoulement de jet liquide impactant une surface plane. Trois paramètres physiques comme la vitesse, la pression et la température; trois paramètres géométriques comme l'angle d'inclinaison, la distance de la sortie du jet à la surface d'impact, l'épaisseur du film liquide à la surface ont un effet important sur le transfert thermique. Le transfert thermique est représenté par le nombre adimensionnel de Nusselt qui est proportionnel au coefficient de transfert thermique. La quantité de mouvement est aussi un facteur important pour l'efficacité de la décontamination de surface.

#### 1.1 Jets impactant

En matière de méthode de décontamination de surface givrée, d'une part il est question d'améliorer l'efficacité d'un modèle de jet de liquide chauffé qui vient impacter une surface, d'autre part de remplacer un jet de liquide par un rayonnement infrarouge peut aussi s'avérer efficace. En effet pour le cas du rayonnement infrarouge, ce sont des rayons incidents qui viennent impacter une surface. Ainsi le rapport, rédigé par Carroll McCormick en 2008 sur le dégivrage par infrarouge, présente la technologie brevetée appelée InfraTek™. Il s'agit d'une alternative au dommage causé à l'environnement par les méthodes chimiques de dégivrage. Néanmoins cette technologie utilise quand même de l'énergie provenant des longueurs d'ondes infrarouges générées par les Unités de Traitement d'Énergie brevetées EPU (figure 1.1).

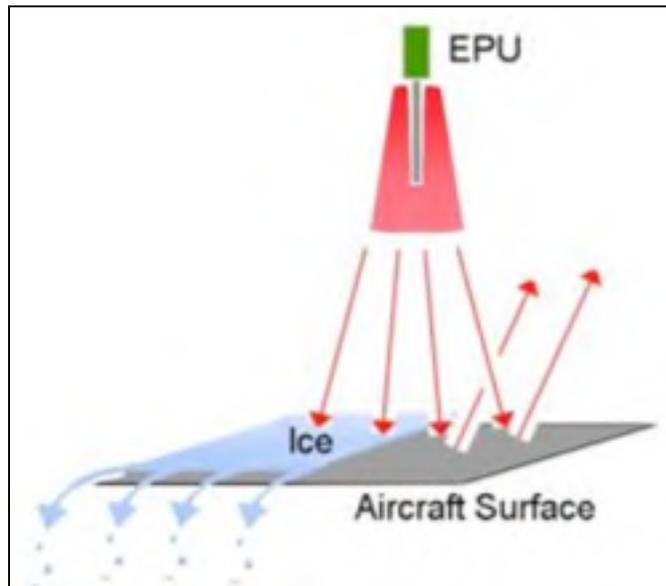


Figure 1.1 Diagramme de fonctionnement  
du système de dégivrage par infrarouge, InfraTek™  
Tirée de Vasilyeva (2009, p. 12)

### 1.1.1 Études théoriques

Les jets impactant ont été largement étudiés sous plusieurs configurations d'écoulement notamment dans la conception d'échangeurs de chaleur, le traitement chimique des surfaces de métaux et autres matériaux. Gauntner et al. (1970) présente, dans leur revue de littérature sur les caractéristiques d'écoulement de jets turbulents impactant, d'abord deux régions principales correspondent toutes à l'établissement du jet : une région de jet libre (I) et une région de développement ou de diffusion du jet (II). La figure 1.2 montre le profil de vitesse dans les deux premières régions d'établissement.

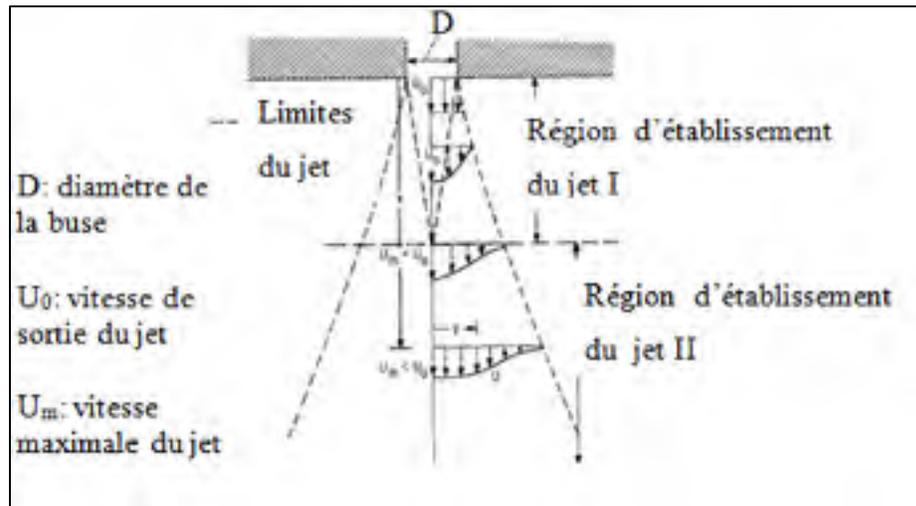


Figure 1.2 Profils de vitesse d'un jet impactant  
Reproduite et adaptée de Gauntner et al. (1970, p.5)

Initialement, le jet a un profil de vitesse uniforme de valeur  $U_0$ . La région du jet libre ou de diffusion du jet a un profil de vitesse parabolique de valeur maximale  $U_m$ . Cette région du jet libre est définie comme la région d'établissement de l'écoulement ou de développement du jet libre au-delà du sommet du cœur potentiel. Elle se caractérise par la dissipation de la vitesse à la ligne centrale du jet. Cette région du jet libre va de la sortie de buse au sommet du cœur potentiel du jet. Le cœur potentiel est la portion centrale de l'écoulement dans laquelle la vitesse est constante et égale à la valeur en sortie de buse,  $U_0$ .

Peu d'études ont été réalisées dans le cas de jets inclinés en comparaison aux jets verticaux ou horizontaux impactant perpendiculairement une surface. Néanmoins, l'analyse dimensionnelle de la forme d'un jet liquide sortant d'un tube horizontale réalisée par Rabaud et Tramis (2011) permet de prédire la forme d'un jet inclinée par visualisation des lignes de courant. L'analyse du transfert thermique d'un jet impactant une surface chaude de Hosain et al. (2015) a permis d'investiguer l'influence du débit d'eau sur les caractéristiques de refroidissement et de développer une corrélation sur la position radiale qui donne la valeur maximale de Nusselt. De plus, cette étude montre que la performance thermique, évaluée par le Nusselt, d'un système de deux jets comparés à celle d'un jet unique dépend de la distance séparant les deux jets. Pour une distance entre les deux jets d'exactly quatorze fois le

diamètre de jet, il se crée une interaction thermique additionnelle. La performance thermique est évaluée par le coefficient de transfert thermique par convection estimé par le nombre de Nusselt.

Une autre étude de Poreh et al. (1967) présente une configuration de jet vertical impactant. Comparé à la figure 1.1, ce cas caractérise la morphologie du jet. Cette configuration se compose de quatre régions : une région de transition sur une distance égale à neuf fois le diamètre de buse, une région du jet circulaire qui mène à une zone de déflexion du jet pour finir dans une zone radiale du jet. La figure 1.3 montre cette configuration de jet impactant une surface solide perpendiculairement.

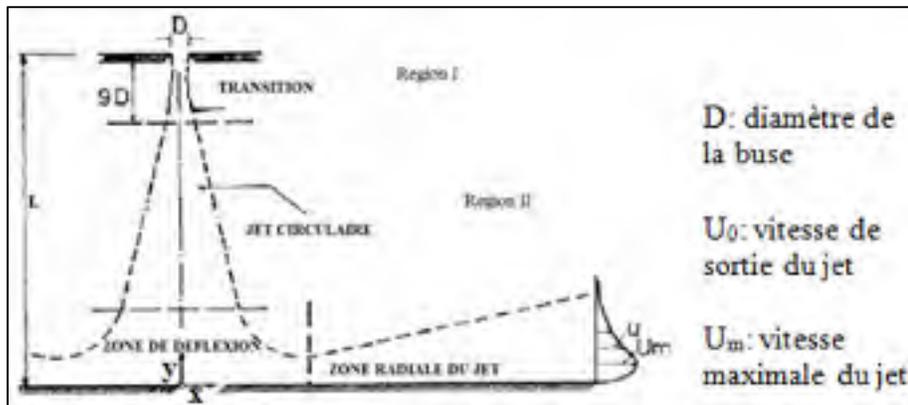


Figure 1.3 Description des régions d'écoulement d'un jet impactant une plaque plane  
Tirée de Poreh et al. (1967, p. 457)

La zone de déflexion correspond au changement de direction du jet proche de la paroi. La dernière région d'écoulement sur la surface d'impact est la région d'étalement du jet dans la direction transversale de formation du film liquide. Il apparaît que, proche de la paroi, la vitesse est maximale.

### 1.1.2 Paramètres géométriques et physiques

Les jets impactant s'appliquent dans la majorité des cas à des sprays pour refroidir des surfaces. Un système de refroidissement idéal doit être en mesure de générer un transfert thermique efficace uniformément sur la surface. Le flux de chaleur critique décrit la limite thermique d'un refroidissement dans lequel se produit un changement de phase sur la surface d'impact qui dégrade l'efficacité du transfert thermique causant des points de chaleur. La CFD est en mesure de prédire ces points de chaleur locaux d'après les récents développements en méthode numérique pouvant simuler les mécanismes de transport et le transfert thermique à une interface fluide-solide. Ces développements seront validés et discutés dans la suite. La figure 1.4 fait la synthèse des figures 1.2 et 1.3. Cette figure 1.4 illustre les principaux paramètres géométriques et physiques impliqués dans un jet impactant, les différentes régions de l'écoulement et les profils de vitesse du jet.

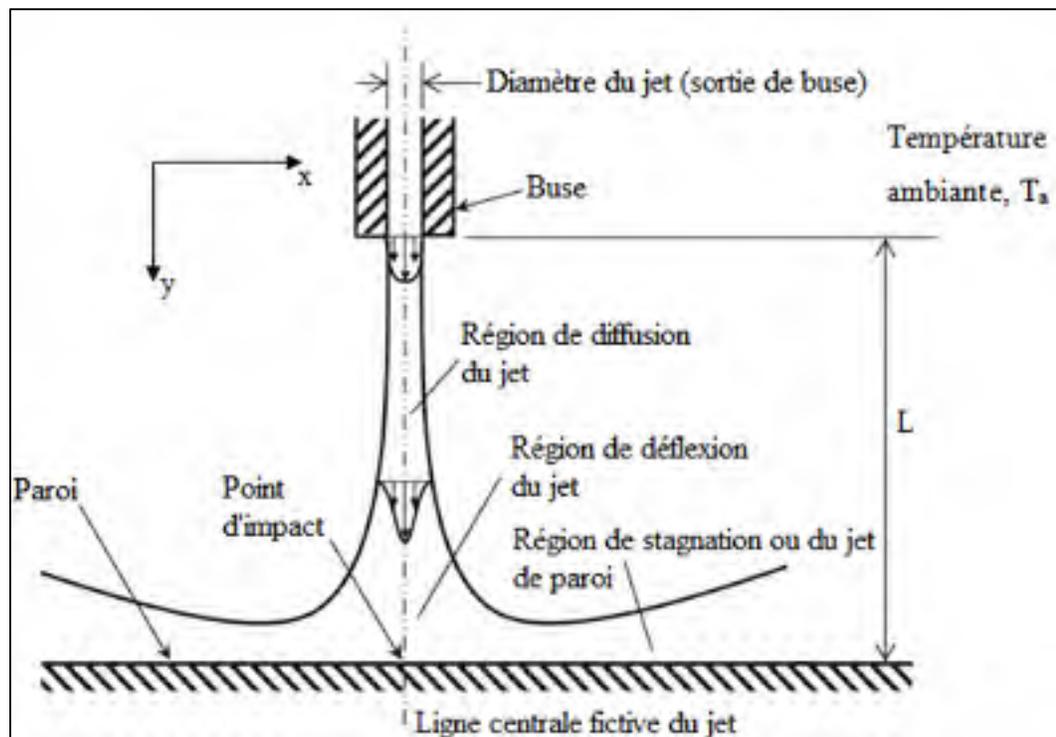


Figure 1.4 Jet impactant une plaque plane

Les principaux paramètres géométriques qui interviennent dans un jet impactant sont :

- le diamètre  $D$  de la buse (mm);
- la distance  $L$  ou hauteur d'impact qui sépare la buse de la surface d'impact (mm);
- dans notre cas, l'angle d'inclinaison  $\Phi$  entre l'axe de direction du jet et la normale à la surface plane d'impact ( $^{\circ}$ ). Mais ce paramètre sera exposé en détail dans le modèle mathématique.

Sur cette figure, un jet de fluide sort de la buse et se développe dans une zone appelée région de diffusion à température ambiante  $T_a$ . Après le point d'impact sur la paroi, le jet est dans la région de déflexion qui marque son changement de trajectoire pour finir dans la région de stagnation. Une vitesse initiale est imposée au jet et à sa sortie de la buse, celle-ci se développe jusqu'à donner un profil parabolique plus prononcée avant l'impact.

### 1.1.3 Transfert de chaleur

Petera et Dostál (2016) ont comparé des mesures expérimentales de réponse au flux de chaleur oscillant appliqué au transfert thermique de surface à des simulations CFD. Ce flux de chaleur oscillant est produit par une lampe halogène de 1000 W en faisant varier la tension pour une fréquence de 0.1 Hz. Un jet d'air à 25.9  $^{\circ}\text{C}$  impacte de l'autre côté de la paroi pour refroidir la surface chauffée par les rayons de lumière. En implémentant un modèle anisotropique pour les flux de chaleur turbulents, les auteurs sont en mesure d'obtenir une bonne prédiction des caractéristiques thermiques du jet impactant. Alimohammadi et al. (2014) présente une validation expérimentale d'une méthode CFD utilisant un modèle de turbulence afin de prédire la transition laminaire-turbulente du jet proche de la paroi. Les résultats du modèle, comparés à des mesures expérimentales, prédit précisément la distribution radiale du nombre de Nusselt d'un jet circulaire stationnaire avec une erreur dans la région de stagnation d'environ 3 %.

Les caractéristiques d'écoulement de jet impactant des surfaces planes comme concaves ont été étudiés par plusieurs chercheurs. Ces écoulements ont, dépendamment du domaine d'étude, divers objectifs. Par exemple, les turbines à gaz utilisées en aviation fonctionnent à des pressions et températures élevées afin d'atteindre de hauts rendements avec une faible consommation de combustible. La méthode employée pour refroidir les pales de turbine est celle de jets multiples d'air impactant les surfaces internes des bords d'attaques comme celle présentée par Ramakumar (2013). L'étude fait varier des paramètres tels que le nombre de Reynolds, le degré de concavité de la surface d'impact, la distance de la sortie du jet à la plaque adimensionnée soit par la largeur des orifices des jets ou soit par le diamètre de ces mêmes orifices. Ainsi l'étude parvient à prédire l'écoulement complexe du jet confiné ainsi que la tendance du Nusselt dans les zones de stagnation et mélange pour ces jets multiples. Les expériences de Bunker et Metzger (1980) ainsi que les corrélations de Chupp et al. (1969) servent de comparaison afin de valider les résultats numériques des vecteurs de vitesse, des champs de pression et des contours du transfert thermique.

Dans le même ordre d'idées, une étude expérimentale a été menée par Zerrouk et al. (2015) afin de déterminer les facteurs qui peuvent influencer les performances de l'efficacité de refroidissement et l'optimisation de la meilleure disposition des jets par rapport à la surface cible. Ces auteurs montrent l'impact de la génération de tourbillon de jets multiples sur le transfert thermique sur une plaque plane. Ils trouvent que le tourbillonnement, évalué par le nombre de swirl, et la présence d'une surface d'impact assure l'homogénéisation thermique avec un étalement important du jet. Paramanandam et al. (2014), avec leur étude de l'effet de la rotation sur le transfert thermique et l'écoulement de jet impactant, montrent que l'impact des particules d'air est d'augmenter l'épandage du jet global par rapport à un jet libre sans impact. L'épandage d'un jet sur des surfaces concaves et planes se différencie par la structure de l'écoulement à l'impact ou son épandage. Pour une surface concave, il se forme un vortex Taylor-Görtler plus prononcé que sur une surface plane (Paramanandam et al. 2014). Il s'ensuit une transition laminaire-turbulente du jet qui augmente l'échange de quantité de mouvement et le transfert thermique. L'influence de la hauteur d'impact, de la température

d'entrée des diffuseurs d'air et de la configuration du profil de surface ou du diffuseur change le Nusselt moyen de 2.7 %.

Castro et al. (2014), en utilisant un jet d'air chaud impactant dans un système antigivre en vol, montrent que le transfert thermique s'intensifie lorsque la distance buse-plaque est raccourcie. Ils proposent une corrélation estimant le Nusselt moyen en prenant compte l'espacement entre jets et la hauteur d'impact pour un Mach compris entre 0.2 et 0.8. L'effet du nombre de Mach est identique à l'effet du nombre de Reynolds en incompressible. Plus le nombre de Mach augmente et plus le transfert thermique s'intensifie. En effet, Mubarak et al. (2011) montre que le nombre de Nusselt augmente lorsque croît le Reynolds du jet pour plusieurs configurations du canal d'alimentation. Ces auteurs définissent le Nusselt comme étant le coefficient de transfert thermique convectif local à la surface d'impact. Ce coefficient est exprimé en fonction de la différence entre la température donnée par un thermocouple placé sur la surface d'impact en cuivre et la température à l'entrée du canal fournissant le jet. Seulement le Nusselt est corrélé au Reynolds et l'incertitude du Reynolds a été estimée à 2.2 %. Ainsi, la distribution du Nusselt se retrouve affectée par cette incertitude.

Dans la fabrication de composants microélectroniques, il faut évacuer des quantités de chaleur afin d'assurer la performance des produits. Wang et al. (2014) ont, dans leur étude numérique du comportement de l'écoulement et du transfert de chaleur d'un jet d'air impactant, comparé l'efficacité de quinze modèles de turbulence afin de donner une référence pour les jets multiphasiques impactant. Cette étude montre qu'un modèle de turbulence différent est validé pour chacun des problèmes étudiés. Cependant afin de décrire correctement le comportement de l'écoulement du jet, au-delà du modèle de turbulence, interviennent les lois de paroi ainsi que des nombres adimensionnés pour la vitesse, l'énergie cinétique turbulente et le nombre de Nusselt. Ces auteurs testent et comparent quinze modèles de turbulence avec des cas expérimentaux et des lois de paroi pour prendre en compte la transition laminaire-turbulente de l'écoulement du jet après l'impact. La vitesse, l'énergie cinétique turbulente et le nombre de Nusselt permettent de caractériser les écoulements de jets impactant multiphasiques. Parmi ces quinze modèles de turbulence, il

apparaît que le SST  $k-\omega$  est plus approprié pour les jets impactant et que le modèle  $k-\varepsilon$  est moins approprié car nécessitant une loi de paroi améliorée.

Pakhomov et Terekhov (2013) ont étudié l'effet de la fréquence d'impulsion sur le transfert thermique au point de stagnation d'un jet impactant d'air turbulent avec l'utilisation du modèle de contrainte de Reynolds (RSM). La fréquence varie entre les valeurs de 0 et 60 Hz sur un cycle de charge adimensionné en temps (temps d'impulsion par temps de repos) de 0.5. Cependant ils trouvent que l'augmentation du Reynolds fait décroître l'intensité du transfert thermique (exprimé par le Nusselt) pour une distance d'impact (adimensionnée par le diamètre de section du jet)  $L/D$  supérieure à 8. La suppression du transfert thermique se remarque dans les zones de faibles fréquences, c'est-à-dire lorsque  $f < 5$  Hz. Une fois que les jets atteignent la surface d'impact, dépendamment des configurations, il se forme un film de liquide mince ou épais.

#### **1.1.4 Études paramétriques de la quantité de mouvement et du transfert thermique**

L'étude expérimentale de Bouhadeh (1978) trouve que l'épaisseur de film est un paramètre important permettant de caractériser l'étalement d'un jet liquide cylindrique vertical sur un plan horizontal. Les mesures d'épaisseur ont été faites pour plusieurs débits compris entre 60 et 212  $\text{cm}^3/\text{s}$  et ont permis de prévoir la position du ressaut et sa structure avec le nombre de Froude. Dans une même optique, Buevich et Mankevich (1992) étudient théoriquement le transfert de chaleur et de masse avec une approximation de couche limite mince au moyen du nombre de Prandtl. Le Prandtl est, par définition, le ratio de la diffusivité thermique du fluide par sa viscosité. L'auteur qui présente ce nombre adimensionnel de Prandtl comme le nombre de Schmidt considère une approximation simplificatrice de couche limite mince pour investiguer le transfert de chaleur convectif et de masse d'un jet impactant une surface plane. La théorie du ressaut hydraulique pour l'étude du transfert de chaleur et de masse se détermine dans une large mesure par le champ de vitesse du film généré par le jet. Ce ressaut est une fonction du nombre adimensionnel de Froude. Ces auteurs expliquent que le liquide,

impactant une surface, s'étale sur celle-ci en couche mince. Sous l'effet de la quantité de mouvement dû au jet impactant, le film liquide se déplace le long de la surface. Dans la même optique Zuckerman et Lior (2006) présentent des corrélations de distribution de masse, de quantité de mouvement et d'énergie en fonction des paramètres adimensionnels clés du jet incident afin de prédire le coefficient de transfert thermique du jet. Ce coefficient est évalué par le nombre de Nusselt. La quantité de mouvement est estimée par une corrélation entre le coefficient de pression adimensionnel ou le rapport adimensionnel de vitesse (entre vitesse de phase liquide et vitesse axiale du liquide) et le nombre de Nusselt.

Une revue de littérature des caractéristiques d'écoulement d'un jet turbulent impactant a été proposée par Gauntner et al. (1970). Cependant, cette revue se limite à la présentation du comportement global d'un jet monophasique pour différentes régions caractéristiques. Dans le cas d'un jet multiphasique incliné par rapport à sa cible, d'autres paramètres tels que l'angle d'inclinaison et le ressaut interviennent (Chakraborty et al. 2009). Ces auteurs, avec une méthode intégrale de quantité de mouvement moyennée sur l'épaisseur d'un film mince liquide, montrent que l'écoulement d'un jet impactant une surface en mouvement est équivalent à un écoulement d'un jet incliné impactant une surface stationnaire.

L'épandage d'un jet liquide dépend aussi de critère comme l'atomisation. L'étude menée par Stevenin et al. (2011) à forts nombres de Reynolds et de Weber dans l'air au repos permet d'observer différents modes de rupture et différentes structures de fragmentation du jet. Afin de mieux comprendre l'influence des conditions au moment de l'impact du jet tel que le ressaut sur le développement de l'épandage, certaines contraintes sont à considérer. À cet effet, Liu et Lienhard (1993) montre que la tension de surface joue un rôle dans la forme du ressaut et cette tension de surface est une cause de la finesse du film liquide. Des instabilités apparaissent sous forme de vortex, cisaillement, etc. dans la structure du ressaut lorsque le film liquide devient plus épais et que les effets de tension de surface décroissent à la paroi impactée.

Des études expérimentales se sont concentrées sur des jets monophasiques tels que les sprays d'air refroidisseurs ou sécheurs ou encore des jets prédisant la performance du transfert thermique dans un écoulement transversal avec un générateur de vortex (Wang, 2015). Les modèles numériques d'écoulement multiphasique considèrent souvent deux phases (gaz/solide) pour des applications de séchage en étudiant le temps de résidence des particules (Choicharoen et al. 2012) ou le suivi du degré d'humidité (Khomwachirakul et al. 2016). Tel que décrit par Keshani et al. (2015), le mode de déposition du fluide d'un spray est complexe et la physique sous-jacente requiert des études fondamentales réalisées au moyen de formes géométriques simplifiées. Des critères tels que le niveau de stabilité de l'air (rapport de vitesses), la contrainte de cisaillement sur le mur et la vorticité sont considérés pour caractériser le niveau de déposition du fluide.

  la différence d'un jet, un spray est plus fin et forme à sa sortie de la buse un brouillard de fines gouttelettes. En se déposant, le spray formerait un film très mince de fluide. Conformément aux résultats expérimentaux et numériques de Wang et Niu (2015), la hauteur du spray a une faible influence sur la performance du transfert thermique convectif. Cette analyse vient cependant contredire celle donnée par Zerrouk et al. (2015). Selon leurs résultats expérimentaux, plus la hauteur d'impact augmente et plus il apparaît une distribution de température uniforme sur toute la surface de la plaque. Si cette plaque est rapprochée du diffuseur de jet, il y a une température élevée au centre du point d'impact ce qui n'est pas avantageux pour le chauffage ou le refroidissement.

Il faut en déduire que la distance du spray doit être prioritairement déterminée par sa structure d'ensemble (atomisation ou diffusion du spray) plutôt que la performance du transfert thermique entre le spray et la surface d'impact. En effet Zerrouk et al. (2015) concluent que la distribution de température du jet dépend de son degré de confinement et de son épandage après la déflexion caus e par l'impact. De plus, des caractéristiques thermiques du fluide utilisé tel que sa température de changement de phase et sa température de saturation doivent être considérés afin de déterminer le choix du fluide.

Certaines études concernent des procédés industriels de décontamination des surfaces. Afin d'assurer un meilleur épandage de liquide sur la surface contaminée, une hypothèse suggère d'étudier la constitution de la surface, voire de prévoir la solution du revêtement et la variation chimique de solutions aqueuses (Wilson et al. 2011). Cette variation chimique consiste à insérer dans la solution aqueuse des substances capables de dissoudre les contaminants. Cette étude expérimentale de l'écoulement sur la surface et le film de drainage créés par un jet permet de comprendre le comportement du liquide dépendamment de la surface (Wang et Davidson, 2014). Les auteurs présentent des cas avec du plexiglas et du verre. Dans le cas du verre, la figure 1.5 permet de constater un meilleur épandage caractérisé par un rayon de circonférence  $R_c$  et une largeur de film  $W$  plus grands qu'avec une surface en plexiglas. Il est important de mentionner que la surface est disposée verticalement et que la gravité a un effet sur la couverture de la surface par le liquide impactant. Dans notre étude cependant la surface impactée est disposée horizontalement.

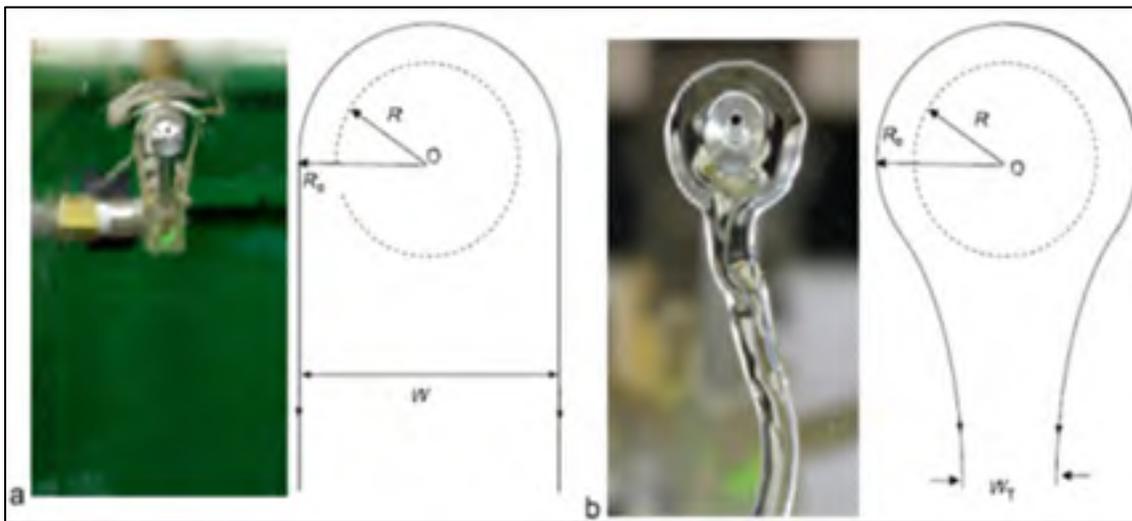


Figure 1.5 Écoulement de l'eau de drainage par type de surface, a) plaque de verre;  
 b) plaque en plexiglas  
 Tirée de Wilson et al. (2011, p. 451)

L'étude paramétrique présentée dans ce paragraphe concerne des jets inclinés pour la décontamination de surface en verre. Il est intéressant de préciser que c'est la surface qui est

inclinée par rapport à l'axe du jet. Même si cette surface n'est pas contaminée comme dans notre cas, cette étude est jugée intéressante de par sa démarche et du fait qu'elle se rapproche de notre étude. En effet, ces auteurs aussi considèrent la quantification de l'épaisseur de film circulaire en fonction de la quantité de mouvement créé par le jet impactant. Ils terminent par une étude paramétrique avec le rayon du film circulaire et l'angle de mouillage de la surface.

### **1.1.5 Méthodes de décontamination de surface**

Deux méthodes de décontamination de surface sont connues : le nettoyage humide et le nettoyage à sec. Dépendamment de la taille des particules adhérant et du matériau constituant la surface à nettoyer, une méthode est plus efficace que l'autre. Les particules adhérant au matériau sont toute matière contaminant la surface. Le nettoyage humide serait plus efficace pour les fines particules de l'ordre de  $0.75 \mu\text{m}$ . Cependant, un processus de séchage serait requis par la suite à cause des additifs chimiques utilisés. Le taux de décontamination des particules de l'ordre  $0.75 \mu\text{m}$  a été comparé au taux obtenu pour des particules de l'ordre de  $2.92 \mu\text{m}$ . Zhu et al. (2015) en analysant les problèmes des méthodes existantes de dégivrage proposent une méthode alliant le dégivrage thermique et la technologie de dégivrage au jet de liquide. Dans cette optique, Guha et al. (2010) investiguent un jet d'eau à haute vitesse à des fins de décontamination. Plus particulièrement le développement de la pression, l'entraînement d'air ambiant par le jet liquide et l'épandage final obtenu.

Le modèle mathématique Yi-Hung Liu et al. (2011) répertorie les mécanismes intervenant lors d'une décontamination de particules contaminant une surface et dresse le bilan des forces et moments. Les mécanismes suivants sont ceux qui s'appliquent à notre cas: la séparation cinétique reposant sur le transfert dynamique entre la particule impactant et le contaminant, la séparation due à la traînée aérodynamique suivant l'impact, la séparation thermique due à la fusion des résidus dans le propylène glycol. Trois forces agissent pendant la décontamination : la force d'impact de la gouttelette  $F_C$ , la force de traînée de la gouttelette

$F_a$  et la force d'adhésion de la particule incrustée  $F_a$ . La gravité est négligée sachant que les particules sont très petites (point de vue microscopique).

## **1.2 Modélisation des volumes finis**

Cette section fournit une brève description des modèles hydrodynamiques et multiphasique associés au logiciel utilisé. La considération est faite pour un écoulement libre ainsi que celui du film liquide sur la surface d'impact. Le modèle couplé utilisé dans ce travail, basé sur des études de jet similaires à la nôtre, sera aussi introduit.

### **1.2.1 Procédure CFD**

Masoumeh Jafari (2014) a développé, au moyen de simulations CFD, une meilleure compréhension de l'écoulement de liquide ainsi que du transfert thermique associé à l'impact d'un spray refroidisseur sur une surface solide chaude représentant un contenant cylindrique. Dans ce travail, plusieurs gouttelettes d'un spray de liquide froid se déchargent dans l'air, se déposent sur une surface chaude et forment une mince couche de liquide sur cette surface solide. L'approche couplée Eulérienne-Lagrangienne a été utilisée au moyen du logiciel commercial STAR-CCM+ pour résoudre cet écoulement multiphasique. Cette approche résout des écoulements pour des gouttes de diamètre compris entre 50 et 100 microns. Une complexité de ce problème est le cas où la surface solide contient un autre liquide chaud comme source interne de chaleur. Afin de prédire la moyenne en temps du coefficient de transfert thermique propre à ce cas, l'approche du transfert de chaleur conjugué a été adoptée en négligeant la conduction thermique dans la paroi solide.

Sasson et al. (2016) présente la méthode VOF pour modéliser l'écrasement d'une masse solide sur une surface liquide appliqué à l'industrie du pétrole. Il s'agit d'une étude qui détermine l'influence de la variation de paramètres pour prédire la cinématique d'écrasement

d'un réservoir de pétrole ainsi que les forces aérodynamiques, hydrodynamiques à la surface libre d'un liquide. La méthode VOF est utilisée pour la capture et la reconstitution de l'interface de la surface libre d'un jet impliquant deux ou plusieurs fluides non-miscibles (Dahia et al. 2013). Dans cette méthode, les phases sont considérées comme ayant les mêmes valeurs de vitesse, pression et température. Ainsi, l'interaction à l'interface n'est pas modélisée. Le modèle VOF s'applique aux écoulements multiphasiques où plusieurs fluides, c'est-à-dire gaz et au moins un liquide, sont physiquement séparés (STAR-CCM+, 2016). L'exemple typique appelé écoulement libre est celui du bateau flottant ou d'un réservoir à moitié rempli d'eau.

Le modèle Eulérien multiphasique est employé si les détails du mouvement des gouttelettes constituant un liquide ne sont pas nécessaires. Ce modèle considère la concentration des particules (fraction volumique) et leur vitesse moyenne. Ce modèle est basé sur la formulation Eulérienne-Eulérienne où chaque phase a son propre ensemble d'équations de conservation. Les phases sont considérées comme étant un mélange sur une échelle de longueur plus petite que les échelles résolues par la discrétisation du domaine de calcul et ces phases coexistent partout dans ce domaine. La fraction volumique est une portion de volume qu'occupe une phase. Ce modèle est approprié pour des modèles où chaque phase peut être considérée constamment mélangée à certains endroits du domaine de calcul; par exemple, un nuage de sable transporté par le vent, des bulles en mouvement dans un liquide ou des liquides dans un mélangeur ou un séparateur. Dans notre étude, deux phases (liquide et gaz) et trois fluides (l'eau, le propylène glycol et l'air) sont impliqués mais nous cherchons à résoudre la quantité de mouvement et le transfert thermique du mélange liquide (propylène glycol-eau) avec entrainement d'air. Le mélange liquide glycol/eau se produit à la surface d'impact tandis que l'entrainement d'air, initialement au repos, se fait juste après la sortie de la buse c'est-à-dire à l'entrée du domaine de calcul. Ainsi le modèle Eulérien multiphasique de STAR-CCM+ serait le plus adapté à notre étude, car ce modèle permet de caractériser la diffusion du jet au moyen du VOF et la transition en film à la surface par le modèle de film liquide.

### 1.3 Bilan et limitations de la revue de littérature

L'objectif principal de ce projet s'inscrit dans le cadre de l'étude de la quantité de mouvement et du transfert thermique permettant la décontamination d'une surface lors du dégivrage au sol des avions. Basé sur la revue de littérature, il existe trois paramètres physiques qui sont la pression de sortie du jet impactant, sa vitesse et sa température. Alors que trois paramètres géométriques qui sont la hauteur d'impact du jet, l'angle d'inclinaison et l'épaisseur du film liquide sur la surface d'impact ont des effets significatifs sur l'efficacité de décontamination de surface. La tâche de généraliser des conclusions spécifiques, basées sur des corrélations ou des études, est difficile surtout si celles-ci sont obtenues pour des applications utilisant des paramètres différents de ceux mentionnés ci-dessus.

Il n'y a pas de consensus sur l'effet d'un paramètre géométrique ou physique quelle que soit l'application; seule une étude paramétrique pourrait le déterminer. Par exemple, en augmentant la hauteur du jet impactant, le taux de transfert thermique peut augmenter ou diminuer. La conclusion pourrait être qu'il y a une hauteur optimale qui puisse renforcer ce taux de transfert thermique. Augmenter la vitesse, dans les limites de pression acceptable à la paroi, entraîne plus de quantité de mouvement, plus d'agitation ou d'instabilité dans le film liquide et une mince couche limite thermique qui pourrait augmenter le taux de transfert thermique. Dépendamment de la quantité de mouvement du jet impactant, un mince film liquide se déplace le long de la surface.

Afin de mieux comprendre la physique du jet décontaminant, des simulations numériques détaillées sont nécessaires. Le modèle mathématique derrière la méthode numérique concerne majoritairement les équations régissant la conservation de masse, de quantité de mouvement et d'énergie. La méthode numérique, préalablement validée, sera capable de simuler entièrement un jet oblique impactant une surface plane, incluant la diffusion du jet ainsi que le film liquide résultant. Dans les prochains chapitres de ce mémoire, cette méthode numérique sera expliquée en détail et ces résultats seront présentés. Au meilleur de notre

connaissance, aucun document ne traite d'un problème similaire résolue par CFD dans la littérature; c'est-à-dire d'un jet liquide incliné, libre et impactant une surface horizontale immobile.

### **Objectifs de l'étude**

Le banc d'essais virtuel vise à vérifier l'influence de trois paramètres géométriques (diamètre de buse, angle d'inclinaison du jet et distance d'impact) et deux paramètres physiques (pression et température) sur l'épandage de propylène glycol (profondeur de crevasse, vitesse de décontamination et coefficient d'épandage) sur une surface froide représentant une aile d'avion. Le premier sous-objectif consiste à définir les paramètres de mise à l'échelle de l'écoulement de fluide d'après la littérature portant sur les interactions entre un jet de liquide et une surface.

Le deuxième sous-objectif est d'utiliser le modèle de CAD et d'étudier les écoulements à l'aide de la simulation numérique CFD. Dans le but de gagner en confiance dans l'étude et afin de donner de la pertinence au travail, les résultats 2D seront validés à l'aide des données expérimentales de Lee et al. (1999) modélisant le transfert thermique dans la région de stagnation d'un jet impactant turbulent axisymétrique. Des résultats numériques seront comparés aux expériences de Virag et al. (2006) présentant des résultats sur le processus de fonte d'un bloc de glace en convection naturelle. En 3D, une vérification sera faite entre nos résultats du Nusselt et ceux de Fénot et al. (2008) sur l'étude de jets ronds impactants chauds sur une surface concave. Le dernier sous-objectif concerne l'utilisation de l'étude paramétrique afin d'évaluer l'influence des paramètres géométriques et physiques, cités ci-dessus, sur certains résultats. Ces résultats sont la profondeur de crevasse créé par le jet sur la glace, la vitesse de décontamination de la glace sur la surface et le coefficient d'épandage du liquide sur la surface d'impact.

### **Les données et leur traitement**

A partir des données expérimentales de Chakraborty et al. (2009) sur les effets de l'inclinaison d'un jet impactant une surface horizontale, la première étape consiste à

identifier les principaux paramètres géométriques de l'écoulement du liquide. Les paramètres physiques sont identifiés au moyen de l'étude de Masoumeh Jafari (2014). Les paramètres géométriques sont le diamètre de sortie de la buse, la distance séparant la sortie de la buse et l'angle de projection du jet. Les paramètres physiques sont la pression et la température initiale de sortie du jet.

Pour l'étude CFD, il faudra discrétiser le domaine de calcul, c'est-à-dire générer un maillage représentant la buse, le jet de liquide et la surface horizontale avec comme outil, STAR-CCM+. Dans un premier temps, nous étudierons l'écoulement d'un jet d'air sur une surface plane en 2D afin d'identifier le maillage adéquat pour le fluide et de s'assurer de modéliser un jet libre. Par la suite, nous ajouterons un modèle multiphasique (liquide dans un environnement gazeux) selon des caractéristiques contrôlées avec les conditions appropriées aux frontières du domaine de calcul; il s'agit du modèle Eulerian Multiphasique dans STAR-CCM+. A partir de cet écoulement, l'épaisseur de liquide adhérant à la surface peut être déterminée. Les équations de conservation de l'énergie pour l'écoulement du propylène glycol seront résolues afin d'évaluer le transfert thermique entre le liquide et la surface. Ce transfert thermique va déterminer la quantité de glace fondue par la chaleur. Enfin une variation des paramètres mentionnés au paragraphe précédent servira à évaluer la sensibilité des résultats.

## CHAPITRE 2

### MODÈLE MATHÉMATIQUE ET MÉTHODE NUMÉRIQUE

Dans ce chapitre, les équations mathématiques utilisées par l'outil de simulation seront présentées. Ce sont les équations moyennées de Navier-Stokes (RANS), du modèle de turbulence sélectionné pour l'étude de la diffusion du jet et de la formation du film liquide sur la surface d'impact. Aussi, afin de modéliser correctement un jet de dégivrage, il est important de bien décrire la physique du transfert thermique incluant la convection en lien avec cette application. Le modèle mathématique et la méthode numérique sont construits à l'aide de manuels, listés en référence, de mécanique des fluides (Kundu et al. 2012, Versteeg et Malalasekera, 2007) et du logiciel de volumes finis utilisé (STAR-CCM+, 2016).

#### 2.1 Définition et division du problème

Dans le cadre de cette étude, il est question d'un jet oblique impactant une surface horizontale. La figure 2.1 présente un jet liquide circulaire, d'angle d'inclinaison  $\Phi$  en 2D et de vitesse incidente  $U_i$ , qui impacte une surface immobile ayant une mince couche de liquide initialement à  $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ . En réalité, le jet dont il est question dans cette étude est tridimensionnel. Ainsi l'angle d'inclinaison serait celui formé entre le plan contenant l'axe central du jet et le plan horizontal qui est parallèle à la surface d'impact.  $L$  représente la distance d'impact et forme un autre paramètre géométrique avec le diamètre de buse non représenté sur la figure ci-dessous. Parmi les autres paramètres physiques, il y a la température du fluide liquide  $T_f$  et la pression  $P = P_a$  (pression ambiante). À l'impact, la vitesse du liquide prend les valeurs  $U_1$  et  $U_2$  selon le sens de formation du film.

Deux régions sont modélisées qui sont celles de diffusion du jet correspondant au VOF et la région du film liquide de température  $T(x)$ . L'air est la deuxième phase de cet écoulement initialement au repos avec une vitesse  $U_{\text{air}}$  après entrainement suite au passage du fluide liquide et de pression  $P_a$ . La gravité est représentée par  $g$  et l'ordonnée du repère pointe vers le bas pour suivre le sens de formation du film liquide. Le mur est recouvert d'une couche

d'eau (troisième fluide) et a une température  $T_w$  de même valeur que celle de la troisième phase. Les valeurs de ces paramètres seront détaillées dans la méthode numérique.

C'est la combinaison de la température et de la vitesse du liquide qui impose l'efficacité avec laquelle des contaminants gelés peuvent être délogés de la surface. Cette décontamination est plus efficace avec un jet incliné à un angle de  $45^\circ$  (Zhu et al. 2015). Une étude paramétrique, présentée dans les résultats, permettra de concevoir un système de dégivrage efficace dans le sens de la décontamination complète d'une surface givrée.

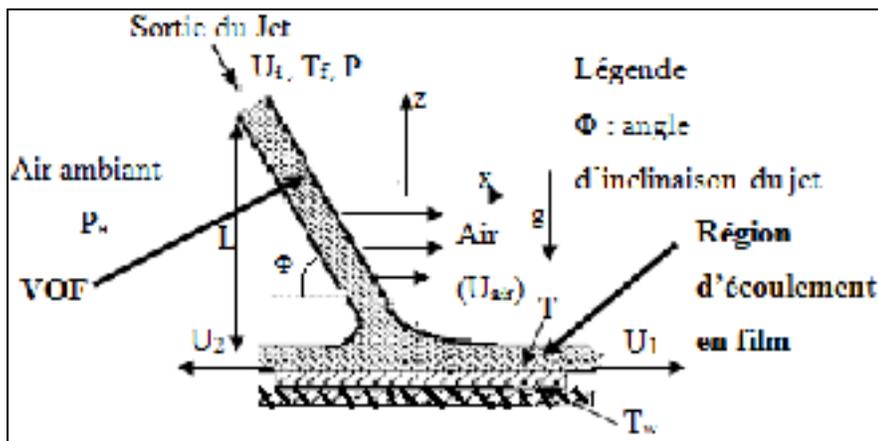


Figure 2.1 Modèle du jet oblique impactant une surface plane

Les forces qui agissent sur la surface du fluide liquide peuvent être présentées comme des forces de cisaillement et de pression. La seule force de corps impliquée dans cette étude est la gravité. Le transfert de quantité de mouvement d'une quantité de liquide à une autre phase liquide, déjà existante sur la surface d'impact, est dû aux forces agissant sur la surface de cette quantité de liquide. La force de pression résulte du gradient de pression statique dans la phase liquide existant sur la surface d'impact. Dans notre étude, une fois qu'une quantité de liquide a impacté la phase liquide sur la surface d'impact, cette quantité est considérée comme appartenant à cette phase. La force de cisaillement est le résultat de la différence de vitesse entre l'air et le liquide. La phase liquide sera spécifiée à la section suivante.

À cause de la nature complexe de la simulation en 3D d'un jet oblique de propylène glycol, il a été décidé de scinder le problème en deux parties. Le champ d'écoulement comprend trois phases à savoir l'air, le propylène glycol et l'eau avec des liquides non miscibles tels que le propylène glycol dans l'air ou l'eau dans l'air. La procédure de résolution du problème consiste d'abord à simuler la diffusion du jet et la formation du film liquide en 3D car le modèle de film liquide ne peut être utilisé qu'en 3D. Le transfert thermique sans film liquide peut être étudié en 2D sur la surface d'impact.

## 2.2 Équations mathématiques

Dans la méthode du Volume Of Fluid (VOF),  $\chi$  représente la fraction volumique de phase. Les détails quant à la prise en compte numérique de cette variable seront présentés dans la deuxième partie de ce chapitre. L'équation mathématique de continuité est utilisée pour calculer la valeur de  $\chi$  :

$$\frac{\partial \chi}{\partial t} + \frac{\partial(\chi U_i)}{\partial x_i} = S \quad (2.1)$$

Dans cette équation  $t$  représente le temps,  $x_i$  les coordonnées spatiales dans les directions  $x$ ,  $y$  et  $z$ ;  $U_i$  est la vitesse des fluides sachant qu'avec le VOF (Volume Of Fluid) les deux phases (liquide et air) sont considérés évoluant à la même vitesse dans un volume de contrôle. Le terme source  $S$  dans le membre de droite de l'équation représente le transfert de masse entre le VOF et la zone du film liquide. La méthode VOF utilise la distribution de chaque phase à chaque pas de temps du calcul dépendamment de la fraction volumique.

### 2.2.1 Conservation de la masse

L'équation de conservation de la masse est :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho U_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (2.2)$$

Le débit massique entrant et sortant d'un volume de contrôle équivaut à la masse nette qui s'écoule dans ce volume de contrôle à laquelle la génération de masse dans ce même volume de contrôle peut s'ajouter.

### 2.2.2 Conservation de la quantité de mouvement

Les équations moyennées de Navier-Stokes sont utilisées pour l'application de la CFD dans la modélisation des écoulements turbulents. La principale supposition dans cette approche est la décomposition de la vitesse en termes de composante moyenne et de fluctuation turbulente afin de résoudre l'équation moyennée. La contrainte de Reynolds résulte de cette décomposition et dépend de la viscosité turbulente. La décomposition de la vitesse est  $u_i = U_i + u_i'$  avec  $U_i$  la vitesse moyenne et  $u_i'$  la fluctuation turbulente de la vitesse.

$$\rho \frac{\partial}{\partial t} (U_i) + \rho \frac{\partial (U_i U_j)}{\partial x_j} = \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} - \frac{\partial P}{\partial x_j} + \rho g_i + F_i \quad (2.3)$$

Dans notre système présentée à la figure 2.1, avec des phases représentées par les symboles a pour le propylène glycol et b pour l'air pour la suite du mémoire, la densité dans chaque cellule est donnée par  $\rho = \chi_a \rho_a + \chi_b \rho_b$ . La variable  $\tau_{ij}$  représente la contrainte de cisaillement qui est explicité par l'équation (2.4), P la pression statique,  $g_i$  l'accélération gravitationnelle et  $F_i$  des contraintes de surfaces externes. Les fluides en question sont Newtonien, c'est-à-dire que les contraintes de cisaillement visqueuses dans le fluide sont proportionnelles aux gradients de vitesse, le facteur de proportionnalité étant la viscosité dynamique. L'équation 2.3 se résout pour les deux phases dans le domaine d'écoulement.

$$\tau_{ij} = \mu \left( \frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \mu \frac{\partial U_i}{\partial x_i} \delta_{ij} \quad (2.4)$$

avec  $\mu = \chi_a \mu_a + \chi_b \mu_b$ , la viscosité dynamique effective du fluide, composée d'un terme de viscosité moléculaire et d'une contribution turbulente;  $\delta_{ij}$  représente l'opérateur Kronecker. L'équation (2.4) prend en compte la contribution turbulente de la viscosité pour le cas test

présenté à la section 2.3.2.1 sur le jet impactant en 2D. Les équations de conservation de masse et de quantité de mouvement forment les équations de Navier-Stokes et sont résolues simultanément afin de décrire l'écoulement du liquide.

### 2.2.2.1 Modèles de turbulence

Les modèles  $k-\varepsilon$  et  $k-\omega$  sont des modèles RANS, les plus courants des modèles de turbulence et sont des standards dans l'industrie pour résoudre la plupart des problèmes d'ingénierie (Wilcox, 2006). Le modèle  $k-\omega$  serait plus performant en présence de gradient de pression adverse ou de surfaces courbes dans STAR-CCM+ (STAR-CCM+, 2016). Pour les modèles à deux équations, la viscosité turbulente est proportionnelle à l'énergie cinétique turbulente ( $k$ ) et aux taux de dissipation ( $\varepsilon$  ou  $\omega$ ).

L'intensité de turbulence  $I$  est définie comme le rapport entre la vitesse fluctuante et la vitesse moyenne :

$$I = \frac{u'}{U} \quad (2.5)$$

L'intensité turbulente, au cœur du jet complètement développé, imposée à l'entrée du domaine de calcul (indice in pour entrée) avec la prise en compte des effets turbulents est donnée par le formules suivante (Wang et al. 2014) :

$$I_{in} = 0.16Re^{(-\frac{1}{8})} \quad (2.6)$$

Une fois que le liquide a impacté la surface, il se forme une mince couche de liquide. Le film liquide dégivrant une surface représentant une aile d'avion conduit d'abord à un échange thermique entre la couche d'eau sous le point de congélation et l'ambient, ensuite un processus de hausse de température se produit. Ainsi le modèle de dégivrage consiste en deux zones; une zone 3D pour le jet liquide entouré d'air et une zone 2D pour le film liquide sur la surface d'impact. La figure 2.2 est un modèle pratique de dégivrage par jet impactant

thermique sur une section d'aile. Le jet liquide fournit de l'énergie à l'écoulement du film, une partie de cette énergie est perdue dans l'air et une partie est utilisée pour augmenter la température de l'eau.

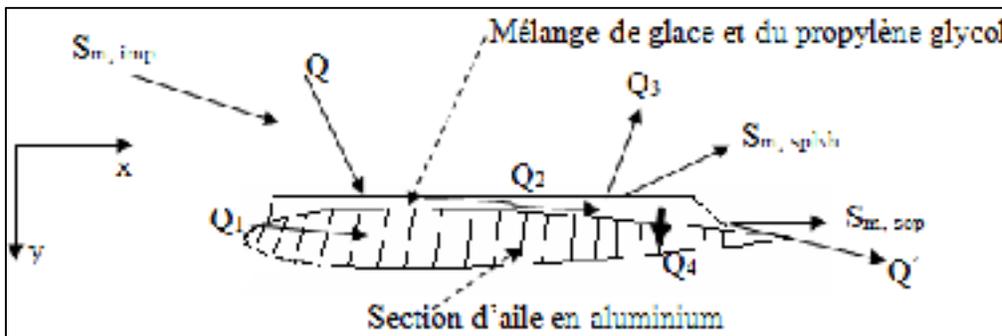


Figure 2.2 Modèle de dégivrage thermique  
Reproduite et adaptée de Chen et al. (2016, p. 4)

À partir du modèle thermique disponible avec le logiciel de simulation numérique, STAR-CCM+, le bilan suivant du transfert thermique est présenté. Sur cette figure 2.2,  $Q$  représente le flux d'énergie du liquide dégivrant à la sortie de la buse qui dépend de la température et du débit du liquide. Dans le procédé de dégivrage au sol, une partie du liquide s'écoule de la surface de l'avion par éclaboussure ou rebond et peut être symbolisée en terme d'énergie perdue par  $Q'$ .  $Q_1$  est l'énergie transférée par conduction au sein de la section de l'aile.  $Q_2$  exprime l'énergie nécessaire pour hausser la température de l'eau.  $Q_3$  est l'énergie perdue par radiation et  $Q_4$  représente l'énergie transférée entre le film fluide et la surface de l'aile.

La quantité de masse due à l'impact de liquide se décompose en composante du liquide qui s'étale,  $S_{imp}$  (imp pour impact), sur la surface, en composante de liquide composé aussi de glace fondue se séparant du film,  $S_{sep}$ , et de composante perdue,  $S_{splsh}$  (splsh pour splash), par éclaboussure ou rebond.

### 2.2.3 Conservation de l'énergie

La zone de diffusion du jet est représentée mathématiquement avec des équations aux dérivées partielles. Dans le cas de la conservation de l'énergie,  $E$  est la variable d'énergie à déterminer. Ainsi, la notation cartésienne est :

$$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho U_i E) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \Gamma_E \frac{\partial E}{\partial x_i} \right) + S_E \quad (2.7)$$

$S_E$  représente le terme source d'énergie dans le modèle VOF du fluide,  $\Gamma_E$  est le coefficient de diffusion égale à  $\frac{k_{\text{eff}}}{c_p}$  avec  $c_p$  étant la chaleur spécifique à pression constante à la température  $T_f$ . Le transfert thermique intéressant est celui à la surface d'impact du jet. Le modèle est présenté sur un volume de contrôle et le bilan d'énergie de l'écoulement du film sur la surface est le suivant :

$$Q - Q' = Q_1 + Q_2 + Q_3 + Q_4 \quad (2.8)$$

Le transfert thermique dans les corps solides est restreint au mécanisme de conduction décrit par la loi de Fourier dans la direction tangente à la surface (direction  $x$ ), soit :

$$Q_1 = \lambda A \frac{T - T_w}{e} \quad (2.9)$$

avec  $\lambda$  la conductivité thermique du matériau constituant l'aile (W/m.K) et  $T_w$  la température du mur (K);  $w$  symbolisant wall pour mur ou surface solide,  $A$ , l'aire de la section ( $\text{m}^2$ ) et  $e$  l'épaisseur de la section (m).

$$Q_2 = m_2 C_2 (T_f - 273) \quad (2.10)$$

avec  $m_2 = A_2 \times H_2 \times \rho_2$  étant la masse de glace accumulée sur la surface de l'aile où  $A_2$  est l'aire de la surface du film d'eau initiale,  $H_2$  son épaisseur et  $C_2$  la chaleur spécifique de l'eau

en dessous du point de congélation. 273 K représente la température de référence prise comme le point de changement de phase.

$$Q_3 = A_1 \varepsilon \sigma (T_f^4 - T_{air}^4) \quad (2.11)$$

avec  $A_1$  l'aire de la surface d'impact présentée dans le domaine de calcul,  $\varepsilon$  le taux de radiation du film fluide dégivrant sur la surface et  $\sigma$  est la constante de Stefan-Boltzmann égale à  $5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$ . La conduction est aussi présente dans le film mais y est négligé car il s'agit d'un transfert thermique additionnel plus particulièrement de la convection dû à la masse, au mouvement du fluide :

$$Q_4 = h_c (T_f - T_w) \quad (2.12)$$

avec  $h_c$  représentant le coefficient de transfert thermique entre le film liquide et la surface d'impact. Ce coefficient est défini au moyen d'une corrélation qui est implémentée dans le logiciel avec une field function (fonction paramétrée par l'utilisateur). STAR-CCM+ dispose de deux méthodes pour définir ce coefficient; parmi elles, cette étude choisit celle de spécifier une fonction dépendant de l'épaisseur du film liquide et du nombre de Nusselt (défini à la section 2.2.5). Mais il faut, au préalable, définir la loi de paroi et la température de surface du mur.

La loi de paroi all- $y^+$  a été utilisée avec une hauteur de cellule adjacente à chaque surface du mur paramétrée à  $6.10^{-3} \text{ m}$  pour produire des valeurs de  $y^+$  dans l'ordre de 1. À l'interface entre le film liquide et le gaz, une égalité de température et de flux de chaleur est imposée. Les équations (2.1), (2.2) et (2.3) sont résolues par un processus itératif pour décrire l'évolution du liquide par la méthode VOF.

#### 2.2.4 Formulation du film liquide

Par hypothèse, le liquide impactant obliquement la surface perd la majorité de sa quantité de mouvement. Cette perte est comptabilisée dans le transport des quantités conservées dans le film et dans l'interaction avec l'eau et l'air. Les hypothèses du modèle de base sont :

- le film est assez mince pour faire une approximation de film mince;
- le film reste attaché à la couche limite;
- il existe un profil de vitesse parabolique à travers le film.

Ces hypothèses permettent de simplifier les équations de transport dans le film à un modèle de film de surface en 2D. Du à la nature mince du film liquide, l'écoulement dans la direction normale à la surface peut être négligée. De plus, la diffusion de la masse, la quantité de mouvement et l'énergie dans la direction normale à la surface dominera la diffusion tangentielle. C'est-à-dire que l'advection est traitée en direction tangentielle et le processus diffusif dans la direction normale à la surface.

Les équations du film sont intégrées sur un volume de contrôle du film liquide dans chaque cellule pour obtenir un ensemble d'équations algébriques. Les équations discrétisées de masse et de quantité de mouvement sont résolues avec un solveur non couplé. L'équation d'énergie est aussi résolue de façon séparée du système non couplé d'équations de conservation de masse et de quantité de mouvement.

Dans la dynamique du film liquide, il existe trois différentes forces exercées sur le film à la surface. À l'interface liquide air, la force de cisaillement tend à conduire le mouvement du film liquide dans la même direction que celle de la phase gazeuse. À l'interface liquide solide, la friction visqueuse tend à résister au mouvement du film. Il y aussi la force dû à l'impact en quantité de mouvement d'une masse additionnelle dans la direction tangentielle.

### 2.2.4.1 Équations du film liquide

Les équations (2.1), (2.2), (2.3) et (2.7) précédentes concernent la diffusion du jet liquide et la conservation d'énergie sur un volume de contrôle. Dans le cas de la phase liquide sur la surface, les équations (2.8) à (2.12) permettent de décrire le transfert thermique du film liquide sur la surface d'impact. Les équations présentées dans la suite de ce paragraphe décrivent l'écoulement du film liquide sur la surface d'impact. Pour cela, la méthode intégrale est employée dans les cellules où le film est présent pour faire la somme des quantités conservées à travers ces cellules.

La méthode intégrale est une méthode approximée permettant de résoudre les équations de la couche limite. Les équations de continuité, de quantité de mouvement et d'énergie doivent être résolues sur un volume de contrôle plutôt qu'à chacun de ses points (voir figure 2.4). La figure 2.3 illustre un exemple de volume de contrôle.

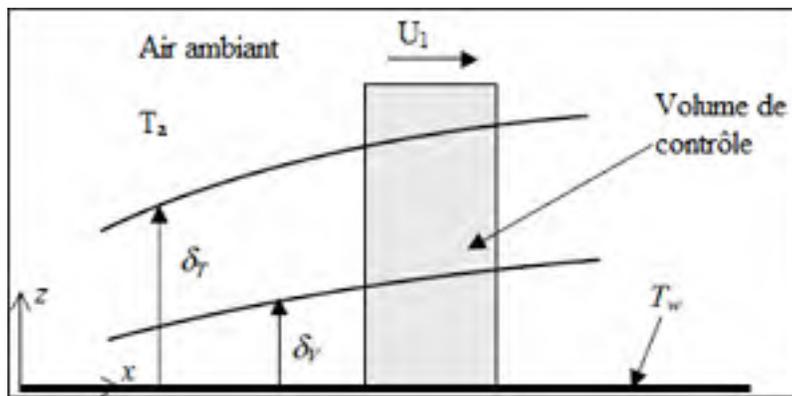


Figure 2.3 Schéma d'un volume de contrôle sur la surface d'impact

Tirée de Haaland (2000, p. 23)

$\delta_T$  et  $\delta_v$  représentent une illustration de couches limites thermique et de vitesse. Tel que mentionné plus haut, l'équation d'énergie est résolue séparément du système couplé d'équations de conservation de masse et de quantité de mouvement.

**a) Continuité de la masse du film liquide**

Une fois que le jet liquide atteint la surface, le VOF passe au modèle de film liquide si l'épaisseur du film est inférieure à 10% de la hauteur du volume de contrôle (STAR-CCM+, 2016). Ainsi pour un fluide  $i$ , la conservation de la masse dans le film liquide est :

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \alpha_i dV + \int_S \alpha_i (U_1 \cdot n) dS = \int_V (S_{\alpha i} - \frac{\alpha_i D \rho_i}{\rho_i Dt}) dV \quad (2.13)$$

avec la fraction diphasique définie comme:  $\alpha_i = \frac{V_i}{V}$ ,  $V_i$  est le volume du fluide  $i$ ,  $n$  est le vecteur unitaire de surface pointant vers le film liquide. Pour un fluide incompressible et en considérant une cellule en dehors de la couche limite, l'équation s'écrit sous la forme suivante :

$$\frac{d}{dt} \int_V \rho_f dV + \int_S \rho_f U_1 dS = \int_V \frac{S_m}{\delta} dV \quad (2.14)$$

Le volume  $V$  et la surface  $S$  sont fonction de l'épaisseur du film ainsi que de sa distribution. Ainsi le modèle de film est un modèle 2D projeté sur la surface.  $\rho_f$  est la densité du film,  $\delta$  est son épaisseur et  $U_1$  sa vitesse. Le terme  $S_m = \frac{\sum_i m_{imp}}{S \Delta t}$  est la source de masse définie comme une accumulation de masse sur la surface pour un temps donnée.

**b) Conservation de la quantité de mouvement du film**

L'équation de conservation de la quantité de mouvement intégrée sur la hauteur du film est :

$$\begin{aligned} & \frac{d}{dt} \int_V \rho_f U_1 dV + \int_S \rho_f U_1 (U_1 - U_V) \cdot dS \\ & = \int_S \tau_f \cdot dS - \int_S P_f \cdot dS + \int_V \left( P_f \cdot f_f + \frac{S_m}{\delta} \right) dV \end{aligned} \quad (2.15)$$

avec  $P_f$  la pression à l'entrée du film dans le volume de contrôle,  $\tau_f$  le tenseur des contraintes visqueuses sur le film,  $f_f$  est la force s'exerçant sur le volume (tel que la gravité) et  $S_m$  est le terme source de masse. À l'interface liquide/gaz, la vitesse du gaz est égale à la vitesse du liquide et la contrainte de cisaillement dans le gaz est égale à celle du film liquide. La contrainte de cisaillement sur le film est calculée en utilisant l'approximation de film mince (STAR-CCM+, 2016).

La pression s'exprime en plusieurs termes par la pression hydrostatique  $P_a$  due à la gravité, la composante locale gazeuse (l'air ambiant), le jet impactant et la tension de surface :

$$P_f = P_a - S_m \cdot n - \rho_f f_f \cdot n (\delta - y) + \int_y^\delta \frac{\partial}{\partial t} (\rho_f U_1 \cdot n) dy \quad (2.16)$$

avec  $P_a$  la pression atmosphérique,  $n$  le vecteur unitaire pointant vers le film liquide,  $y$ , la coordonnée normale à la surface et  $\delta$  la hauteur du film.

### c) Conservation de l'énergie du film

L'équation de conservation de l'énergie pour le film liquide peut s'écrire comme suit :

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \int_V \rho_f E_f dV + \int_S [\rho_f H_f (U_1 - U_V) + U_V \cdot P_f] \cdot dS \\ = \int_S q_f'' \cdot dS - \int_S \tau_f \cdot U_1 dS + \int_V \left( f_f \cdot U_1 + \frac{S_u}{\delta} \right) dV \end{aligned} \quad (2.17)$$

avec  $E_f$  l'énergie totale du film,  $H_f$  l'enthalpie totale du film,  $q_f''$  le flux de chaleur du film,  $\tau_f$  est le tenseur des contraintes visqueuses du fluide,  $f_f$  est la force agissant sur la surface et  $S_u$  est le terme source d'énergie par unité de surface du film pouvant être par exemple due à l'impact du jet sur la surface. Par différence à (2.17), les équations (2.8) à (2.12) présentent le

bilan d'énergie au contact entre le jet liquide et la surface d'impact composée d'un film d'eau initial. Le terme source d'énergie,  $S_u$ , est obtenu par le bilan thermique donné par les équations (2.8) à (2.12). Ainsi le jet liquide est à la même température que le film liquide initialement sur la surface.

Un élément de volume est considéré homogène à l'interne et, d'un point de vue thermique, a une température constante. Avec le VOF couplé au modèle de film liquide, le taux de transfert de chaleur convectif est additionné sur toutes les parcelles de la formation du film liquide. Ce taux de transfert est celui appliqué à l'équation de la phase continue (2.8).

### 2.2.5 Nombres adimensionnels

Quatre paramètres adimensionnels qui affectent le transfert thermique sont définis dans ce travail. Ils ont des interprétations qui se rapportent aux conditions dans la formulation du film liquide et l'implémentation numérique. Le premier est le nombre Reynolds qui est le rapport entre les forces d'inertie et visqueuses :

$$Re = \frac{U_i \times D}{\nu} \quad (2.18)$$

avec  $U_i$  la vitesse du jet (m/s),  $\nu$  la viscosité cinématique du fluide et  $D$  le diamètre de la buse (m).

Pour une surface d'impact initialement isotherme, l'équation du flux de chaleur du mur par unité de surface est donnée par  $q = h_c / (T_f - T_w)$ .  $h_c$  représente le coefficient de transfert de chaleur dépendant de la différence de température entre le liquide et la paroi d'impact. Le nombre de Nusselt se calcule comme suit :

$$Nu = \frac{q \times \delta}{\lambda(T_f - T_w)} \quad (2.19)$$

avec  $\lambda = \chi_a \lambda_a + \chi_b \lambda_b$  étant la conductivité thermique de la phase continue et  $\delta$  une dimension caractéristique pouvant être l'épaisseur du film liquide, la largeur ou le rayon d'impact du jet sur la surface.

La deuxième partie de ce chapitre concerne la méthode numérique. Le modèle de turbulence présenté plus loin dans cette étude sera validé à partir des données de Lee et al. (1999) et de Fénot et al. (2008). Dans cette section, les domaines de calcul des cas d'essai avec leurs conditions aux frontières, la génération du maillage en considérant la modélisation proche de la paroi et les paramètres numériques seront présentés. Ce modèle numérique servira à simuler le transfert thermique sur une surface d'aile tout en estimant l'épaisseur de film, sa vitesse et le ressaut hydraulique produit après l'impact du jet.

### 2.3 Procédure de modélisation numérique

Les équations aux dérivées partielles (équations de conservation) sont résolues numériquement sur des volumes de contrôle suivant la méthode des volumes finies selon les travaux de Patankar (1980). Les équations sont discrétisées suivant des volumes de contrôle ou des cellules définies par l'utilisateur selon une grille de calcul. La figure 2.4 montre un volume de contrôle entourant chaque point d'une grille.

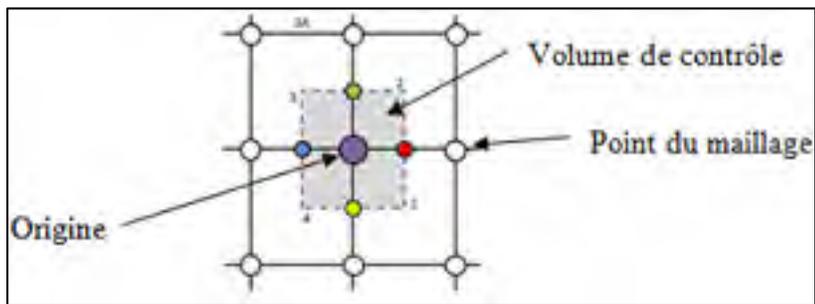


Figure 2.4 Exemple d'une grille et d'un volume de contrôle en coordonnées cartésiennes et en 2D

### 2.3.1 Méthode VOF (Volume Of Fluid)

L'étude d'un jet de liquide impactant s'obtient par la résolution des équations de masse, de quantité de mouvement, d'énergie et de quantités turbulentes. La méthode VOF de Hirt et Nichols (1981) permet de résoudre l'interaction entre phases liquide et gazeuse. Avec cette méthode, une fraction diphasique  $\chi$  est utilisée pour chaque cellule du domaine de calcul. Pour une valeur de  $\chi$  égale à 0, la cellule est entièrement remplie d'air et pour une valeur égale à 1, la cellule est remplie de liquide. Naturellement, pour une valeur comprise entre 0 et 1, les deux phases coexistent.

Une discrétisation d'ordre 2 est employé dans STAR-CCM+ et emploie une méthode intégrale pour résoudre l'écoulement dans le film liquide. La loi de paroi résout le déplacement du film sur la surface d'impact à la couche limite. Les dérivées partielles sont utilisées pour le reste du domaine du calcul, plus particulièrement dans la zone de diffusion ou de développement du jet.

Dans cette étude CFD, l'écoulement du propylène glycol chauffé à l'intérieur de la buse et la rugosité de surface ne sont pas pris en compte. Seulement la diffusion du jet, l'écoulement du film et le mélange entre l'eau et le propylène glycol sont pris en compte. Le processus employé pour résoudre les équations du VOF utilisées pour modéliser le phénomène physique est le suivant:

- 1) Spécifier une fraction phasique initiale.
- 2) Résoudre les équations de quantité de mouvement pour obtenir les composants de vitesse.
- 3) Calculer la fraction phasique corrigée basé sur l'équation de continuité.
- 4) Appliquer la correction de vitesse pour obtenir l'estimation de cette vitesse améliorée.
- 5) Résoudre les équations de conservation pour les quantités turbulentes et d'énergie.
- 6) Traiter la fraction phasique corrigée comme une nouvelle valeur de fraction phasique initiale et retourner à l'étape 2 de ce processus. Répéter cette procédure jusqu'à obtenir une solution convergée.

### 2.3.2 Domaines de validation

Plusieurs configurations de domaines de validation ont été utilisées pour réaliser l'étude de maillage, le choix du modèle de turbulence et l'évaluation du temps de fusion d'un bloc de glace en convection naturelle. Ces domaines de calculs seront présentés dans les sections qui suivent.

#### 2.3.2.1 Jet d'air impactant en 2D

Ce modèle de calcul du cas d'essai numérique est choisi conformément au montage expérimental de Lee et al. (1999). L'analyse d'un jet simple d'air circulaire impactant peut se représenter par un modèle axisymétrique. Les paramètres pris en compte sont le ratio  $L/D$  (hauteur d'impact par le diamètre de buse) et le nombre de Reynolds. La figure 2.5 présente un domaine de jet circulaire impactant utilisé pour l'étude de maillage et le choix du modèle de turbulence. Les paramètres clés en légende sont les conditions aux frontières appliquées au domaine de calcul. Les termes employés en anglais sont ceux du logiciel de simulation.

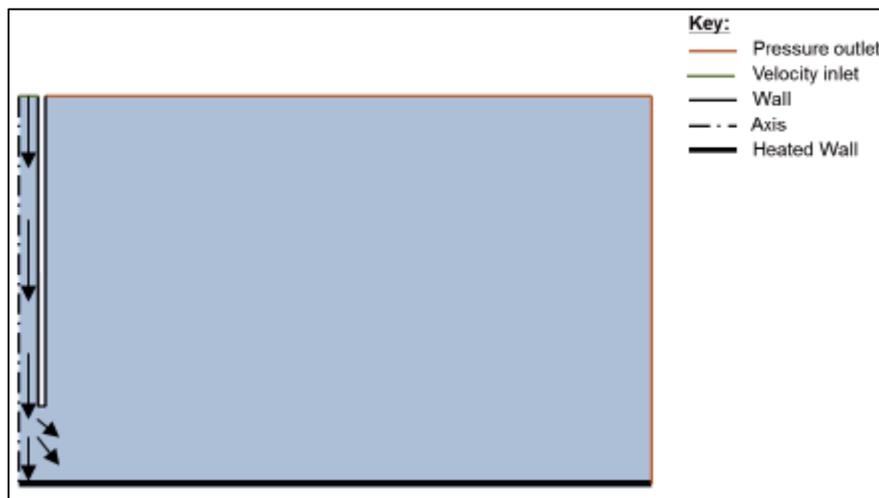


Figure 2.5 Domaine de calcul du jet impactant axisymétrique

Les flèches indiquent la direction d'écoulement du fluide. Les conditions aux frontières ont été choisies conformément aux expériences de Lee et al. (1999) c'est-à-dire qu'à l'entrée, un jet d'air avec un profil de vitesse complètement développé, initialement à 20 °C, vient refroidir une plaque plane chauffée avec une résistance électrique. Par la suite, afin de valider le choix de modèle de turbulence, de la modélisation du transfert thermique et de se rapprocher de la réalité d'un jet sortant d'une buse de dégivrage, un cas de jets multiples sera présenté.

### **2.3.2.2 Cas de jets multiples impactant**

La forme d'une buse réelle de dégivrage se compose d'arrangements circulaires de petits trous d'où sortent de petits jets lorsque la buse est alimentée en liquide. Ce cas présenté à la figure 2.6 est une version simplifiée car un arrangement linéaire est considéré, mais le plus important reste le comportement des jets de leur sortie à leur point d'impact. Ce domaine servira à se décider sur le choix du modèle de turbulence à utiliser pour la modélisation du jet oblique en 3D.

Les dimensions détaillées sont les diamètres de trou de 10 mm chacun et 100 mm pour la distance  $C$ . La distance entre le trou et la surface d'impact est de 50 mm. Cette distance est connue sous le nom de hauteur d'impact et elle est adimensionnalisée par le diamètre de trou (dans ce cas  $L/D = 5$ ). Les jets sont d'air et incompressibles.

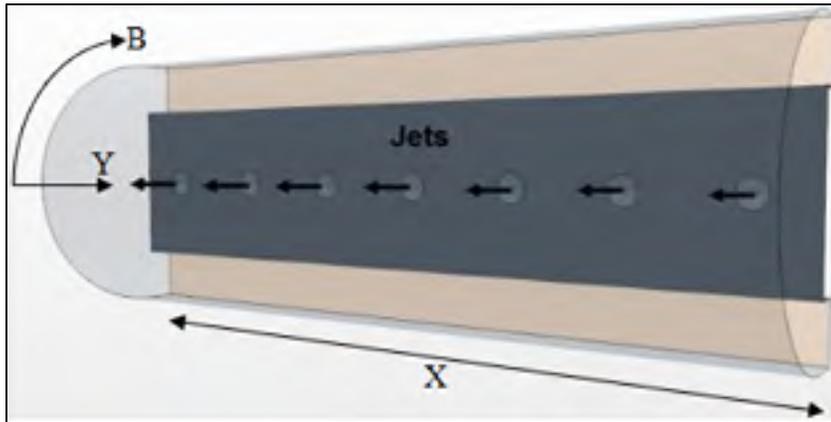


Figure 2.6 Domaine de jets multiples impactant

### 2.3.2.3 Domaine de fusion en convection naturelle

Le modèle de fusion est testé avec une autre configuration. Cet exemple de simulation de fusion en convection naturelle est basé sur l'expérience de Virag et al. (2006). Le domaine est un rectangle de dimensions 187 mm par 93.5 mm tel que montré à la figure 2.7. La moitié gauche est remplie d'eau, la partie droite est un bloc de glace et ces deux phases sont initialement à la température de fusion de 0 °C. Ensuite la frontière gauche est chauffée brusquement à 8 °C au début de la simulation. Le côté droit est maintenu à 0 °C, les murs supérieur et inférieur sont réglés à la condition adiabatique et la gravité pointe vers le bas.



Figure 2.7 Représentation du domaine de simulation de fusion de glace

À présent, il est question de présenter le domaine utilisé pour les simulations en 3D du dégivrage. Les raisons du choix de certaines hypothèses en lien avec les conditions d'écoulement ou de type de modélisation numérique seront fournies.

### 2.3.3 Jet oblique en 3D

Cette section présente les paramètres de forme du jet, le domaine de calcul du jet en 3D et la stratégie adoptée pour le mailler, les conditions aux frontières de ce domaine et les critères de convergence du calcul. Le jet forme typiquement un cône où la quantité d'épandage est représentée par un angle  $\beta$ . Le débit massique et l'angle du cône sont liés ; c'est-à-dire que plus cet angle est grand et plus le débit massique du liquide est élevé. Selon l'étude de Jafari (2014) et par analogie au spray, cet angle  $\beta$  est calculé suivant l'illustration de la figure 2.8 comme suit :

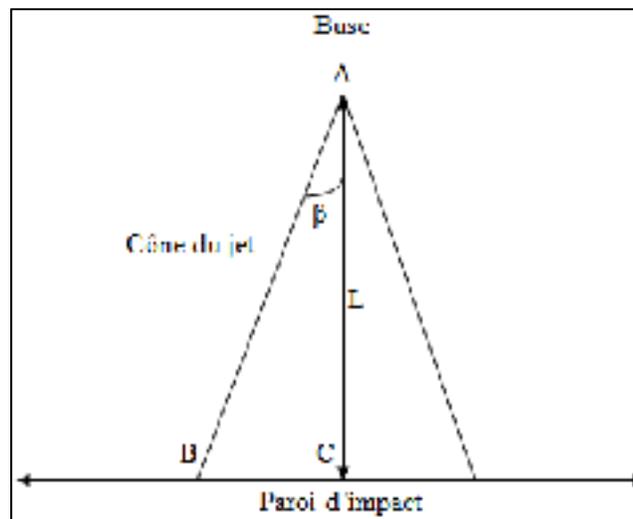


Figure 2.8 Configuration du modèle pour la mesure d'angle du cône de jet  
Reproduite et adaptée de Jafari (2014, p. 51)

$$\beta = \tan^{-1}\left(\frac{BC}{AC}\right) \quad (2.20)$$

avec  $AC = L$  étant la hauteur d'impact (mm).

Avec la définition des paramètres de quantification d'ouverture du jet, il est question de valider le choix de structure de buse. La figure 2.9 montre les formes à l'épreuve, caractérisée par le diamètre d'entrée du liquide  $D = 10$  mm, le diamètre de sortie  $d = 1$  mm et la longueur du cylindre de sortie  $l = 2$  mm et l'angle du cône interne  $\gamma = 80^\circ$ . Pour rester dans l'optique de la vérification du modèle de turbulence au chapitre suivant, le rapport adimensionnel de distance pour cette vérification est de  $L/D = 2$ .

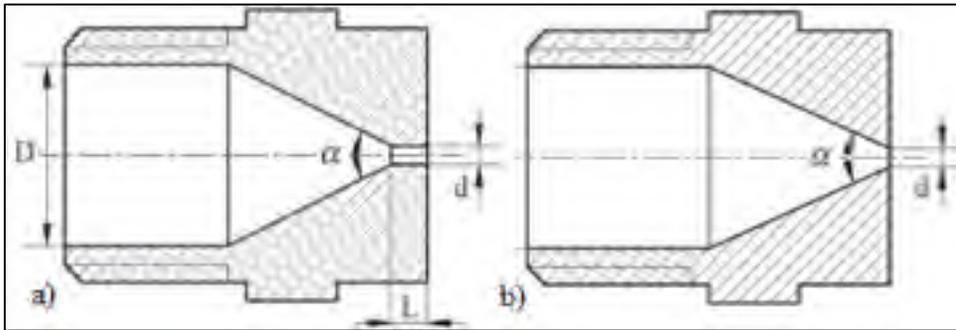


Figure 2.9 Formes de buse, a) convergente droite; b) convergente

Le champ d'écoulement, plus particulièrement la vitesse axiale, est simulée et présentée dans le chapitre des résultats. Il s'agit d'une comparaison quantitative et qualitative de quantité de mouvement. Cette comparaison a pour but de choisir la forme d'équipement adéquate avec les travaux de Yang et al. (2008).

La figure 2.10 présente l'assemblage de géométrie réalisé pour cette étude avec l'angle d'inclinaison, le diamètre de buse et la hauteur d'impact. Cet assemblage consiste en un bloc rectangulaire de dimensions  $1 \times 1 \times 1$  m<sup>3</sup>, une buse convergente de coordonnées (0.14 m, 0.40 m, 0.5 m) et en un embout pour améliorer l'épandage du jet. Un jet circulaire en 3D turbulent et impactant une surface plane est considérée dans ce travail.

Cette géométrie est une représentation simplifiée de la réalité afin de modéliser correctement les phénomènes physiques pertinents tels que la diffusion du jet, la formation du film liquide et la décontamination thermique de surface. La géométrie de la buse est choisie en référence

aux expériences de Zhu et al. (2015) montrant que cette forme fonctionne bien et satisfait aux exigences de design d'une opération de dégivrage au jet d'eau thermique. L'angle du cône étant de  $80^\circ$ . Les formes d'orifice de buse ont été étudiées par Yang et al. (2008) et la forme présentée en b) serait la meilleure option pour une pression maximale à l'impact sachant la pression d'entrée. La profondeur de l'alésage de forme divergente de cet orifice est 0.5 mm. L'épaisseur d'eau initialement ajoutée sur la surface d'impact est de 2 mm. Les données justificatives de ce choix de configuration seront présentées au chapitre des résultats.

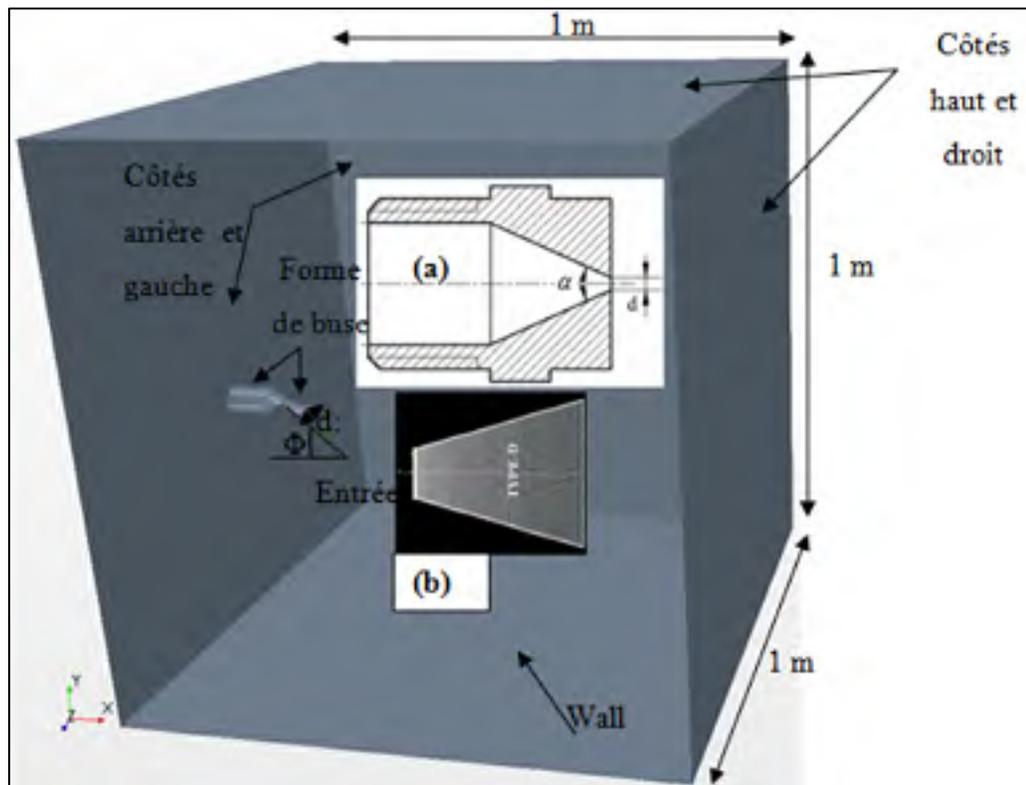


Figure 2.10 Géométries sélectionnées et conditions aux limites choisies, a) géométrie de buse; b) forme de l'orifice

Le tableau 2.1 présente les paramètres géométriques sélectionnés pour la simulation. Ce tableau est établi en fonction d'une matrice de tests permettant de dresser le plan de simulations à réaliser. La hauteur d'impact est exprimée en fonction du diamètre de buse.

Tableau 2.1 Paramètres géométriques variés pour les simulations

Angle d'inclinaison, $\Phi$ (°)	Hauteur d'impact, L (mm)	Diamètre de buse, D (mm)
0, 20, 40	80D	0.5, 1, 2

### 2.3.3.1 Conditions aux frontières du domaine de calcul

Les conditions initiales pour le liquide sur la surface sont de 2 mm d'épaisseur et à une température de  $-20$  °C (identique à celle de l'air ambiant) pour modéliser correctement le film fluide. Le propylène glycol en écoulement multiphasique (entouré d'air) est utilisé comme liquide. La vitesse uniforme d'entrée du jet, sa température, la température à la surface d'impact et la pression à la sortie varient et sont imposées selon les expériences de Lee et al. (1999), Virag et al. (2006) et Fénot et al. (2008). Les conditions aux frontières utilisées pour cette étude CFD sont :

- L'entrée : une condition physique en vitesse de type Dirichlet. Ce type de condition à l'entrée signifie qu'une vitesse est imposée dans la direction prédéfinie de la surface d'impact. La température totale du liquide,  $T_f$ , est de 333 K, l'intensité turbulente est définie en fonction du Reynolds du jet, le ratio de viscosité turbulente est 10 et la fraction phasique est définie entièrement pour le propylène glycol.
- Les sorties : Ce sont les côtés du domaine avec une condition de type Dirichlet pour la pression. La condition de pression est imposée permettant aux fluides de se mouvoir dans le domaine librement. La pression jauge est égale à 0 et la pression statique est de 1 atm. La température ambiante est de 253 K et l'intensité turbulente dépend du Reynolds.
- Surface d'impact : une condition de mur de type Neumann pour l'énergie est imposée à cette limite du domaine. Elle définit l'endroit où le propylène glycol impacte. Un flux de chaleur nulle permet à la température d'évoluer. Ce flux de chaleur nulle permet de reproduire les conditions réelles de dégivrage au sol sachant qu'une couche d'eau de 2 mm est mise sur la surface du mur avec une condition de non-glissement. La température de l'air ambiant est de 253 K ( $-20$  °C).

### 2.3.3.2 Stratégie de maillage du cas de dégivrage

Le volume résultant est un maillage hybride consistant en éléments tétraédriques et polyédriques avec des couches de prismes. Les éléments polyédriques sont créés dans la première région concernée par l'étude, c'est-à-dire l'entrée du jet incluant l'évolution du jet chauffé de propylène glycol. Les cellules polyédriques sont appropriées pour capturer les gradients avec précision comparées aux cellules hexaédriques ou tétraédriques (STAR-CCM+, 2016). Les régions de moins grand intérêt telles que les limites supérieure et latérale du domaine sont faites avec un maillage plus grossier afin de réduire le nombre de cellules et réduire le temps de calcul. Les détails de paramétrage du maillage incluant l'épaisseur de couche de prismes et de taille minimum de surface sont présentés dans le tableau 2.2.

Tableau 2.2 Détails du maillage du domaine de calcul

Buse			Diffusion du jet			Surface d'impact		
Nombre de couche de prismes	Épaisseur totale de couche de prismes	Taille minimale de surface (%)	Nombre de couche de prismes	Épaisseur totale de couche de prismes	Taille minimale de surface (%)	Nombre de couche de prismes	Taille anisotrope (Y)	Taille isotrope (X)
2	0.002	10 de la taille de base	25	3	0.15	2	0.006 m	0.006 m

Le maillage de l'épaisseur d'eau sur la surface a une taille de  $160 \times 80 \times 40$  cellules d'épaisseur 0.006 m rectangulaires. Une couche de prisme est créée sur la surface d'impact. La figure 2.12 montre le maillage réalisé pour les simulations.



Figure 2.11 Maillage du domaine de calcul

L'épaisseur du film est égale à 2 mm comme l'épaisseur de la zone de raffinement du maillage. Cette valeur, choisie initialement, permet de sélectionner le film mince comme paramètre dans le modèle physique. Les critères de convergence sont définis selon la connaissance du problème et du code CFD.

### 2.3.3.3 Paramètres de solveur et critères de convergence

Les simulations CFD en 2D et en 3D ont été effectuées avec les équations de masse, de quantité de mouvement, d'énergie et du modèle VOF. Les critères d'arrêt du calcul pour le solveur couplé incluent la pression, la vitesse et la température.

Les propriétés des matériaux de phases (air, eau et propylène glycol) et le matériau de la surface d'impact comprennent la densité, la capacité thermique spécifique ( $C_p$ ) et la conductivité thermique ( $\lambda$ ). Le tableau 2.3 liste les valeurs de ces paramètres. La phase propylène glycol n'existant pas dans le logiciel, ses propriétés physiques ont été rajoutées pour les besoins (The Dow Chemical Company. 2003. A guide to Glycols).

Tableau 2.3 Propriétés physiques des matériaux de simulation

<b>Propriétés</b>	<b>Air</b>	<b>Eau (près de -20 °C)</b>	<b>Propylène glycol (à 60 °C)</b>	<b>Aluminium</b>	<b>Eau (proche de 0 °C)</b>
Densité, $\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	1.293	913	1032	2630	999.84
Capacité thermique spécifique, $C_p$ (kJ/kg.K)	1.005	1.93	2.481	0.875	4.2176
Conductivité thermique, $\lambda$ (W/m.k)	0.0204	2.4	/	204	$1.3 \cdot 10^{-7}$
Viscosité (cp)	0.01736	/	56	/	1.794

Les propriétés de l'eau et du propylène glycol ont été spécifiées. La buse est désignée selon les standards disponibles sur le marché industriel. Ainsi la pression de service d'un jet sortant de cette buse est à une valeur maximale admissible de 650 kPa.

Le processus itératif se termine aussi bien quand les résidus des équations sont en dessous de  $10^{-6}$ . La résolution des équations de transport utilise l'algorithme Hybrid Gauss-Least Squares Method car le schéma Upwind de premier ordre résout correctement les gradients élevés mais ce schéma est diffusif et il n'est utilisé que pour les équations de turbulence. Le schéma temporel est en Euler implicite d'ordre 2. Le tableau 2.4 donne les paramètres de simulation.

Tableau 2.4 Paramètres utilisés pour la convergence de la simulation

<b>Pas de temps (s)</b>	<b>Modèle de turbulence</b>	<b>Modèle d'écoulement et d'énergie</b>	<b>Solveur</b>	<b>Viscosité turbulente <math>k-\omega</math></b>	<b>Facteur de relaxation</b>	<b>Itération par pas de temps</b>
0.001	k- $\epsilon$ Elliptic Blending	Couplé	Implicite instationnaire, second ordre de discrétisation	0.7	0.9	5

Une fois le modèle mathématique et la procédure de modélisation numérique définis, il reste à valider ces modèles pour des jets turbulents en utilisant STAR-CCM+ et comparer les résultats obtenus avec d'autres résultats expérimentaux. Les validations suivent les étapes suivantes : simulation de jet d'air turbulent impactant en 2D, simulation d'une fusion d'un bloc de glace en convection naturelle et simulation de jets multiples d'air impactant en 3D. Ces résultats sont présentés au chapitre suivant.

## CHAPITRE 3

### VALIDATION

Pour pouvoir utiliser les résultats produits avec STAR-CCM+ sur l'étude de la quantité de mouvement et du transfert thermique d'un jet de propylène glycol impactant sur une surface plane, il faut faire la validation de résultats obtenus avec ce logiciel. La validation est réalisée en comparant des résultats numériques du logiciel avec d'autres résultats expérimentaux, numériques et théoriques. Les validations ont été faites pour un jet d'air turbulent impactant en 2D, pour un processus de fusion d'un bloc de glace en convection naturelle et pour un écoulement en 3D de jets multiples impactant.

#### 3.1 Écoulement en 2D

Un jet rond d'air est produit à partir de l'orifice d'une buse et se développe en raison du cisaillement de l'air stagnant autour. Le jet impacte une surface plane après une distance  $L$  et produit un épandage radial. La comparaison se fait avec les résultats expérimentaux de Lee et al. (1999) pour un jet axisymétrique turbulent en 2D impactant une paroi solide chauffée afin de la refroidir. Un transfert thermique se produit ensuite entre cet air et la paroi solide. Enfin pour valider le modèle du changement de phase, la fusion d'un bloc de glace en convection naturelle est comparée aux résultats expérimentaux de Virag et al. (2006).

##### 3.1.1 Étude du maillage

Une étude du maillage a été réalisée pour s'assurer que la discrétisation spatiale n'influe pas sur le nombre de Nusselt local calculé. Cette étude concerne la figure 2.5 présentée au chapitre précédent. Le cas  $L/D = 2$  avec un nombre de Reynolds de 20000 est utilisée; cette valeur de Reynolds est choisie en lien avec l'expérience de Lee et al. (1999). Quatre tailles de maillage sont considérées. Elles correspondent aux valeurs de taille de base 1.5, 2.5, 5 et 10 mm. La taille de base (base size) est une dimension caractéristique numérique du modèle géométrique réglée avant n'importe quelle autre valeur dans le mailleur de STAR-CCM+. En

réduisant la valeur de taille de base, le nombre de cellules du maillage augmente en conséquence.

La figure 3.1 montre l'évolution du nombre de Nusselt local en fonction d'une distance adimensionnelle,  $R/D$ . Il s'agit du rayon de l'épandage du fluide à partir du point d'impact par le diamètre de buse.

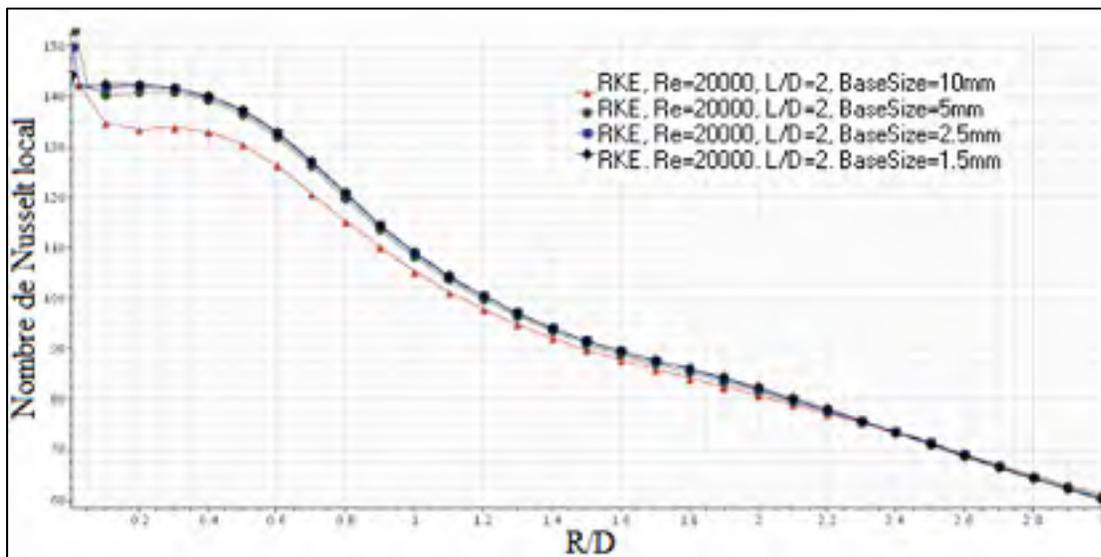


Figure 3.1 Nombre de Nusselt local pour différentes tailles de maillage

Pour évaluer la précision des résultats, il faut estimer la plage d'erreur avec une quantité appelée Grid Convergence Index (GCI). Afin d'estimer ce paramètre, Celik et al. (2008) recommande une procédure en cinq étapes. Premièrement, il faut définir une cellule représentative du maillage comme la taille de base exposée ci-dessus. Ensuite il faut sélectionner trois ensembles de maillage permettant de déterminer les valeurs d'un paramètre clés important à l'objectif de l'étude CFD tel que le nombre Nusselt. Ces ensembles de maillage peuvent être grossier, moyen et fin. Ensuite déterminer le facteur de raffinement  $r$  entre deux tailles voisines par le rapport  $r_{21} = h_2/h_1$  et déterminer l'ordre apparent de la méthode de calcul,  $p$ . Dans STAR-CCM+, le second ordre théorique est utilisé basé sur la discrétisation de l'écoulement moyen et des équations turbulentes.

L'étape 4 consiste à déterminer les valeurs extrapolées  $\Psi_{\text{ext}}^{21} = (r_{21}^p \Psi_1 - \Psi_2) / (r_{21}^p - 1)$  et par analogie, calculer  $\Psi_{\text{ext}}^{32}$  avec  $\Psi$  étant le nombre de Nusselt. Enfin l'étape 5 permet de quantifier l'incertitude en CFD de l'erreur relative approximée, de l'erreur relative extrapolée et de l'index de convergence du maillage fin. Le GCI du maillage fin jugée pertinente s'exprime en fonction de l'erreur relative approximée,  $e_a$ . Elles s'expriment comme suit :

$$e_a^{21} = \left| \frac{\Psi_1 - \Psi_2}{\Psi_1} \right| \quad (3.1)$$

$$GCI_{fin}^{21} = \frac{1.25 e_a^{21}}{r_{21}^p - 1} \quad (3.2)$$

Le GCI du nombre de Nusselt local est égale à 1.5 % entre les cas avec une taille de base de 5 et 1.25 mm. Le résultat de la taille de base de maillage de 5 mm est considéré suffisant et sera utilisée pour les calculs en 3D. Dans cette sous-section, la comparaison du nombre de Nusselt s'est faite pour une seule valeur de Reynolds égale à 20000. La prochaine section s'intéressera à plusieurs Reynolds pour choisir un modèle de turbulence adéquat.

### 3.1.2 Choix du modèle de turbulence

Afin de déterminer le modèle de turbulence adéquat au type de jet multiphasique impactant qu'il est question de modéliser, il faut vérifier l'aptitude des modèles à prédire l'allure du nombre de Nusselt comparée à des résultats expérimentaux pour différents nombre de Reynolds. Les données expérimentales de comparaison seront celles de Lee et al. (1999).

L'évaluation initiale et la validation des résultats de modèles de turbulence ont été réalisées pour un jet d'air impactant des surfaces planes. Selon Wang et al. (2014), aucun des modèles à bas nombres de Reynolds ne prédit correctement la distribution du nombre de Nusselt sur la longueur entière d'une surface d'impact.

Les résultats expérimentaux reportent le nombre de Nusselt local sur une surface plane en fonction de la distance radiale depuis le point d'impact. Les données ont été recueillies pour

$L/D = 2, 4, 6$  et  $10$  à une plage de Reynolds entre  $5000$  et  $30000$ . Les figures 3.2 et 3.3 représentent la distribution radiale du nombre de Nusselt et les fonctions de transfert de chaleur avec différents modèles de turbulence. Les modèles de turbulence  $k-\omega$  (SST) et le  $k-\varepsilon$  réalisable (SKE) sont en mesure de prédire le développement de la température plus particulièrement en aval du champ d'écoulement, à partir de  $R/D = 2$ . Les résultats présentés ci-dessous pour les géométries  $L/D = 2$  et  $L/D = 6$  sont pour tous les nombres de Reynolds rapportés par Lee et al. (1999) :

### 3.1.2.1 $L/D = 2$

La figure 3.2 compare la prédiction du nombre de Nusselt avec les données de test pour plusieurs cas de nombres de Reynolds. Les simulations sont en mesure de prédire les tendances du transfert de chaleur local parmi les cas sélectionnés. En effet, les pics du Nusselt et la décroissance du transfert thermique en aval de l'écoulement justifient que l'allure des résultats de simulation (Nusselt local sur le mur d'impact) rejoint les courbes expérimentales.

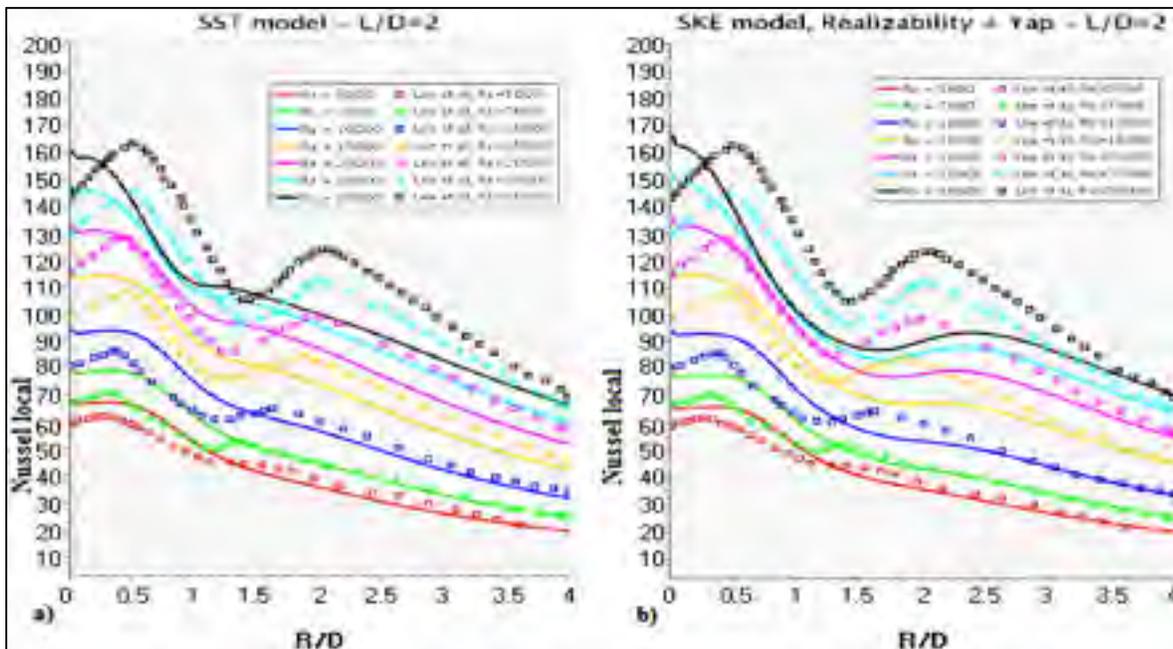


Figure 3.2 Nombre de Nusselt local pour différents nombres de Reynolds à  $L/D = 2$ ,  
a) modèle SST; b) modèle SKE

Le premier pic du nombre de Nusselt local est approximativement plus élevé de 5 à 14 % par rapport au Nusselt local du point de stagnation lorsque le Reynolds varie de 5000 à 30000. Le deuxième pic de Nusselt local est approximativement moins élevé de 13 à 22 % par rapport au Nusselt local du point de stagnation. La valeur la plus élevée d'erreur entre la simulation numérique et l'expérience est observée à un Reynolds de 30000 et cette erreur est d'environ 17 % pour le modèle SKE. Pour une courte distance entre la sortie de buse et la paroi, le nombre de Nusselt local montre le phénomène connu du double pic (Poreh et al. 1967) avec le modèle SKE prédisant un second pic plus important que le SST.

### 3.1.2.2 $L/D = 6$

En augmentant la distance entre la sortie de buse et la paroi, la figure 3.3 ne montre plus de second pic ni dans le cas expérimental ni dans la prédiction numérique du nombre de Nusselt local.

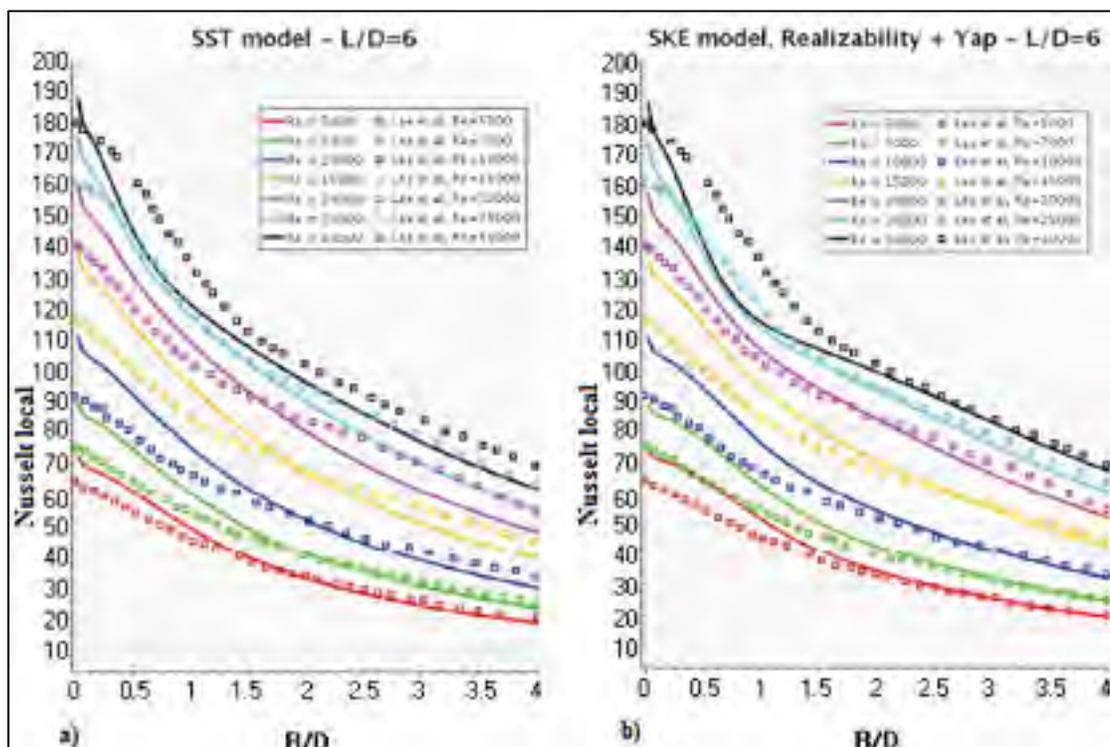


Figure 3.3 Nombre de Nusselt local pour différents nombres de Reynolds à  $L/D = 6$ ,  
a) modèle SST; b) modèle SKE

Pour le transfert de chaleur, il apparaît que le modèle SST donne le meilleur accord comparé aux données expérimentales et décrit quantitativement la tendance du profil du nombre de Nusselt. C'est-à-dire que le modèle SST est capable de capter la variation du transfert thermique mieux que le modèle SKE. Vu l'écart avec l'expérimental, la prédiction des pics de nombre de Nusselt local et la décroissance exponentielle dans le transfert thermique, le modèle SKE prédit mieux la tendance du transfert thermique près du point de stagnation et dans quelques régions loin du point de stagnation. Ces deux modèles de turbulence sont les plus appropriés pour cette étude de jet unique bidimensionnel impactant une surface plane (Wilcox, 2006).

### **3.1.3 Processus de fonte de glace**

Le gradient de température à travers le domaine crée des forces de flottaison et des courants de convection dans l'eau à l'état liquide. Ces courants de convection augmentent substantiellement le taux de transfert thermique à travers le fluide, ainsi le problème ne peut être traité comme un problème purement de diffusion thermique. La figure 3.4 illustre les résultats numériques de l'interface d'une couche de glace verticale. Cette interface entre eau et glace appelée front de fusion se propage de gauche à droite suivant le temps. La simulation est réalisée avec le modèle VOF.

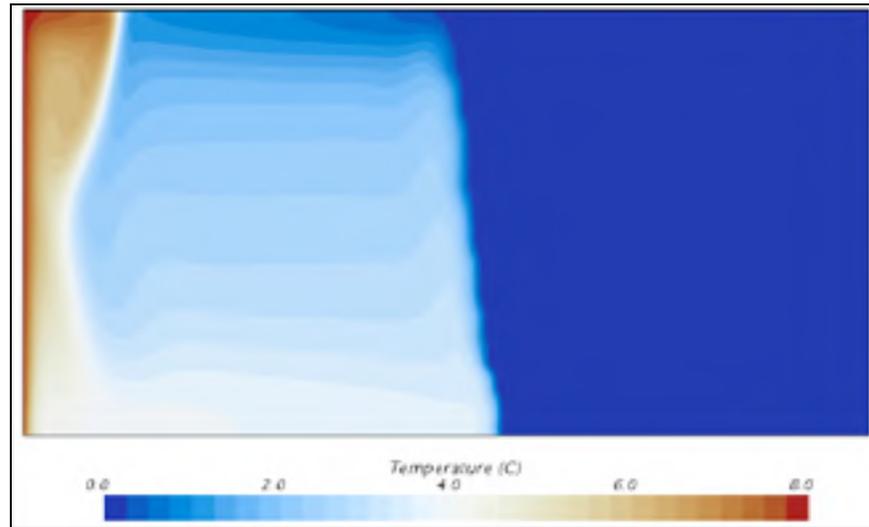


Figure 3.4 Propagation du front de fusion

Le front initial est extrait à un emplacement dans le volume contenant 50 % d'eau liquide et 50 % d'eau à l'état solide. La position simulée du front de fusion à des temps variés est comparée aux données expérimentales de Virag et al. (2006). La position du front de fusion à deux instants est présentée à la figure 3.5 comparée aux données expérimentales aux mêmes temps. Un bon accord est trouvé entre les deux sachant, que chaque courbe de simulation ne dévie pas par rapport aux résultats expérimentaux.

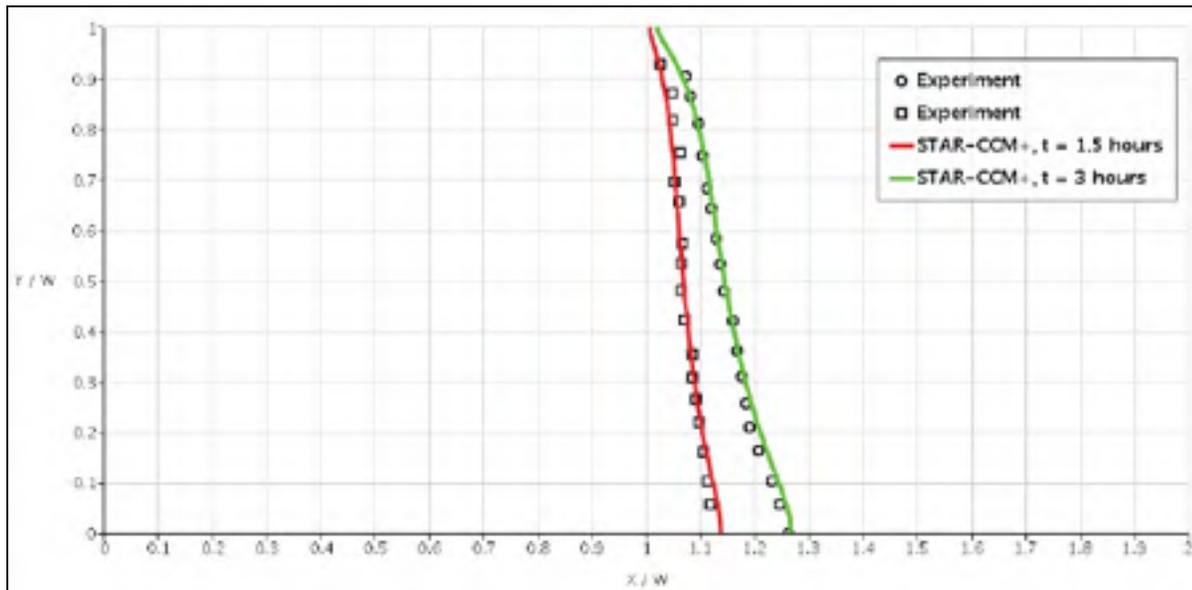


Figure 3.5 Position du front de fusion à deux instants

Afin de justifier le choix du modèle de turbulence dans les paramètres physiques, le schéma de stabilisation montrant l'estimation de l'erreur numérique selon l'ordre de discrétisation 2 du domaine a été présenté au début de ce chapitre. Aussi l'influence du modèle de turbulence sur des paramètres comme le Nusselt et la Reynolds a été montré. Les allures et maxima de Nusselt étaient plus en cohérence avec les valeurs expérimentales de Lee et al. (1999) de par leur décroissance exponentielle en aval de l'écoulement.

Le modèle 2D servait à évaluer l'aptitude de STAR-CCM+ à modéliser la turbulence d'un jet impactant. Afin de modéliser correctement le transfert thermique proche du point d'impact et l'interaction entre plusieurs jets, un troisième modèle de turbulence est testé en 3D (Fénot et al. 2008). En réalité dans un cas de dégivrage au sol, il est question d'écoulement de jets multiples.

### 3.2 Écoulement en 3D

Fénot et al. (2008) ont étudiés expérimentalement le transfert de chaleur dans un système de chauffage sur une surface concave. La géométrie utilisée a été présentée à la figure 2.6 du

chapitre précédent. Trois modèles de turbulence seront comparés aux résultats expérimentaux.

### 3.2.1 Jets multiples impactant

Dans les simulations, des Reynolds de 10000 et 23000 sont utilisés avec un nombre de Mach de 0.20 pour rester en incompressible. La température des jets est de 40 °C et la température ambiante est de 35 °C. La comparaison avec l'expérience s'est faite sur le Nusselt moyen pour respecter les résultats expérimentaux disponibles. Ce Nusselt est moyenné sur la distance de la courbure de surface d'impact B (figure 2.6) et est présenté pour un jet à la figure 3.6 pour des valeurs de Reynolds de 10000 et 23000.

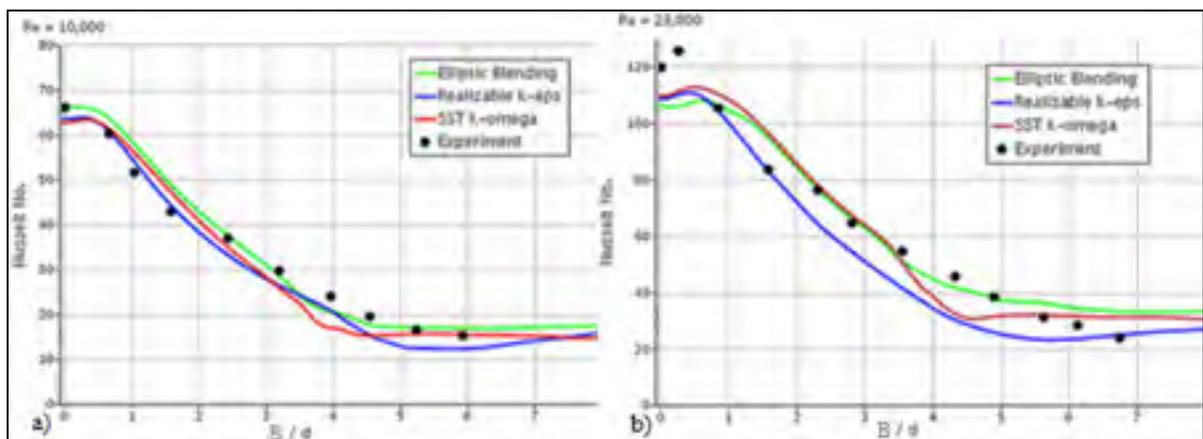


Figure 3.6 Nombre de Nusselt moyen pour deux Reynolds, a)  $Re = 10000$ ; b)  $Re = 23000$

Tous les trois modèles de turbulence sont en bon accord entre eux et avec les données expérimentales avec des pourcentages de différence inférieurs à 10 %. En comparant les résultats numériques aux résultats de Fénot et al. (2008), de  $B/d = 3$  à 6, le modèle Elliptic Blending est en meilleur accord avec les données expérimentales. Les plus grandes discordances se produisent avec le cas du Reynolds à 23000 proche du point de stagnation où les pourcentages relatifs de différence sont d'environ 17 %. Ceci est un niveau de différence raisonnable sachant que les auteurs de l'étude expérimentale affirment que l'incertitude globale pour les valeurs du nombre de Nusselt n'est pas supérieure à 12 %.

Dans la première section du chapitre, il a été question de vérifier et de valider la méthode de calcul numérique avec des résultats expérimentaux. Des écoulements en 2D et en 3D ont été présentés et permettent de choisir le modèle de turbulence et la stratégie de maillage à adopter. Ainsi dans la suite le modèle de turbulence Elliptic Blending sera utilisé, combiné au schéma upwind du second ordre. En effet l'écoulement turbulent en 3D est supposé plus complexe avec possibilité de vortex dans les trois directions, ce modèle de turbulence comparé aux modèles  $k-\varepsilon$  réalisable et SST  $k-\omega$  donne un meilleur accord avec les résultats expérimentaux dans les zones de stagnation (à partir de  $B/d = 3$ ). Le modèle de turbulence Elliptic Blending permet de mieux prédire le nombre de Nusselt.

## CHAPITRE 4

### SIMULATION CFD DU JET DE DÉGIVRAGE

Dans l'industrie aéronautique, le jet de propylène glycol servant au dégivrage des aéronefs au sol est incliné d'environ  $45^\circ$  et chauffé entre 60 et 80 °C (SAE, ARP4737H, 2008). Les choix du maillage et du modèle de turbulence en 2D et en 3D et un cas de changement de phase ont été présentés au chapitre précédent. Dans ce chapitre, la vitesse du film de propylène glycol sur la surface d'impact et son effet sur le transfert de chaleur entre le liquide et la glace seront investigués. La géométrie et les conditions aux frontières pour cette modélisation d'écoulement incompressible d'un fluide Newtonien a déjà été présentées à la section 2.3.3.

D'abord le choix de la forme de buse et de sa terminaison est présenté et justifié par le détail du développement de vitesse de sortie dans la zone de diffusion et par la pression dynamique. La supposition faite est que plus le jet se diffuse à la sortie de la buse et plus la vitesse du film de propylène glycol augmente sur la surface d'impact. Ensuite, les résultats montrent la pression sur la surface, les valeurs du Nusselt sur la surface recouverte de glace et plus particulièrement au point d'impact (coordonnées précisés dans la suite) du propylène glycol chauffé. Les fractions phasiques et l'épaisseur de la phase liquide montrent la présence de liquide et d'air lors de l'impact du jet. Enfin une étude de paramètres physiques (pression et température) et géométriques (angle d'inclinaison, diamètre de buse et distance d'impact) est présentée.

#### 4.1 Choix de la forme de buse

Le choix est entre deux formes présentées à la figure 4.1. Les dimensions des deux formes de buse ont été présentées à la section 2.3.3 de ce document. Les conditions aux limites pour la simulation, entrée en vitesse et sortie en pression, imposent à la sortie du jet un échange de quantité de mouvement et d'énergie avec l'air ambiant. Ainsi deux phases (liquide et air) sont en présence dans cette simulation dont l'objectif est de déterminer la forme causant le

moins de perte de quantité de mouvement du jet liquide. Cette quantité de mouvement est évaluée par la vitesse axiale en fonction de la distance depuis la sortie, à l'orifice de la buse.

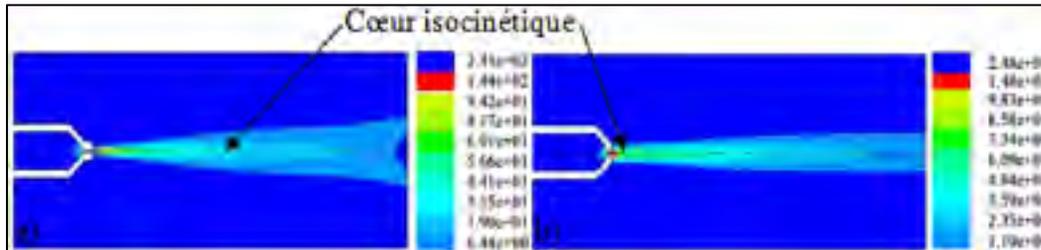


Figure 4.1 Distribution de vitesse, a) convergente droite; b) convergente

La vitesse axiale à la sortie suivant x de la buse convergente est de 148 m/s, légèrement plus rapide que celle de la buse convergente droite ayant un maximum de vitesse de 144 m/s. De même, la zone du cœur isocinétique de la buse convergente est un peu plus large d'environ 11 % que celle de la buse convergente droite. La buse a) parvient à mieux faire converger le liquide vers la sortie que la buse b) à cause de la forme de son alésage.

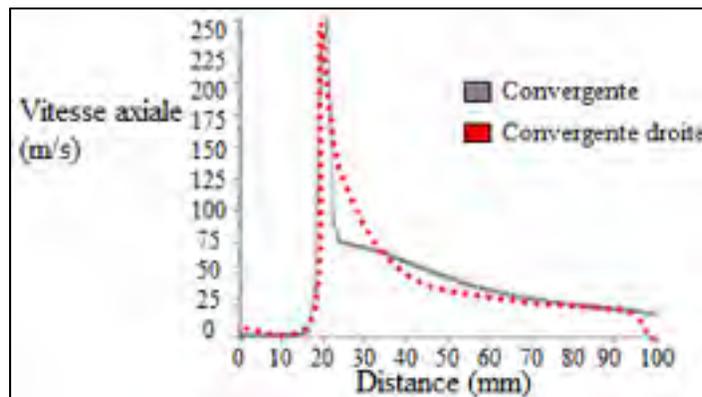


Figure 4.2 Courbes de vitesse axiale

À partir de la figure 4.2, il apparaît qu'entre 0 et 15 mm de la sortie de la buse, les vitesses axiales des deux formes sont d'environ 2 m/s. En atteignant la position axiale de 20 mm, les vitesses croissent pour atteindre un pic. Au-delà de 20 mm, la vitesse de la forme convergente chute brusquement comparée à la forme convergente droite.

La figure 4.3 montre la variation de pression de jauge obtenue pour la forme de buse convergente droite et la distribution des valeurs de pression dynamique en fonction de la position depuis la sortie. Ces résultats sont obtenus avec les mêmes conditions aux frontières que précédemment. Ces résultats sont une prédiction de la pression au niveau de la zone de jet libre ou zone de diffusion du jet et ils seront étendus à une distribution sur la surface d'impact à la section 4.2.

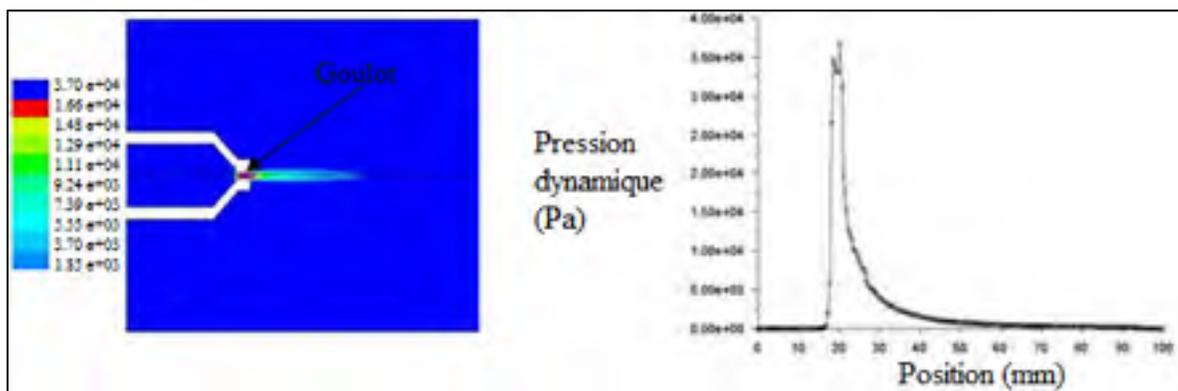


Figure 4.3 Pression dynamique de buse convergente droite

La vue de gauche et la courbe de droite ci-dessus représentent la pression dynamique. Cette pression dynamique près de l'entrée de la buse et loin de la sortie est proche de 0. Près du goulot par contre la pression change brusquement. C'est à cause du liquide qui s'écoule sur la partie convergente. En effet, ce liquide est sujet à la contraction de la paroi convergente causant une accélération soudaine de la vitesse. La courbe montre la pression dynamique de la section proche de la sortie augmenter puis diminuer brusquement du au phénomène du goulot d'étranglement. Dans la section du goulot, la pression dynamique à la surface conique est supérieure ( $1.66 \times 10^4$  Pa) à la pression extérieure, entraînant le transport du liquide de l'amont vers l'aval de la buse. Enfin le cœur potentiel isocinétique, introduit à la figure 4.1, apparaît ici entre 20 et 30 mm.

La forme de buse présentée servira à l'étude paramétrique de la section 4.5 afin de déterminer le diamètre, la distance d'impact et la pression d'entrée du jet pour maximiser la décontamination de surface. La forme d'orifice de buse adéquate a été investiguée en se

basant sur l'étude de Yang et al. (2008). Les résultats de pression de sortie, de débit massique, de vitesse de sortie et de coefficient d'épandage seront présentés aussi dans la section d'étude paramétrique. Cette terminaison de forme divergente rajoutée à la forme initiale de buse convergente montrée à la figure 2.10 pour former une buse convergente droite. Cette forme finale permettra de réduire la pression adverse au sortir de la buse et d'avoir un meilleur épandage sur la surface d'impact d'après (Guha et al. 2010).

#### **4.2 Caractéristiques de quantité de mouvement en 3D**

Dans cette section qui présente des résultats de simulation pour le domaine de calcul de la figure 2.10, la décontamination de la surface plane par un liquide impactant à un débit de 64.42 kg/s et une température de 60 °C (valeur comprise dans la plage requise par la SAE ARP 1424) est investiguée. La pression statique au point d'impact peut être utilisée pour évaluer la quantité de mouvement du jet. La figure 4.4 montre les contours de pression statique après un temps de simulation de 0.058 s sur la surface au point d'impact dans l'axe du jet de coordonnées (x, y) 0.44 m et 0.25 m.

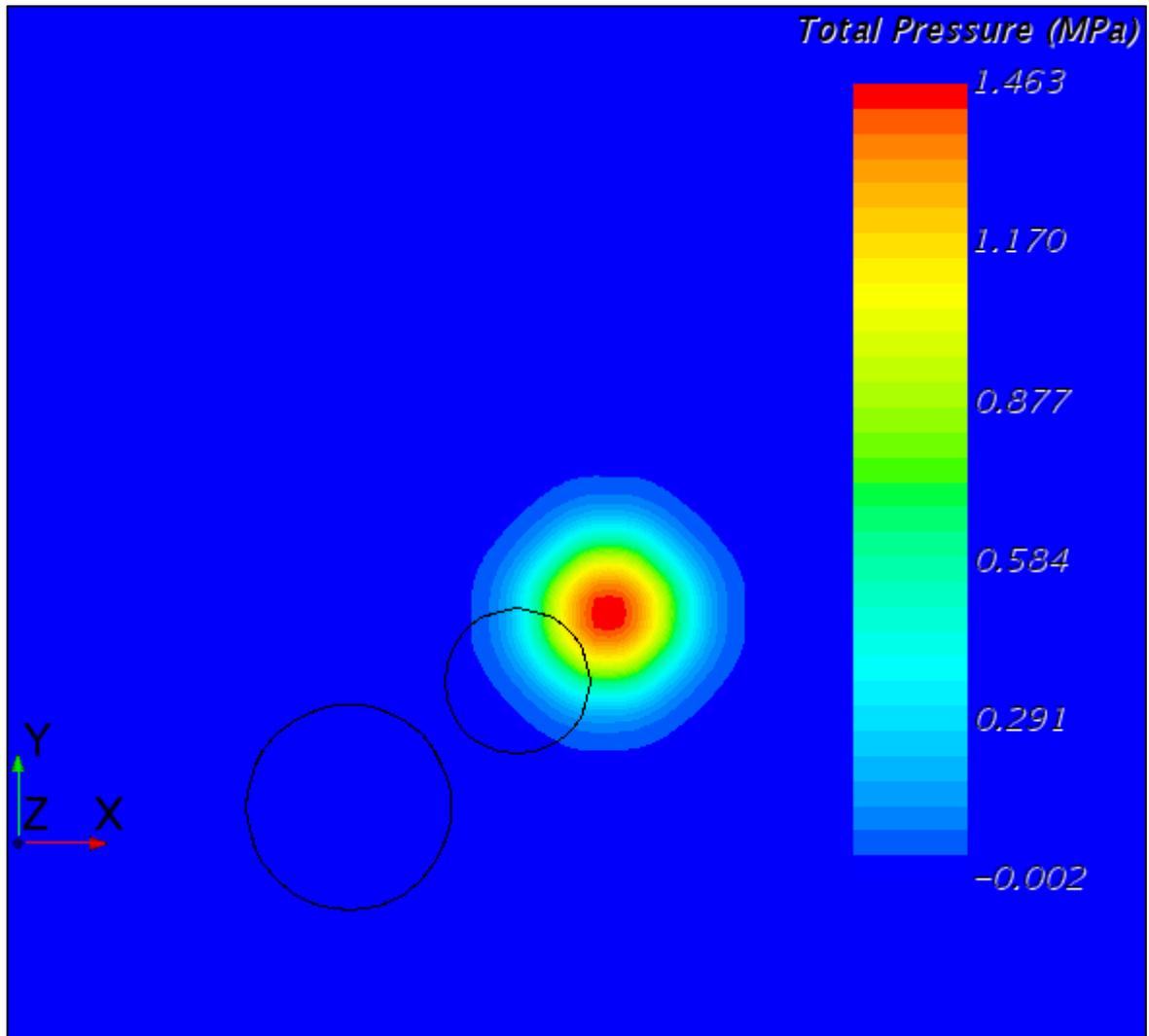


Figure 4.4 Détails du champ de pression d'impact

Les deux cercles représentent les entrée et sortie de la buse. La valeur de la pression est élevée au point d'impact du jet sur la plaque. C'est la pression de stagnation. Cette distribution est obtenue en écoulement instationnaire et pour une distance d'impact égale à six fois le diamètre de la buse. Cette pression varie linéairement suivant les axes  $x$  comme  $y$  en atteignant la valeur minimale sur la plaque. Ainsi il est possible d'adimensionner la pression d'impact par la pression à l'entrée de la buse et aussi d'adimensionner la distance axiale par le diamètre de la buse. La figure 4.5 montre la décroissance de pression depuis le

point d'impact sur une distance radiale. Dans ce cas, le jet est incliné à  $45^\circ$  et le maximum de pression se produit à  $R/D = 15$ .

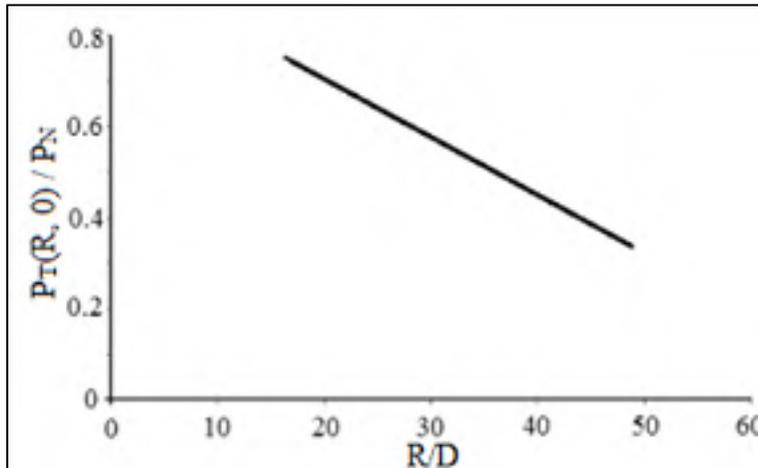


Figure 4.5 Pression de surface adimensionnée sur la plaque

$P_T/P_N$  représente le rapport de la pression au point d'impact par la pression d'entrée du jet au niveau de la buse. Il s'agit d'une droite et la variation linéaire de pression s'explique par le transfert de quantité de mouvement après le point d'impact une fois que le jet commence à s'épandre. Cet épandage est présenté à la figure 4.10. Ce résultat ne dénote pas juste une diminution du pic de pression de stagnation sur la plaque mais aussi une diminution de la distribution globale de la pression. Le résultat serait autre en maintenant une distance d'impact constante et si le jet n'était pas incliné. La distribution prévue dans ce cas serait une Gaussienne sur la direction radiale selon les expériences de Guha et al. (2010).

La figure 4.6 présente le module de vitesse du film liquide au point d'impact en fonction de la pression d'impact du jet liquide. Afin d'observer l'évolution de l'épaisseur du film liquide en fonction de la pression, une faible pression en entrée du jet d'environ 10 kPa doit être choisie.

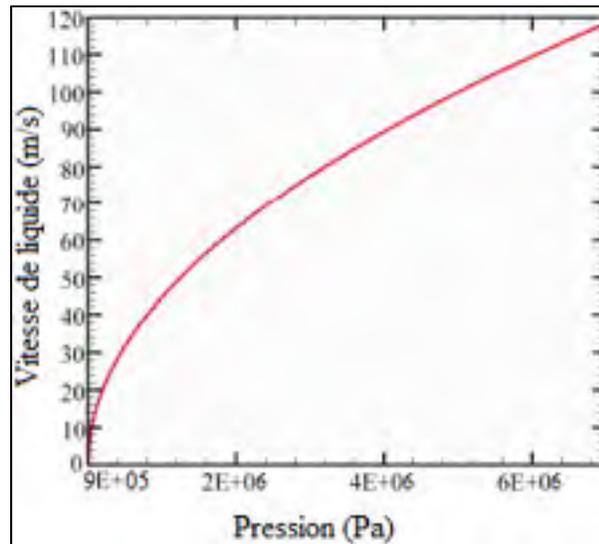


Figure 4.6 Vitesse en fonction de la pression d'impact

La vitesse, donnée suivant la direction des abscisses, augmente avec la pression locale; ainsi la vitesse peut être utilisée pour évaluer l'efficacité de dégivrage du jet notamment dans l'étude paramétrique. Cette efficacité de dégivrage est définie en tant que vitesse de dégivrage comme le volume de glace enlevé de la surface ( $\text{cm}^3$ ) par seconde. Avec l'augmentation de la pression locale, le transfert de la quantité de mouvement vers la plaque peut augmenter en considérant que cette pression est une mesure indirecte de la quantité de mouvement. Cependant les forces aérodynamiques d'impact (pression, force de cisaillement) associées au transfert de la quantité de mouvement ne sont pas les seuls facteurs dans la décontamination de surface. C'est pourquoi le transfert thermique est aussi investigué dans la section suivante.

### 4.3 Caractéristiques du transfert thermique

Ces résultats sont présentés sur un domaine de dimensions  $(x, y)$  1.45 m et 0.5 m; l'origine du repère  $(x, y)$  se trouvant à l'extrémité basse gauche du domaine en 4.7 b). La figure 4.7 montre le nombre de Nusselt sur la plaque au point d'impact de coordonnées  $(x, y)$  0.44 m et 0.25 m. En ce qui concerne l'emplacement et les grandeurs des pics de transfert de chaleur, ils sont attribués à l'entraînement d'air causé par l'augmentation de turbulence du au jet

impactant. L'augmentation de turbulence est causée par l'instabilité dans la couche limite thermique en dehors de la région de stagnation qui réduit le transfert thermique. Cette transition turbulente est présentée à travers le profil de Nusselt du champ d'écoulement avec l'énergie cinétique turbulente (TKE) à la figure 4.8. La zone extrême droite (représentée en bleu) correspond à la perte presque complète du pouvoir calorifique du liquide (température avoisine 0 °C) et donc une incapacité à faire fondre rapidement un contaminant solide tel que de la glace. À cette température de 300.06 K, le processus de fusion de la glace se ferait en convection naturelle avec un temps dans l'ordre des heures comparé au temps requis de l'ordre des minutes.

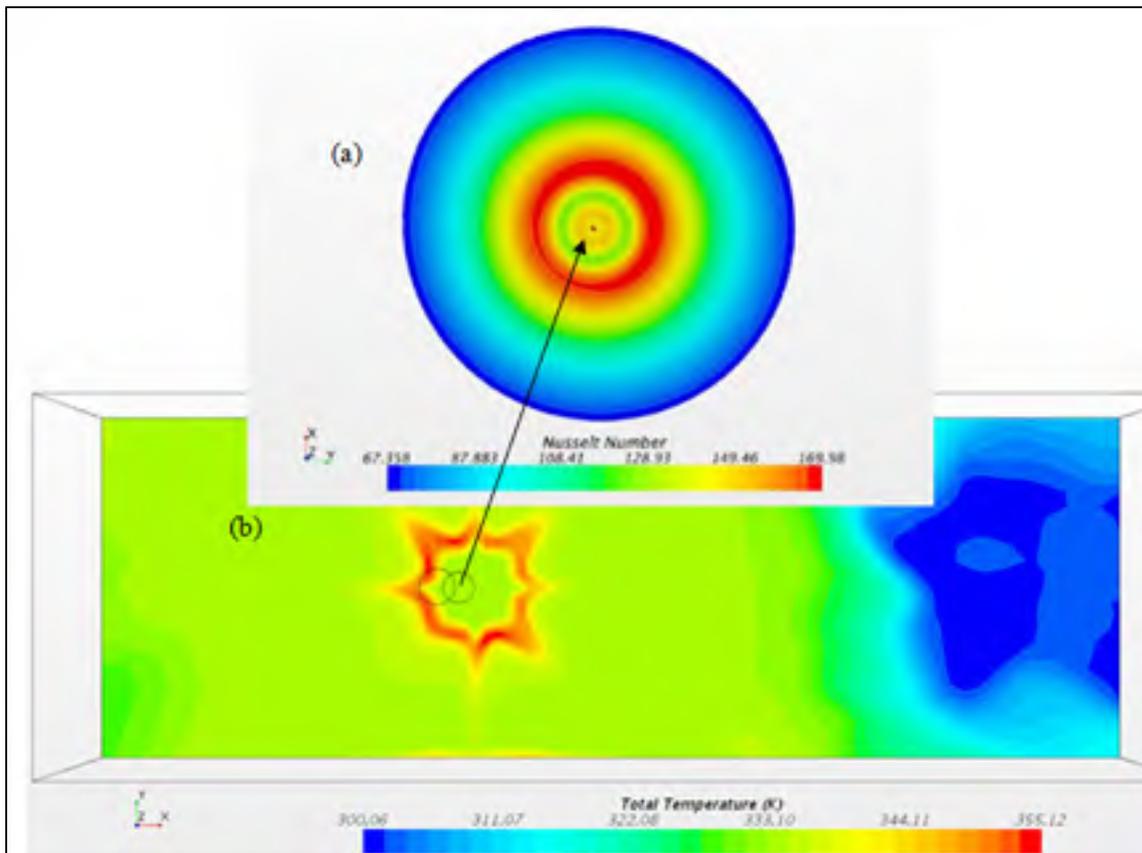


Figure 4.7 Contours de, a) nombre de Nusselt au point d'impact;  
b) température sur la plaque

La figure 4.8 est le résultat d'une simulation où le jet est vertical et dans le domaine présenté à la figure 2.10. La figure 4.8 présente l'énergie cinétique turbulente et le nombre de Nusselt

dans les zones de diffusion du jet (sortie de buse jusqu'à l'impact) et de formation du film liquide (région de stagnation) pour le cas d'un jet vertical. Les valeurs d'énergie cinétique turbulente sont données à la fois dans la zone de diffusion et dans la région de stagnation alors que le Nusselt n'est présenté que dans la région de stagnation où le transfert thermique le plus important se produit.

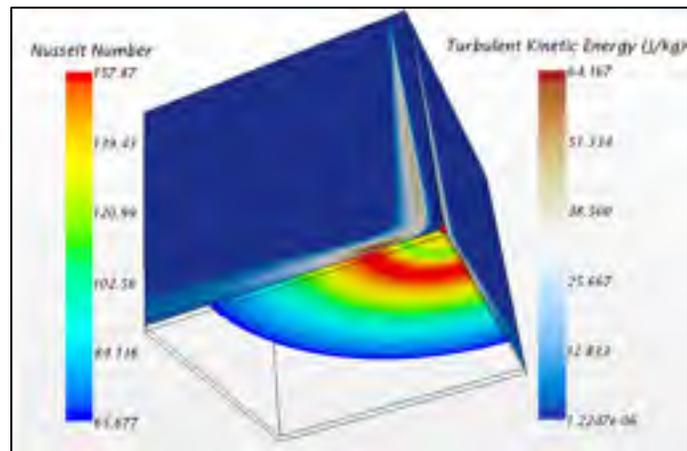


Figure 4.8 Transition turbulente

La figure 4.8 montre que la localisation de la valeur de TKE la plus élevée, adjacente au mur, est liée au deuxième endroit d'augmentation de Nusselt. Les données du Nusselt collectées à partir du domaine CFD de la simulation ci-dessus sont comparées aux résultats expérimentaux de Fénot et al. (2008). Cette comparaison est présentée à la figure 4.9.

Fénot et al. (2008) ont réalisés une investigation du transfert thermique d'un arrangement de plusieurs jets sur une surface concave semi-cylindrique. Les courbes de température de la plaque et des coefficients de transfert thermique associés ont été déterminées en appliquant la méthode de régression linéaire moyenne. Ils font varier le nombre de Reynolds (10000 et 23000), la distance d'impact (entre 2 et 5) et la température du jet (entre 15 et 70 °C).

La figure 4.9 montre les résultats de cette comparaison de valeurs de Nusselt numériques et expérimentales. Un programme d'extraction de données, WebPlotDigitizer (Rohatgi, 2015),

a été utilisé pour trouver les valeurs expérimentales de Fénot et al. (2008). Par contre, Wang et al. (2014) donne un aperçu de cette énergie cinétique turbulente. Ils comparent l'allure de l'énergie cinétique turbulente adimensionnalisée par la vitesse de sortie d'un jet élevée à la puissance 2 en fonction de la position dans le domaine de calcul. Les courbes sont obtenues tant pour les modèles de turbulence SST  $k-\omega$  et SKE que pour les modèles à faible nombre de Reynolds. Les résultats d'énergie cinétique turbulente présentent un pic au point d'impact ( $R/D = 0$ ) pour ensuite décroître exponentiellement jusqu'à atteindre zéro dans la zone de stagnation équivalent à  $R/D = 0.25$ . Afin de faire le lien avec la région d'écoulement du jet impactant, les auteurs l'évaluent comme la zone où l'écoulement s'épand parallèlement à la surface d'impact. Les résultats de la figure 4.9 ne sont pas comparés à ceux de Wang et al. (2008) car ces auteurs ne réalisent pas leurs simulations avec le même modèle de turbulence que le nôtre (Elliptic Blending).

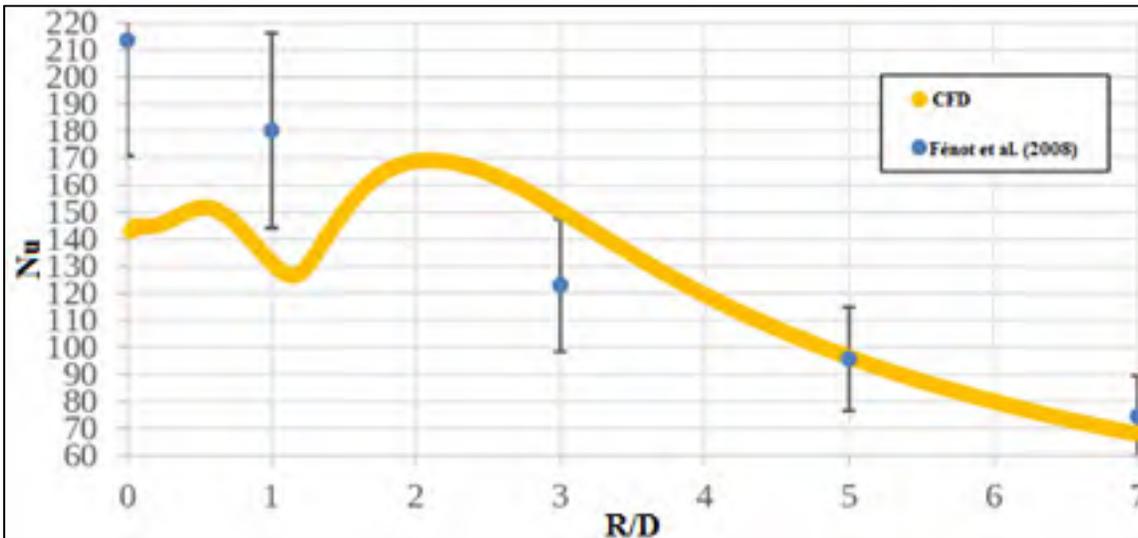


Figure 4.9 Tracé de transfert de chaleur

L'évolution présentée ci-dessus correspond à une simulation numérique entre les temps  $t = 0$ s et  $1$  s. Les calculs ont été effectués avec 7000 itérations ayant 0.001 s par itération. Pour des cas réels de dégivrage, la valeur du rapport de distance d'impact du jet adimensionnée par le diamètre de buse  $L/D$  est de l'ordre de 19 (Lee et al. 1999). Les valeurs de Reynolds des simulations CFD sont comprises entre 5000 et 30000. La moyenne spatiale dans la direction

radiale (suivant l'axe  $x$ ) des nombres de Nusselt pour un nombre de Reynolds de 23000 pour  $R/D$  de 0, 1, 3, 5 et 7 est déterminée afin de pouvoir comparer avec les résultats expérimentaux ayant un Reynolds maximum de 23000. Les valeurs de  $R/D$  sont choisies pour une analyse complète de la région de stagnation de l'écoulement du liquide et la distribution de température sur le mur. Tel que présenté dans la section de validation, plus  $R/D$  augmente pour un nombre de Reynolds donnée, plus la valeur de Nusselt correspondante va décroître de façon quasi exponentielle. Les résultats CFD obtenus montrent deux pics radiaux avant d'obtenir la décroissance quasi exponentielle.

Il existe des différences entre les résultats de la présente étude CFD et les données de Fénot et al. (2008). La différence la plus marquée est le 33 % de sous prédiction qui se produit au point de stagnation. Les différences dans la prédiction de transfert thermique sont fréquemment observées dans la littérature comme dans le cas de l'étude numérique du transfert thermique d'un jet impactant turbulent de Wang et al. (2014) où la différence est de 30 %; ainsi cette différence de valeur est jugée acceptable. Ces différences apparaissent à cause du manque de précision des modèles de turbulence. De plus, les résultats de la présente étude CFD arrivent à mieux prédire le transfert thermique comparés aux résultats de Fénot et al. (2008), précisément au point de stagnation et à l'aide du modèle de turbulence (Elliptic Blending).

#### **4.4 Phases liquides sur la plaque**

La figure 4.10 présente un jet vertical afin de mieux se concentrer sur l'épandage et la formation du film liquide. Cette figure montre la fraction volumique de liquide dans le domaine ainsi que la vitesse du film liquide sur la plaque. L'eau est mélangée à l'épaisseur du propylène glycol sur la plaque. Juste après le point d'impact, il y a moins de liquide à cause d'un ressaut hydraulique se produisant après l'impact du jet.

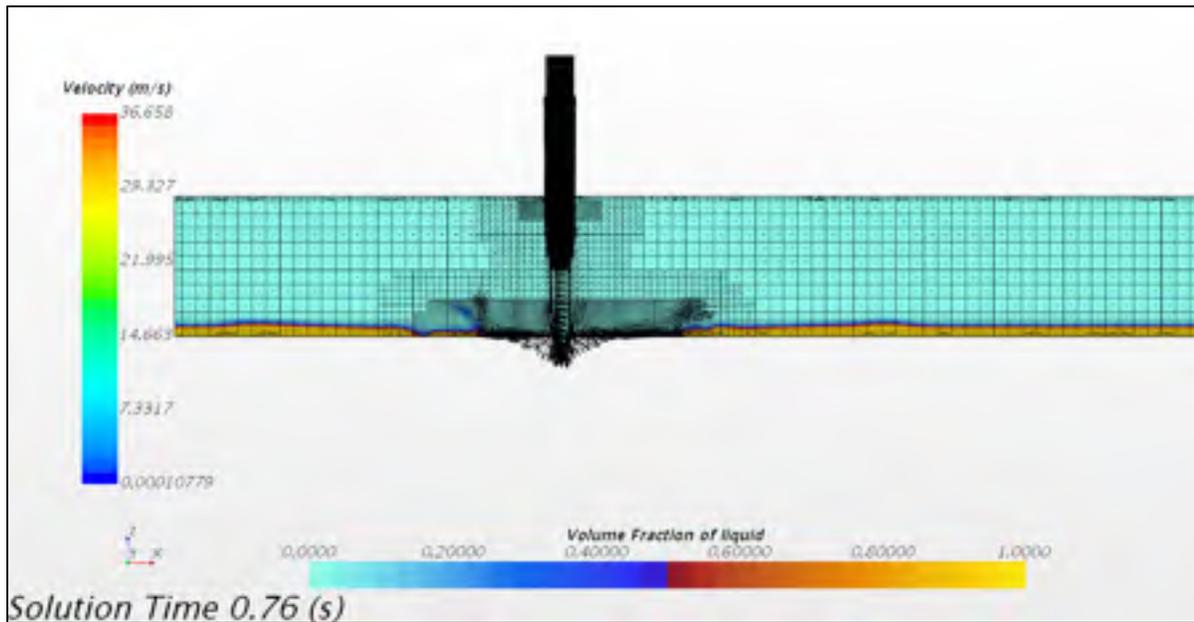


Figure 4.10 Fractions volumiques de liquide

Suivant l'impact du jet, son écoulement se transforme en jet de paroi où le propylène glycol se déplace latéralement et parallèlement à la plaque. Il est à noter que sur la figure 4-10, le film à l'impact n'est pas très visible à cause des flèches représentant les vecteurs de vitesse du jet impactant. Le maximum de vitesse obtenue ci-dessus est de 36.658 m/s et au moyen du changement de fractions volumiques suivant le temps de simulation, il est possible de trouver la vitesse de décontamination.

La vitesse de décontamination de la glace dans ce cas est de 4.6 cm<sup>3</sup>/s. Cette vitesse de décontamination sera, dans la section sur l'étude paramétrique, un moyen d'évaluer la sensibilité des résultats à la variation des paramètres physiques et géométriques. La première couche du film liquide a une fraction phasique de liquide de 0.4, c'est-à-dire que l'air ambiant a une fraction phasique présente de 0.6. En se déplaçant vers la plaque, il n'y a que du liquide comme phase physique. Ce film liquide est constitué de propylène glycol et d'eau. La section suivante évalue des caractéristiques telles que l'épaisseur de ce film liquide, son rayon et le ressaut hydraulique provoquée par l'impact du jet.

#### 4.5 Caractéristiques du film liquide

La figure 4.11 présente une comparaison de vitesses provoquant un ressaut hydraulique entre les résultats CFD et des données expérimentales de Chakraborty et al. (2009). Les vitesses sont présentées suivant les directions  $x$  et  $z$  pour faire suite à la figure 4.10. Chakraborty et al. (2009) ont réalisé des calculs théoriques de prédiction de vitesses du jet après son impact sur une surface en mouvement. L'angle d'inclinaison du jet par rapport à la surface d'impact est de  $45^\circ$  comme le cas réalisé par les auteurs. Les calculs théoriques de ces auteurs sont aussi comparés avec des résultats expérimentaux.

À la figure 4.11 a), une représentation du jet impactant une paroi est donnée avec  $U_i$ , la vitesse sortant de la buse,  $U_2$ , la vitesse du film liquide et la prédiction de la position du ressaut dû à une accélération d'ensemble du film après un rayon  $R_j$ . L'angle de  $45^\circ$  permettra de s'inscrire dans la continuité d'une étude paramétrique dont l'angle d'inclinaison ferait partie des variables. En a1) la comparaison de vitesse est montrée suivant les directions  $x$  et  $z$ , il s'agit du taux de croissance de l'épaisseur du film liquide (vitesse positive suivant la formation du film). Le point  $x = 0$  correspond au rayon nul et  $z$  est suivant l'épaisseur du film liquide.

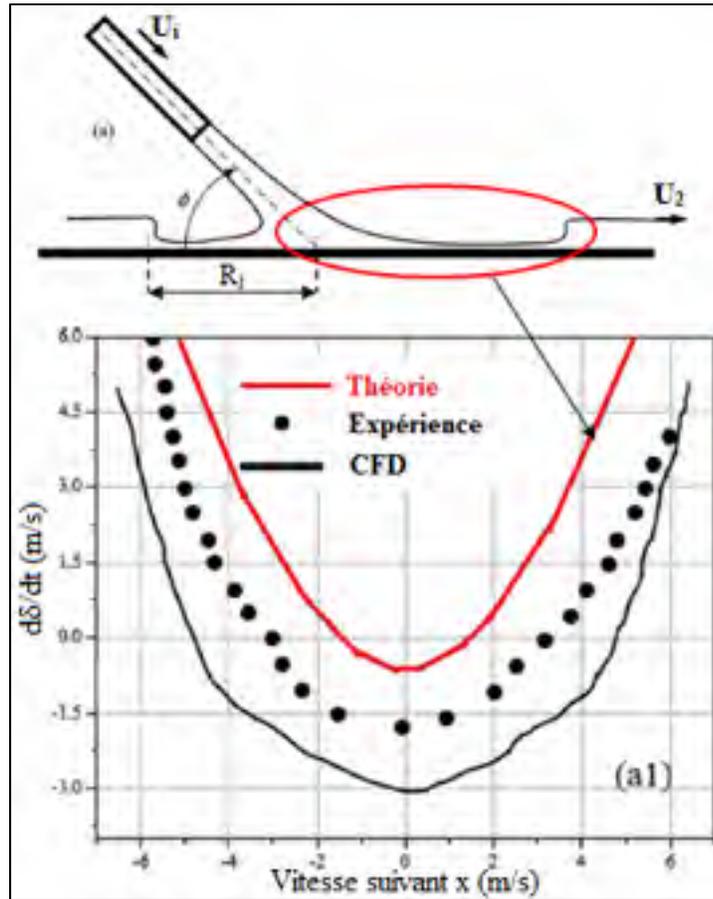


Figure 4.11 a) Représentation du jet impactant la paroi;  
a1) profils de taux de croissance en x et z

Les vitesses du jet impactant et du film liquide sélectionnées sont respectivement les plus élevées présentées par les auteurs à savoir  $U_i = 1 \text{ m/s}$  et  $U_2 = 2.04 \text{ m/s}$ . La figure 4.11 compare donc les résultats CFD, théoriques et expérimentaux afin de déterminer l'incertitude de prédiction de vitesse du film liquide. Une incertitude globale de 35 % est obtenue entre les résultats CFD et l'expérience et de 39 % entre l'expérience et la théorie qui sur prédit les résultats expérimentaux. La CFD parvient à une meilleure prédiction des résultats expérimentaux de vitesse que la théorie surtout au début du ressaut hydraulique où la vitesse est de 6 m/s suivant x et de 4 m/s suivant z.

Initialement, l'épaisseur du film liquide adjacent au mur décroît suivant le  $R_j$  puis le film liquide commence à s'épaissir. Cet épaississement correspond au ressaut hydraulique. La

figure 4.12 montre l'épaisseur du liquide sur la paroi suivant l'axe z et illustre  $R_j$  suivant l'axe x (sans moyenner). Ce rayon  $R_j$  a été évalué à travers la figure où le jet est incliné et centré par rapport à la plaque.

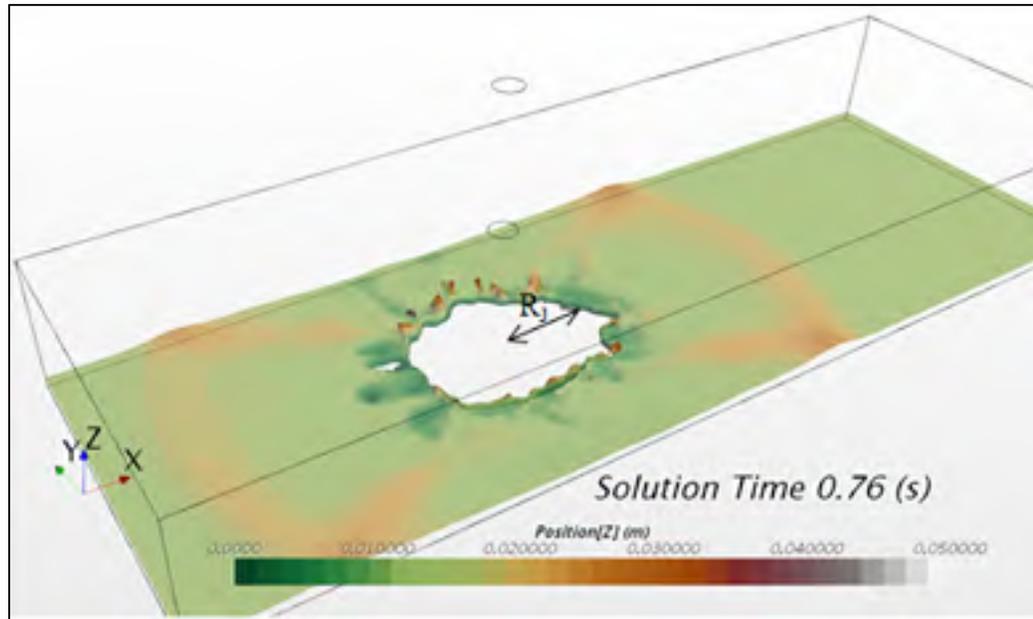


Figure 4.12 Épaisseur de la phase liquide du jet incliné au point d'impact de coordonnées ( $x = 0.44$  m;  $y = 0.25$  m)

Il apparaît qu'à une distance  $R_j = 0.0067$  m, le jet s'épaissit dans la direction z de l'ordre de 0.03 m. Cette épaisseur inclut l'eau et le propylène glycol. À ce rayon  $R_j$ , le ressaut hydraulique se produit et ce rayon sera évalué en fonction du diamètre de la buse dans l'étude paramétrique. L'épaississement du liquide dans la direction z (0.03 m) est le moyen d'évaluer la profondeur de crevasse créée dans la glace. Cette profondeur de crevasse sera utilisée pour évaluer la sensibilité des résultats à la variation de la pression d'entrée du jet et du diamètre de la buse dans l'étude paramétrique. Par ailleurs pour évaluer l'influence de la distance d'impact, le coefficient d'épandage, C, est utilisé. Il est possible de l'évaluer comme suit :

$$C = \frac{R_j - R_N}{L} \quad (4.1)$$

avec  $R_j$  la distance du ressaut hydraulique de propylène glycol formé juste au moment de l'impact du jet sur la surface,  $R_N$  le rayon de la buse et  $L$  la distance d'impact du jet. Ainsi dans cette simulation présentée à la figure ci-dessus au bout de 0.76 s, le coefficient d'épandage obtenu est de 0.0057. L'étude suivante fait varier des paramètres géométriques et physiques dont la température et l'angle d'inclinaison du jet.

## 4.6 Étude paramétrique

Une étude paramétrique a été effectuée pour évaluer la sensibilité de la profondeur de crevasse, de la vitesse de décontamination (volume de glace fondu par unité de temps,  $\text{cm}^3/\text{s}$ ) et du coefficient d'épandage à la variation de paramètres géométriques et physiques de la buse. Ces paramètres sont liés à la quantité de mouvement du liquide et au transfert thermique d'un jet impactant une surface plane. Les paramètres étudiés sont la pression, la température, le débit d'écoulement, la hauteur d'impact, le diamètre de buse et l'angle d'inclinaison. L'étude est présentée étape par étape; d'abord l'effet de la pression et du diamètre de la buse sur la profondeur de crevasse.

### 4.6.1 Pression d'entrée du jet et diamètre de la buse

Les effets de la pression d'entrée du jet et du diamètre de la buse, qui sont des variables contrôlables, sur la profondeur de crevasse sont investigués. Dans des conditions où la distance entre la sortie de buse et la surface de glace est de 100 mm, l'angle d'injection est  $0^\circ$ , la vitesse est 0.2 m/s et la température du jet de  $60^\circ\text{C}$ . Les valeurs variés de diamètre de buse sont:  $D_1 = 0.5$  mm,  $D_2 = 1$  mm,  $D_3 = 1.25$  mm,  $D_4 = 3$  mm. Les valeurs de pression d'entrée du jet sont :  $P_1 = 0.280$  MPa,  $P_2 = 0.3$  MPa,  $P_3 = 0.350$  MPa,  $P_4 = 0.5$  MPa. En variant ces valeurs de diamètre de buse et de pression d'entrée du jet, il est possible d'obtenir 16 valeurs de profondeur de crevasse créée par le jet. Le tableau 4.1 présente les profondeurs de crevasse pouvant être produites sur une épaisseur de glace de 2 mm initialement imposée.

Tableau 4.1 Résultats de profondeurs de crevasse (mm)

	<b>D<sub>1</sub></b>	<b>D<sub>2</sub></b>	<b>D<sub>3</sub></b>	<b>D<sub>4</sub></b>
<b>P<sub>1</sub></b>	3.10	2.80	2.90	2.70
<b>P<sub>2</sub></b>	3.13	3.00	3.20	3.10
<b>P<sub>3</sub></b>	3.17	3.18	4.10	3.40
<b>P<sub>4</sub></b>	3.20	3.30	4.35	4.20

L'influence de la variation du diamètre de buse est estimée à présent à travers la vitesse du film liquide sur la surface d'impact. Le tableau 4.2 présente les résultats du débit volumique et de vitesse du film liquide obtenus en variant le diamètre de la buse et la pression d'entrée du jet avec les valeurs données au début de cette sous-section.

Tableau 4.2 Débits et vitesses de sortie moyens pour plusieurs diamètres de buse

<b>Diamètre de buse, D (mm)</b>	<b>Pression d'entrée du jet, P (MPa)</b>	<b>Débit moyen, q (ml/s)</b>	<b>Vitesse du film liquide, V (m/s)</b>
0.50	0.28	9.84	45.1
1.00	0.30	25.4	37.3
1.25	0.35	41.1	35.6
3.00	0.50	117	33.5

En augmentant le diamètre de buse et la pression, le débit augmente. Le diamètre de buse de 1.25 mm est sélectionné afin de faire un compromis sur le choix d'une pression maximale provoquant une profondeur de crevasse maximale. En rappel et aux fins de comparaison, le maximum de vitesse du film liquide obtenue à la figure 4-10 était de 36.65 m/s. La prochaine étape sera d'évaluer l'effet de la distance d'impact et l'angle d'inclinaison. Quant aux résultats de profondeur de crevasse obtenus dans cette section, ils seront exploités à la section suivante.

#### 4.6.2 Distance d'impact et angle d'inclinaison du jet

La distance d'impact est exprimée en fonction du diamètre de buse. Selon la théorie du jet d'eau de Zhu et al. (2015), l'angle d'inclinaison du jet  $\Phi$  et la distance d'impact entre le jet et la surface  $L$  influencent le résultat de la décontamination. La prochaine sous-section estime l'influence de la distance sur le résultat de décontamination.

##### a) Distance d'impact

Le tableau 4.3 donne les valeurs de la vitesse de décontamination pour 8 distances d'impact et pour 3 diamètres dont le diamètre = 1.25 mm obtenue à la section 4.6.1. En rappel de la section 4.4, le maximum de vitesse du film liquide obtenue était de 36.658 m/s et au moyen du changement de la fraction phasique suivant le temps de simulation, il a été possible de trouver une vitesse de décontamination de 4.6 cm<sup>3</sup>/s. La vitesse de décontamination est estimée par la différence de fraction volumique d'eau (évaluée en cm<sup>3</sup>) présente sur la surface au temps  $t = 0$  s qui est de 2 mm et au temps d'arrêt de la simulation  $t = 0.76$  s.

Cette vitesse de décontamination dépend du débit massique de propylène glycol sur la plaque et de la masse volumique de glace à un rayon,  $R_j$  (défini à la section 4.5), du point d'impact du jet sur la plaque.

Tableau 4.3 Tests de distance d'impact

0.5 mm		1 mm		1.25 mm	
Distance d'impact, L (mm)	Vitesse de décontamination (cm <sup>3</sup> /s)	Distance d'impact, L (mm)	Vitesse de décontamination (cm <sup>3</sup> /s)	Distance d'impact, L (mm)	Vitesse de décontamination (cm <sup>3</sup> /s)
45	1.17	90	1.48	100	2.46
75	1.29	105	1.59	115	2.33
90	1.80	120	1.44	145	2.29

La vitesse de décontamination est choisie pour obtenir le diamètre de buse qui donne la plus grande valeur. Ainsi la figure 4.13 présente les allures de vitesse de décontamination en fonction de la distance d'impact pour différents diamètres de buse. Chacune des courbes ci-dessous représente une valeur de diamètre de buse.

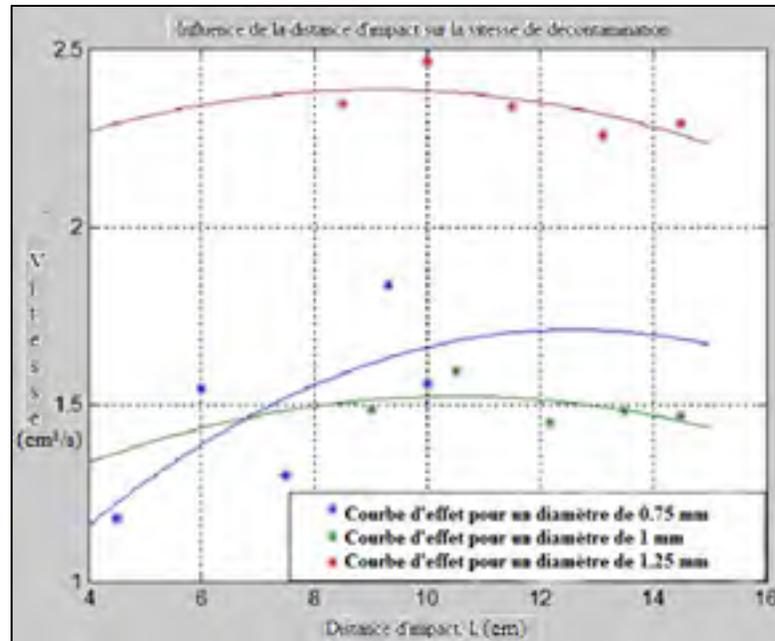


Figure 4.13 Influence de la distance d'impact sur la vitesse de dégivrage

Lorsque la distance d'impact varie de 45 à 145 mm, les courbes de vitesse de dégivrage pour les trois diamètres présentent des maxima. Pour des diamètres de 1 et 1,25 mm, la distance d'impact qui correspond à la valeur maximale de vitesse de dégivrage est environ 100 mm. Les résultats de profondeur de crevasse pour plusieurs diamètres de buse et de pression de jet présentés au tableau 4.1 avec les valeurs sur la distance d'impact du tableau 4.3 nous permettent de tracer la figure 4.14. Les données de profondeur de crevasse sont évaluées au moyen de l'épaisseur du film (composé d'eau et de propylène glycol) au point d'impact du jet sur la plaque. Ainsi pour des valeurs au-delà de 2 mm, il est considéré que l'eau au point d'impact est complètement délogée.

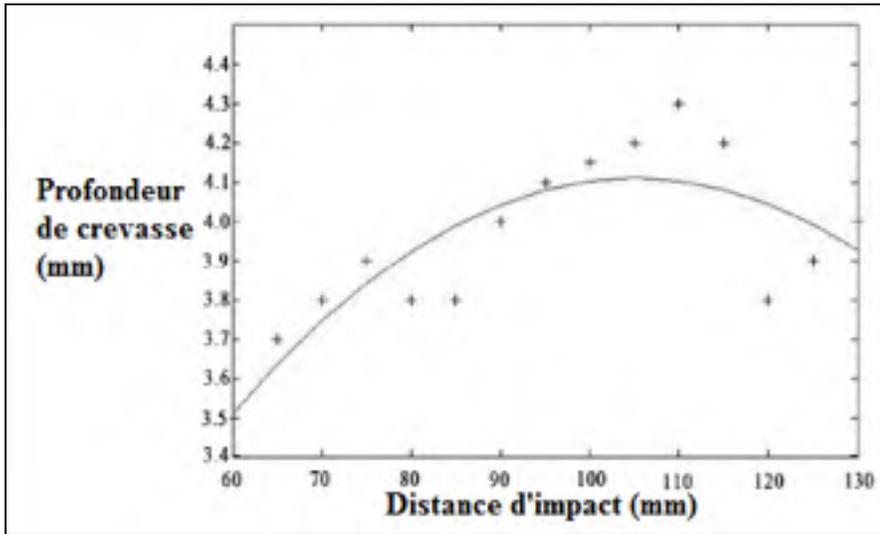


Figure 4.14 Influence de la distance d'impact sur la profondeur de crevasse

Selon le nuage de points obtenus avec les tests, l'allure globale de la courbe attendue est de la forme d'une parabole. Ainsi une équation de régression peut être extraite de cette courbe. Au moyen du logiciel SPSS d'analyse de données, l'équation de régression d'ordre 2 suivante est obtenue :

$$y = 5.2x_1^2 - 79.3x_2^2 - 19.8x_1 + 29.1x_2 + 41.6x_1x_2 + 3.9 \quad (4.2)$$

Avec  $y$  la profondeur de crevasse,  $x_1$  la pression du jet et  $x_2$  le diamètre de la buse. Il est évident que le diamètre de la buse  $x_2$  a une relation quadratique avec la profondeur  $y$  et la pression du jet  $x_1$  a une relation linéaire avec la profondeur pour une pression variant entre 0.280 et 0.350 MPa.

#### b) Angle d'inclinaison

L'angle d'inclinaison fait référence à l'angle formé entre l'axe central du jet et l'horizontale, présenté comme  $\Phi$  à la figure 2.1. Pour les tests qui vont suivre, le diamètre de buse reste

égal à 1.25 mm et la distance d'impact à 100 mm. Le tableau 4.4 présente les variables d'angle utilisées et qui donnent chacun une vitesse de décontamination.

Tableau 4.4 Angles d'inclinaison du jet

Angle d'inclinaison, $\Phi$ (°)	Vitesse de dégivrage, $V$ (cm <sup>3</sup> /s)
0	2.46
20	2.52
40	2.20

Avec ces données, la régression suivante présentée à la figure 4.15 gauche est obtenue. La vue de droite de la même figure présente la représentation de l'angle correspondant sur le modèle. À la suite du modèle de la figure 2.1 et selon le repère en 3D présenté ci-dessous, il apparaît que l'angle  $\Phi$  représenté est positif.

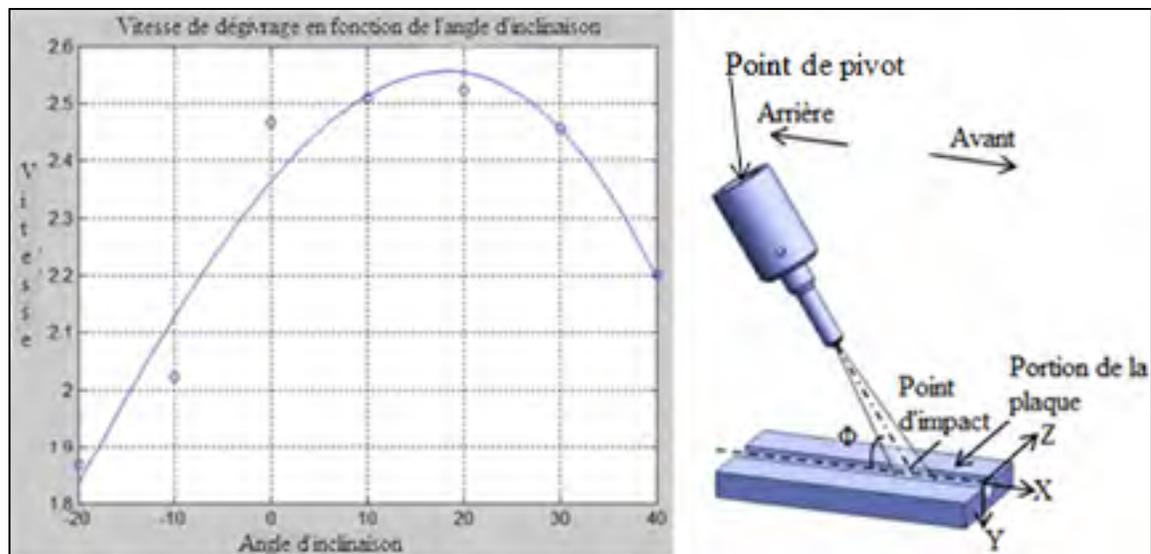


Figure 4.15 Régression d'effet d'angle d'inclinaison

Avec cette courbe, la vitesse de dégivrage apparaît maximale pour un angle de 20°. Et d'après la revue de littérature, aucune étude ne traite de l'effet de la variation d'angle d'inclinaison d'un jet impactant sur une vitesse de dégivrage ou de décontamination de surface. La figure 4.14 montrait la courbe de profondeur de crevasse en fonction de la

distance d'impact obtenue. La profondeur de crevasse varie avec la distance d'impact et l'angle d'inclinaison. Ainsi, une équation de régression prenant en compte seulement la distance d'impact peut être extraite de cette courbe au moyen de l'outil statistique d'analyse de données, SPSS :

$$y = -0.003x^2 + 0.062x + 0.855 \quad (4.3)$$

En variant la pression de 0.28 à 0.35 MPa dans les tests ayant mené à l'obtention de la figure 4.14, le maximum de crevasse était obtenu à 110 mm. Ce qui équivaut à 80D tel qu'obtenu au début de cette section. Au-delà de cette valeur l'efficacité de la décontamination décroît.

Dans le but de trouver la distance d'impact optimale pour la vitesse de décontamination, des simulations ont été menées en faisant varier cette distance. Pour cette application de jet impactant, il est possible d'observer le transport du liquide de la sortie de la buse jusqu'à la surface d'impact en comparant les vitesses d'écoulement avec une représentation de fraction phasique (voir figure 4.16). À la figure 4.16, d'une part il y a le module de la vitesse du liquide par rapport à la vitesse de sortie du jet en fonction du rayon du film liquide sur la surface d'impact par rapport au diamètre de buse. D'autre part, il y a la fraction phasique montrant la phase prédominante dans le domaine de calcul après le point d'impact ( $x = 0.44$  m,  $y = 0.25$  m). Les résultats du choix de forme de buse (section 4.1) montraient que la pression statique était maximale après la sortie à  $L = 2D$  (bien avant l'impact du jet) et qu'il n'y a pas de retour vers l'arrière de l'écoulement c'est-à-dire de pression adverse entraînant une perte de quantité de mouvement. Ce qui est justifié car  $L = 2D$  marque la fin du cœur potentiel du jet (voir figure 4.1).

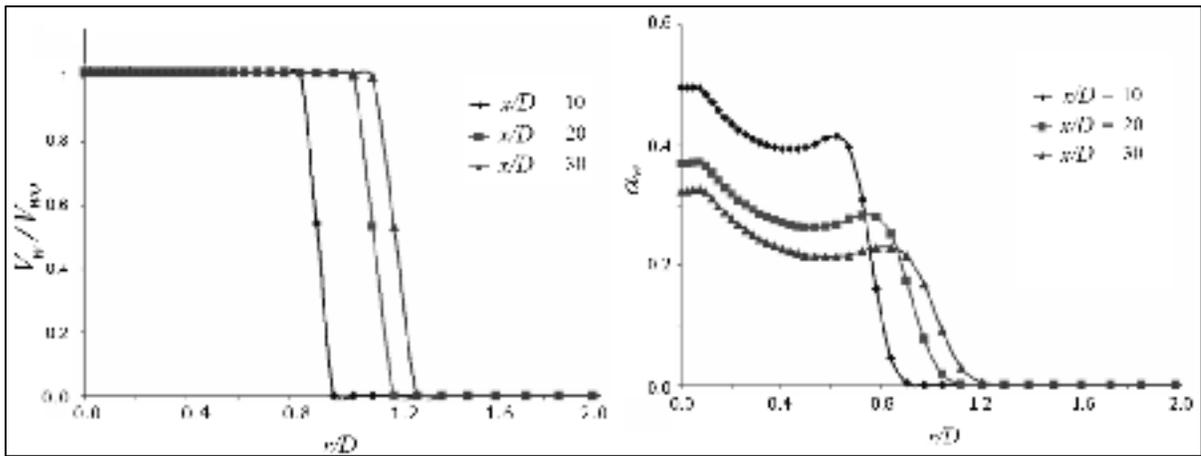


Figure 4.16 Vitesse de phase en fonction de la distance d'impact, a) vitesse de phase liquide; b) fraction phasique après 0.76 s

La figure 4.16 présente plusieurs courbes représentant chacune la distance d'impact adimensionnalisée par le diamètre de buse ( $L/D$ ). La vitesse de la phase liquide présente un maximum même à  $L = 30D$  mais la fraction phasique de propylène glycol n'y est pas dominante (maximum de 0.2). Par ailleurs, il ressort que pour  $L = 30D$ , la fraction phasique de propylène glycol est présente sur la surface d'impact jusqu'à  $R/D = 1.2$  après un temps de simulation de 0.76 s. Ainsi les distances d'impact optimale et critique seraient de  $L_{opt.} = 30D$  et  $L_{crit.} = 10D$  pour améliorer la vitesse verticale de propylène glycol impactant sur la surface.

En termes de rayon de couverture où la quantité de mouvement du jet aurait une influence sur la décontamination de surface (vitesse verticale du jet sur la vitesse de décontamination), nous sommes à une valeur de  $R_{opt.} = 1.2D$  pour une distance d'impact de  $30D$ . Une vue CFD a été présentée à la figure 4.12 avec l'épaisseur de film liquide sur une couverture à la surface. Il y a été évalué à travers la figure que le rayon du film formé juste après l'impact suivant l'axe  $x$ ,  $R_j$  était de 0.0067 m. Avec un diamètre de buse de 2 mm, le rayon optimum de film (entièrement formé sur la surface) où opère le transfert thermique serait de  $3.35D$ . Au-delà de cette valeur de  $R_{opt.} = 1.2D$  pour la quantité de mouvement et  $3.35D$  pour le transfert thermique, la glace sur la surface ne sera délogeable que pour un temps de simulation supérieur à celui obtenu de 0.76 s. Dans la suite, nous présenterons l'influence de la température d'écoulement sur les coefficients d'épandage et leur estimation qualitative par

rapport à une échelle de référence d'étude expérimentale de décontamination de surface (Guha et al. 2010).

#### 4.6.3 Température d'écoulement du jet

Dans le but d'observer l'influence de la température d'écoulement sur la vitesse de dégivrage, cette section porte sur la température du jet comme variable contrôlée. En rappel, la vitesse de dégivrage est le volume de glace fondu par unité de temps et exprimée en  $\text{cm}^3/\text{s}$ . Dans ce test, des plages de température sont considérées et présentées au tableau 4.5 ci-dessous.

Tableau 4.5 Vitesses de dégivrage

Température d'écoulement, T (°C)	Vitesse de dégivrage, V ( $\text{cm}^3/\text{s}$ )
55 – 60	8.99
65 – 70	10.80
75 – 80	12.82

Trois valeurs de température sont considérées par plage. Par exemple pour la plage comprise entre 55 et 60 °C, les valeurs sont 55, 58 et 60 °C. Et pour chaque plage, les valeurs de vitesse de dégivrage exprimées en  $\text{cm}^3/\text{s}$  et obtenues en résultat sont moyennées sur l'intervalle. Ces plages de température permettent d'obtenir la courbe présentée à la figure 4.17. Le transfert thermique étant l'autre moyen de décontaminer une surface couverte de glace, il est nécessaire de déterminer un optimum. Les résultats seront comparés aux normes de dégivrage.

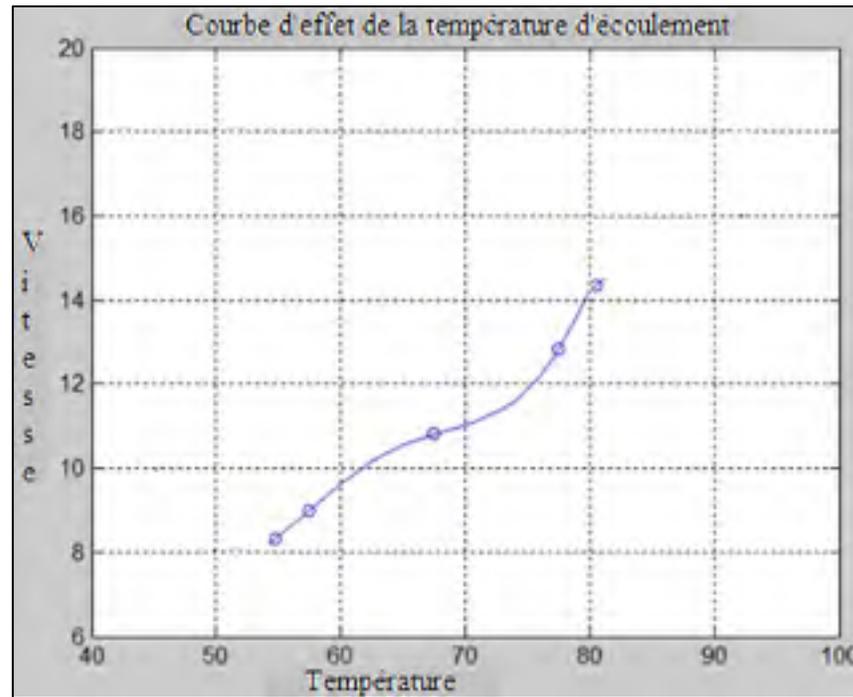


Figure 4.17 Effet de la température sur la vitesse de dégivrage

La courbe de vitesse de décontamination en fonction de la température d'entrée du jet a une forme polynômiale. Cependant la norme ARP4737H recommande qu'un jet de propylène glycol soit chauffé entre 60 °C et 80 °C pour le dégivrage d'aéronef au sol. Cette plage de température est choisie afin que le jet soit suffisamment efficace pour dégivrer l'aéronef tout en n'altérant pas la surface portante de l'aéronef. L'étude paramétrique permet donc d'estimer quantitativement le dégivrage en donnant la vitesse de décontamination.

Le dernier paramètre permettant d'évaluer l'influence de la température d'écoulement du jet est maintenant le coefficient d'épandage,  $C$ , qui a été présenté à la section 4.5. Ce coefficient d'épandage est déterminé avec le domaine se focalisant sur le film liquide et avec l'angle d'inclinaison de 20° (valeur obtenue à la section 4.6.2). Le tableau 4.6 présente trois cas considérés en variant la distance d'impact. La forme de la terminaison divergente présentée à la figure 2.11 permet d'élargir l'épandage du jet. Le coefficient d'épandage obtenu pour chaque cas est comparé avec l'échelle d'expérience émise par Guha et al. (2010).

Tableau 4.6 Coefficients d'épandage

Cas	Pressure de sortie du jet, (MPa)	Débit massique, (kg/s)	Vitesse de sortie du jet, (m/s)	Coefficient d'épandage
1	0.28	0.30	6.0	0.0028
2	0.35	0.37	8.0	0.0037
3	0.50	0.40	9.8	0.0056

En comparant avec l'échelle expérimentale de Guha et al. (2010), les résultats de coefficient d'épandage varient entre 0.02 et 0.06. Nos résultats sont inférieurs d'un facteur 10 par rapport aux résultats expérimentaux. Cette différence serait imputable à la distance d'impact et au diamètre de buse qui sont inférieurs d'un dixième par rapport à l'étude expérimentale. Mais puisqu'il s'agit d'un ratio  $L/D$ , cette différence ne devrait pas apparaître. La mise à l'échelle de  $L$  par la dimension caractéristique  $D$  ne serait donc pas la bonne à moins que le coefficient d'épandage ne dépende du type de buse utilisé.

Ainsi pour vérifier seulement le cas 1 est répété avec les mêmes paramètres d'entrée que les auteurs, soient: pression de sortie du jet (2.07 MPa), débit massique (3.096 kg/s), vitesse de sortie du jet (67.4 m/s), diamètre buse (7.2 mm) et distance d'impact (0.310 m). Le résultat du coefficient d'épandage obtenu est de 0.028. Ce résultat, comparé avec celui des auteurs, donne une incertitude de 0.5 %. La section suivante fait la synthèse de l'étude paramétrique et du dimensionnement du cas réel de dégivrage.

#### 4.6.4 Fermeture de l'étude

Dans ce chapitre, l'approche CFD pour simuler le dégivrage en 3D a été présentée en considérant le jet depuis sa sortie de la buse jusqu'à la formation du film liquide sur la surface d'impact. Avec l'étude paramétrique, la sensibilité des résultats à des paramètres géométriques et physiques a été évaluée. Il s'agit des paramètres de quantité de mouvement

du liquide et de transfert thermique d'un jet impactant une surface plane. Le tableau 4.7 récapitule les paramètres principaux optimaux pour un jet impactant thermique.

Tableau 4.7 Paramètres principaux d'un jet oblique impactant thermique

Type de buse	Angle de concentration du jet	Ratio L/D	Diamètre de buse (mm)	Hauteur d'impact (mm)	Température (°C)	Angle d'inclinaison (°)	Coefficient d'épandage
Convergent divergent	30	80	1.25	100	75-80	20	0.0056

Des maxima ont été obtenus tant pour la pression que pour le transfert thermique; ceci serait le lien entre la CFD et la réalité de dégivrage au sol. Cependant tout comme la température, la pression supportable par la surface d'impact doit être prise en compte comme limite. Ainsi des recommandations seront formulées quant aux travaux futurs pour compléter la présente étude. Il s'agit de travaux portant sur des cas numériques et expérimentaux permettant d'évaluer l'aptitude du matériau constituant la surface d'impact à supporter de hautes pression et température de jet impactant.

Aussi après l'impact du jet sur la surface, la quantité de mouvement a un effet sur la décontamination de surface jusqu'à une certaine limite. Et c'est le transfert thermique entre le film liquide et la plaque qui se chargerait de faire fondre la glace non délogée. L'évaluation de la limite d'efficacité de décontamination de la quantité de mouvement par rapport au transfert thermique devrait faire l'objet de travaux futurs.



## CONCLUSION

L'étude avait pour objectif d'identifier les facteurs géométriques pertinents et les propriétés physiques du jet visant l'amélioration de l'épandage de propylène sur une surface pour le dégivrage au sol. Au moyen de simulations CFD, les résultats ont permis d'étudier l'interaction entre un jet de propylène glycol chauffé incliné et une surface immobile. Ces résultats montrent le liquide, à sa sortie de la buse, qui se diffuse dans l'air au repos avant d'impacter une surface solide pour y former un mince couche de liquide. Une approche eulérienne a été utilisée dans le logiciel STAR-CCM+ pour résoudre ce problème multiphasique et à plusieurs échelles. D'après la revue de littérature, aucune étude CFD ne traite du dégivrage au sol des aéronefs.

Une difficulté de ce problème réside dans la définition du domaine de calcul pour diverses régions du jet impliquées dans la modélisation CFD. Une autre difficulté de ce problème concerne le passage du jet complètement développé à la formation du film liquide sur la surface d'impact. Ainsi le modèle physique de formation du film liquide sur la surface d'impact a été utilisé. Ce modèle physique a permis d'étudier la quantité de mouvement et le transfert thermique d'un jet impactant et du film formé sur une surface solide immobile. La diffusion du jet a été résolue avec le modèle VOF et le film liquide par le modèle de film mince. La tâche de combiner la quantité de mouvement et le transfert thermique d'un jet impactant une surface a été réalisée à la fois par des hypothèses simplificatrices et des simulations essayant de se rapprocher de la réalité du dégivrage au sol.

Afin de gagner en confiance dans la méthode numérique, il est important de vérifier et valider les résultats avec d'autres résultats expérimentaux et empiriques. Pour tester la validité du modèle de dégivrage à chaud, nos résultats en 2D de Nusselt à la paroi d'impact pour les choix de la grandeur de maillage de base et du modèle de turbulence adéquat ont été comparés avec la littérature. Les paramètres variés sont physique pour le Reynolds et géométrique pour le ratio de distance d'impact par le diamètre de buse. Le nombre de Reynolds a été varié de 5000 à 30000 pour étudier son influence sur le Nusselt local à la

paroi et ceci pour vérifier que la discrétisation du domaine n'influait pas la solution et que le modèle de turbulence choisi était adéquat. Les deux valeurs de ratio de distance choisies sont  $L/D = 2$  et  $6$ . Une erreur en moyenne inférieure à  $10\%$  est trouvée entre les résultats CFD et les études expérimentales citées ci-dessus. Le modèle de turbulence Elliptic Blending est choisi par rapport aux modèles réalisable  $k-\epsilon$  et SST  $k-\omega$  et la taille de base de maillage utilisée en 3D est  $5\text{ mm}$ . STAR-CCM+ a donc d'abord été validé pour des écoulements turbulents en 2D et en 3D.

Les paramètres variées sont géométriques comme l'angle d'inclinaison du jet, le diamètre de buse et la distance d'impact; physiques comme la température et la pression. L'influence de ces paramètres est mesurée par leur effet sur la vitesse de décontamination de surface exprimée  $\text{cm}^3/\text{s}$  (fraction volumique de liquide par unité de temps) et le coefficient d'épandage du film liquide. Dépendamment de la distance adimensionnelle  $L/D$  utilisée, l'effet de la quantité de mouvement sur la vitesse de décontamination diminue en augmentant cette distance. Cet effet est estimé par la crevasse créée par le liquide impactant dans le ressaut hydraulique sur la surface d'impact. Dépendamment du nombre de Reynolds, les simulations numériques montrent que le transfert thermique, estimé par le Nusselt s'intensifie en augmentant la vitesse du jet liquide.

Les résultats obtenus pour le cas de dégivrage en 3D avec STAR-CCM+ sont une contribution afin de mieux comprendre numériquement l'influence de la quantité de mouvement et du transfert thermique impliqués dans un jet impactant une surface pour le dégivrage au sol des avions. Ces résultats présentés sont une proposition de modèle CFD pour le dégivrage au sol qui constitue aussi une voie ouverte pour de futures activités de recherche. Avec les prédictions numériques de vitesse de décontamination et de Nusselt selon les paramètres géométriques et physiques, l'étude pourrait permettre la conception d'un banc de tests simulant le dégivrage au sol des avions.

Le plus gros défi rencontré dans cette étude a été de prédire la quantité de mouvement et le transfert thermique d'un jet incliné impactant une surface immobile. Dans un procédé de

dégivrage au sol, il faut entre 3 et 5 minutes pour dégivrer complètement un avion commercial long-courrier de type Boeing 737. Les résultats présentés ont été obtenus au bout de 0.76 s temps de simulation. Ainsi il faudrait un temps beaucoup plus long pour simuler entièrement un procédé de dégivrage au sol. Aussi pendant l'épandage, un changement de phase après l'impact du liquide sur la surface devrait être représenté avec un modèle de changement de phase. De plus, une température constante devrait être observée lors de ce changement de phase. L'effet de la conduction de température dans la plaque sur le processus de fonte de la glace, présenté dans le modèle mathématique, n'a pas été modélisé.

En simulation 3D, la surface d'impact est considérée immobile. Mais en réalité, le procédé de dégivrage se fait par des mouvements du bord d'attaque au bord de fuite de la surface portante. La continuité de cette étude devrait tenir compte de ce mouvement dans le modèle CFD à utiliser. Sachant que les résultats expérimentaux, numériques et théoriques ne sont pas nombreux pour valider les études CFD, ce travail peut servir comme référence pour des études CFD futures de modélisation du dégivrage au sol. Ces études CFD futures de dégivrage devront tenir compte du changement de phase et de la fonte réelle de la glace.



## LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Alimohammadi, S., Murray, D. B., & Persoons T. (2014). Experimental validation of a Computational Fluid Dynamics methodology for transitional flow heat transfer characteristics of a steady impinging jet. *Journal of Heat Transfer*, 136(091703), 1-9.
- Bouhadef, M. (1978). Étalement en couche mince d'un jet liquide cylindrique vertical sur un plan horizontal. *Journal de Mathématiques et de Physique appliquées*, 29(1978), 157-167.
- Buevich, Yu. A., & Mankevich V. N. (1992). Spreading flow of a plane laminar jet over a horizontal plate. *Plenum Publishing Corporation*, 91(6101), 863-872.
- Bunker, R. S., & Metzger, D. E. (1990). Local heat transfer in internally cooled turbine airfoil leading edge regions. Part I: Impingement cooling without film coolant extraction. *Journal of Turbomachinery*, 112 (3), 451-458.
- Celik, I., Ghia, U., Roache, P., Freitas, C., Coleman, H., & Raad P. (2008). Procedure for estimation and reporting of uncertainty due to discretization in CFD applications. *Journal of Fluids Engineering*, vol. 130.
- Chakraborty, S., Kate R. P., & Das P. K. (2009, 01 Mars). Effect of jet obliquity on hydraulic jumps formed by impinging circular liquid jets on a moving horizontal plate. *Journal of Fluids Engineering*, 131(034502), 1-5.
- Chen, B., Wang, L., Gong, R., & Wang, S. (2016, 6 Avril). Numerical simulation and experimental validation of aircraft ground de-icing model. *Advances in Mechanical Engineering*, 8(5), 1-15.
- Choicharoen, K., Devahastin, S., & Soponronnarit, S. (2012, 17 Août). Numerical simulation of multiphase transport phenomena during impinging stream drying of a particulate material. *Drying Technology*, 30(11-12), 1227-1237, DOI: 10.1080/07373937.2012.704467.
- Chupp, R. E., Helms, H. E., McFadden, P. W., Brown, T. R. (1969). Evaluation of internal heat transfer coefficients for impingement cooled turbine airfoils. *Journal of Aircraft*, 6, 203-208.
- Dahia, A., Zidouni, F., & Rezoug, T. (2013). Modélisation de la fragmentation d'un jet liquide libre par VOF en régimes laminaire et turbulent. *21<sup>ème</sup> Congrès Français de Mécanique, Besançon, France, 26 – 30 août, 2013.*

- De Castro, T. P., Andrade, C. R., & Zaparoli E. L. (2014). Mach number effect on the heat transfer mechanism of aircraft anti-icing systems. *International Review of Mechanical Engineering*, 8(3), 547-554.
- Fénot, M., Dorignac, E., & Vullierme, J. J. (2008). An experimental study on hot round jets impinging a concave surface. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 29(4), 945-956.
- Gauntner, J. W., Livingood, J. N. B., & Hrycak, P. (1970). *Survey of literature on flow characteristics of a single turbulent jet impinging on a flat plate*. (Rapport technique TN D-5652). Cleveland: Lewis Research Center.
- Green, S. D. (2006). A study of U.S. inflight icing accidents and incidents, 1978 to 2002. *44<sup>th</sup> AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, Reno, Nevada, January 09-12, 2006*, Vol. 82, (pp. 1-26).
- Guha, A., Barron, R. M., & Balachandar, R. (2010). *An experimental and numerical study of water jet cleaning process*. The University of British Columbia: Civil Engineering Department, Vancouver.
- Haaland, H. T. (2000). *Flow and heat transfer in a radially spread liquid metal jet*. (Thèse de doctorat, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, Norvège).
- Hirt, C. W. & Nichols, B. D. (1981). Volume of Fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. *Journal of Comp. Physics*, Vol. 39, pp. 201-225.
- Hosain, Md L., Fdhila, R. B., & Daneryd, A. (2014). Heat transfer by liquid jets impinging on a hot flat surface. *Applied Energy*, 164(2016), 934-943.
- Jafari, M. (2014). *Analysis of heat transfer in spray cooling systems using numerical simulations*. (Thèse de doctorat, University of Windsor, Windsor, Canada).
- Khomwachirakul, P., Devahastin, S., Swasdisevi, T. & Soponronarit, S. (2016). Simulation of flow and drying characteristics of high-moisture particles in an impinging stream dryer via CFD-DEM. *Drying Technology*, 34(4), 403-419, DOI: 10.1080/07373937.2015.1081930.
- Keshani, S., Montazeri, M. H., Daud, W. R. W., & Nourouzi, M. M. (2015, 02 Février). CFD modeling of air flow on wall deposition in different spray dryer geometries. *Drying Technology*, 37(7), 784-795, DOI: 10.1080/07373937.2014.966201.
- Lee, J., Lee, S.-J. (1999). Stagnation region heat transfer of a turbulent axisymmetric jet impingement. *Experimental Heat Transfer*, 12(2), 137-156, DOI: 10.1080/089161599269753.

- Liu, X., & Lienhard V J. H. (1993, 01 Mars). The hydraulic jump in circular jet impingement and in other thin liquid films. *Experiments in Fluids*, Vol. 15, 108-116.
- McCormick, C. (2008). Infrared De-icing: Giving glycol a run for its money. Dans *Google*. Repéré le 29 juillet 2016 à: <http://www.wingsmagazine.com/content/view/1325/38/>
- Medina, Y. T. (2014). *Étude de facteurs ergonomiques associés à la performance de l'opération de dégivrage des ailes d'avion par l'équipe au sol*. (Mémoire de maîtrise, École de technologie supérieure, Montréal, QC).
- Mubarak, A. A., Shaahid, S. M., & Al-Hadhrami, L. M. (2011). Impact of jet Reynolds number and feed channel geometry on heat transfer in a channel with inclined target surface cooled by single array of centered impinging jets with outflow in both directions. *Proceedings of the World Congress on Engineering, London, U.K., July 6-8, 2011*, Vol. III, (pp. 1-6).
- Pakhomov, M. A., & Terekhov, V. I. (2013). Effect of pulse frequency on heat transfer at the stagnation point of an impinging turbulent jet. *Heat and Mass Transfer and Physical Gasdynamics*, 51(2), 256-261, DOI: 10.1134/S0018151X13020156.
- Paramanandam, K., Narayanan, S., Jayamurugan, C., & Srinivasan, B. (2014). Effect of rotation on heat transfer and flow field inside leading edge cooling passage using impinging jets. *Proceedings of ASME Turbo Expo 2014: Turbine Technical Conference and Exposition, Düsseldorf, Allemagne, June 16-20, 2014*.
- Petera, K., & Dostál, M. (2016). Heat transfer measurements and CFD simulations of an impinging jet. *EPJ Web of Conferences*, 114(02091), 1-7, DOI: 10.1051/epjconf/201611402091.
- Petty, K. R. & Floyd, C. D. J. (2004). A statistical review of aviation airframe icing accidents in the U.S. In *Proceedings of the 11<sup>th</sup> Conference on Aviation, Range and Aerospace Hyannis*.
- Poreh, M., Tsuei, Y., & Cemak, J. (1967). Investigation of a turbulent radial wall jet. *Journal of Applied Mechanics J. Appl. Mech.*, 457-477.
- Pratt & Whitney Canada, *Applications industrielles de la CFD*, 2016.
- Rabaud, M., & Tramis, O. (2011). Formes d'un jet liquide sortant d'un tube horizontal. *20<sup>ème</sup> Congrès Français de Mécanique, Besançon, France 29 août – 02 septembre, 2011*.
- Ramakumar, B. V. N., Joshi, D. S., Murari, S., Liu, J. S. & Crites, D. C. (2013). Computational investigation of flow and heat transfer characteristics of impingement cooling channel. *Proceedings of ASME Turbo Expo 2013: Turbine Technical Conference and Exposition, San Antonio, Texas, USA, June 3-7, 2013*.

- Rohatgi, A. (2015). WebPlotDigitizer (Version 3.9) [Web program]. Repéré le 12 septembre 2017 à: <http://arohatgi.info/WebPlotDigitizer/app/>
- Sasson, M., Chai, S., Beck, G., Jin, Y., & Rafieshahraki, J. (2016, 14 Mars). A comparison between smoothed-particle hydrodynamics and RANS Volume of Fluid method in modelling slamming. *Journal of Ocean Engineering and Science*, 1(2016), 119-128.
- STAR-CCM+. (2017). Manuel d'utilisateur, Version 11.06.010, CD-adapco.
- Stevenin, C., Tomas, S., Vallet, A., Amielh, M., & Anselmet, F. (2011). Étude expérimentale de l'atomisation d'un jet liquide. *20<sup>ème</sup> Congrès Français de Mécanique, Besançon, France 29 août – 02 septembre, 2011*.
- Thomas, S. K., Cassoni, R. P., & MacArthur, C. D. (1996). Aircraft anti-icing and de-icing techniques and modeling. *Journal of Aircraft*, 33(5), 841-854.
- Vasilyeva, A. (2009). *Aircraft de-icing operations* (Projet final). Repéré à: [http://ardent.mit.edu/airports/ASP\\_exercices/2009%20reports/Aircraft%20Deicing%20Vasilyeva.pdf](http://ardent.mit.edu/airports/ASP_exercices/2009%20reports/Aircraft%20Deicing%20Vasilyeva.pdf)
- Virag, Z., Živić, M., & Galović, A. (2006). Influence of natural convection on the melting of ice block surrounded by water on all sides. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 49(21), 4106-4115.
- Wang, T., Davidson, J. F., & Wilson, I. (2014, 22 Septembre). Flow patterns and cleaning behaviour of horizontal liquid jets impinging on angled walls. *Food and Bioprocess Processing*, 93(2015), 333-342.
- Wang, P., Jizu, L., Bai, M., Wang, Y., & Hu, C. (2014). Numerical investigation of the flow and heat behaviours of an impinging jet. *International Journal of Computational Fluids Dynamics*, 28(6-10), 301-315, DOI: 10.1080/10618562.2014.929119.
- Wang, C., Wang, L., & Sundén, B. (2015). A novel control of jet impingement heat transfer in cross-flow by a vortex generator pair. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 88(2015), 82-90.
- Wang, Y., Niu, W., Wei, S. & Song, G. (2016). Convective heat transfer under different jet impinging conditions – optimum design to spray parameters. *Industrial Lubrication and Tribology*, 68(2), 242-249.
- Wilson, D. I., Le, B. I., Dao, H. D. A., Lai, K. Y., Morison, K. R., & Davidson, J. F. (2011, 08 Octobre). Surface flow and drainage films created by horizontal impinging liquid jets. *Chemical Engineering Science*, 68(2012), 449-460.

- Wong, S.-H., Papadakis, M., & Wong, S.-C. (2013). CFD analysis of a wing with a bleed air ice protection system. *5<sup>th</sup> AIAA Atmospheric and Space Environments Conference, San Diego, CA, USA, June 24-27, 2013.*
- Yang, F.-C., Shiah, S.-W., Heh, T.-Y., Jen, C.-Y., & Chang, W. I. (2008). Study of numerical simulation applying to the design of an orifice with high-velocity waterjet. *Tamkang Journal of Science and Engineering*, 11(2), 145-154.
- Liu, Y. H., Maruyama, H., & Matsusaka, S. (2011, 20 Juillet). Effect of particle impact on surface cleaning using dry ice jet. *Aerosol Science and Technology*, 45(12), 1519-1527, DOI: 10.1080/02786826.603769.
- Zerrout, A., Khelil, A., & Loukarfi, L. (2015, 02 Février). Étude expérimentale et numérique des facteurs influençant sur la structure d'un jet multiple tourbillonnaire impactant une plaque plane. *Revue de Génie Industriel*, 2015(10), 22-42.
- Zhu, Z., Zhang, X., Wang, Q., & Chu, W. (2015, 01 Juillet). Research and experiment of thermal water de-icing device. *Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering*, 39(4), 783-788.
- Zuckerman, N., & Lior, N. (2006). Jet impingement heat transfer: physics, correlations, and numerical modeling. *Advances in heat transfer*, 39(2006), 565-631, DOI: 10.1016/S0065-2717(06)39006-5.



## BIBLIOGRAPHIE

- Kundu, P. K., Cohen, I. M., & Dowling D. R. (2012). *Fluid Mechanics*. Fifth Edition, Oxford, U.K. Academic Press, 891 p.
- Patankar, S. V. (1980). *Numerical heat transfer and fluid flow*. Series in computational methods in mechanics and thermal sciences. McGraw-Hill Book Company, New York, USA, 205 p.
- Society of Automotive Engineers. (2008). *ARP4737H: Aircraft de-icing – anti-icing methods*. Second edition, 26 p.
- Society of Automotive Engineers. (2013). *ARP5149: Training program guidelines for de-icing – anti-icing of aircraft on ground*. Second edition, 157 p.
- The Dow Chemical Company. (2003). *A guide to Glycols*. Midland, Michigan, 58 p.
- Transport Canada. (2005). *Lignes directrices pour les aéronefs lors du dégivrage au sol*. Deuxième édition, 158 p.
- Versteeg, H. K., & Malalasekera, W. (2007). *An introduction to Computational Fluid Dynamics: the Finite Volume Method*. Second Edition, Harlow, Essex, England Longman Scientific & Technical, 503 p.
- Wilcox, D. C. (2006). *Turbulence Modeling for CFD*. 3<sup>rd</sup> Edition, U.K. DCW Industries.