



HAL
open science

Modélisation et simulation numérique du procédé de perçage non débouchant par jet d'eau abrasif.

Mazen Zaki

► **To cite this version:**

Mazen Zaki. Modélisation et simulation numérique du procédé de perçage non débouchant par jet d'eau abrasif.. Sciences de l'ingénieur [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2009. Français. NNT : 2009ENAM0018 . pastel-00005294

HAL Id: pastel-00005294

<https://pastel.hal.science/pastel-00005294>

Submitted on 2 Sep 2009

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



École Doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

THÈSE

pour obtenir le grade de

DOCTEUR

de

L'ÉCOLE NATIONALE SUPÉRIEURE

D'ARTS ET MÉTIERS

Spécialité : Mécanique

présentée et soutenue publiquement

par

Mazen ZAKI

le 09 Juillet 2009

**MODÉLISATION ET SIMULATION NUMÉRIQUE DU PROCÉDÉ DE
PERÇAGE NON DÉBOUCHANT PAR JET D'EAU ABRASIF**

Directeurs de thèse : **Pr. Francisco CHINESTA et Pr. Christophe CORRE**
Co-directeurs de thèse : **Patrick KUSZLA et Kadour RAÏSSI**

devant le jury composé de :

M. Christophe CORRE Professeur, Institut National Polytechnique de Grenoble.....	Examineur
M. Frédéric DUFOUR Professeur, Institut National Polytechnique de Grenoble.....	Rapporteur
M. Rémy FABBRO Directeur de Recherche, CNRS.....	Examineur
M. Jacques GIOVANOLA Professeur, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne.....	Président
M. Daniel KREMER Maître de Conférences, HDR, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne.....	Rapporteur
M. Patrick KUSZLA Professeur Agrégé, Dr, Arts et Métiers ParisTech, Paris.....	Examineur
M. Tarek MABROUKI Maître de Conférences, INSA, Lyon.....	Examineur
M. Kadour RAÏSSI Maître de Conférences, Arts et Métiers ParisTech, Paris.....	Examineur

**Laboratoire de Simulation Numérique en Mécanique des Fluides
Laboratoire de Mécanique des Systèmes et des Procédés**

Arts et Métiers ParisTech, centre de Paris

Arts et Métiers ParisTech (Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers) est un Grand Établissement
dépendant du Ministère de l'Éducation Nationale, composé de huit centres :
AIX-EN-PROVENCE ANGERS BORDEAUX CHÂLONS-EN-CHAMPAGNE CLUNY LILLE METZ PARIS

A mes parents...

Remerciements

Le SINUMEF et le LMSP

Je remercie tout d'abord Professeur Alain Lerat, directeur du laboratoire SINUMEF, pour m'avoir accueilli durant toute la période de ma thèse.

Je tiens à remercier mes deux directeurs de thèse, Professeur Fransisco Chinesta et Professeur Christophe Corre, pour m'avoir proposé ce sujet de thèse qui avait comme but de réunir les connaissances de deux laboratoires, le LMSP et le SINUMEF.

Mes remerciements vont conjointement et tout particulièrement à mes encadrants de thèse, Monsieur Patrick Kuszla et Monsieur Kadour Raïssi, pour leur encadrement et leur soutien qui m'ont permis de mener à bien ce projet.

Je remercie Jean-Christophe Robinet, mon voisin de bureau, qui m'a encouragé et conseillé quand j'en ai eu besoin.

Enfin, je n'oublie pas David, Pascal, Frédéric, Bertrand, Xavier G., Fabrice, Florent, Thomas, Xavier M., Stéfania, Du Xi, Jérémie, Song Ge et Julien ainsi que tous ceux qui sont toujours ou qui ont été membres du laboratoire SINUMEF.

Les rapporteurs et le jury

Messieurs Dufour et Kremer ont accepté d'être les rapporteurs de cette thèse, et je les en remercie, de même que pour leur participation au jury. Ils ont également contribué par leurs nombreuses remarques et suggestions à améliorer la qualité de ce mémoire, et je leur en suis très reconnaissant.

Je remercie également Messieurs Fabbro, Giovanola et Mabrouki qui aussi ont accepté de faire partie du jury.

Famille et amis

Pour leurs encouragements et leur assistance aussi bien matérielle que morale qui m'ont permis de faire cette thèse dans de bonnes conditions, je remercie chaudement mes parents : Bahjat et Leila, mes frères : Youssef, Firas et Bahae, et ma sœur Lara.

Et pour finir, je remercie mes amis : Nathalie, Ali, Rachad, Jessica, Chadi M., Fouad, Muriel, Naji, Rabie H., Ahmad, Joeffrey, Rabie M., Raghid, Rawad, Saïd, Wael, Igor, et Zeina qui ont tous contribué à rendre cette période plus agréable et dont certains épisodes restent des mémoires inoubliables.

Modélisation et simulation numérique du procédé de perçage non débouchant par jet d'eau abrasif

Résumé : Actuellement, nous assistons à une croissance forte de l'emploi des machines d'usinage par jet d'eau haute pression (HP) dans de nombreuses applications industrielles, notamment celle du perçage. Afin d'accompagner cette tendance et pour permettre une avancée technologique significative de ce procédé de fabrication, nous nous proposons, dans le cadre de cette thèse, de modéliser et simuler numériquement le perçage par jet d'eau abrasif. Aujourd'hui, pour étudier l'interaction d'un jet d'eau chargé de particules avec la matière dans le cadre du perçage et ainsi comprendre le mécanisme d'enlèvement de matière, les chercheurs procèdent expérimentalement. Les expériences ainsi réalisées sont très complexes et difficiles à maîtriser. Compte tenu de ces difficultés, une approche numérique du problème du perçage par jet d'eau abrasif permettrait de porter un regard plus local sur l'interaction jet d'eau abrasif - matière et ainsi de mieux comprendre le phénomène d'enlèvement de matière. Notre modélisation prend en compte l'écoulement composé du jet et des particules abrasives, l'interaction de ce jet avec la matière et l'érosion produite sur la cible. Le choix de l'utilisation du logiciel Fluent 6 pour simuler l'écoulement a conduit à une étude de validation et de compatibilité avec nos conditions extrêmes de travail. Ce logiciel est couplé avec des modèles d'érosion et de remaillage du domaine de calcul. Cette configuration nous a permis de réaliser la simulation du perçage droit non débouchant d'une plaque en acier qui a été l'objet d'une étude expérimentale au sein d'Arts et Métiers Paris Tech en partenariat avec la SNECMA. La validation de notre modélisation est assurée par la comparaison des résultats fournis par les expériences et la simulation numérique qui montre un bon accord, moins de 10% d'écart, aussi bien pour la profondeur que pour le diamètre du perçage.

Mots-clés : *usinage par jet d'eau abrasif, perçage, érosion, interaction fluide structure.*

Numerical Simulation of Blind Holes Drilling by Abrasive WaterJet

Abstract: Due to the increasing growth of the use of abrasive waterjets in the industry, especially for drilling, the aim of this work is to understand the mechanism of material removal occurring when an abrasive water jet impinges on a solid body. Given the difficulty of achieving precise experimental studies where the spotlight is on the inside of the hole during the drilling process, the purpose of this thesis is to build a numerical model representing this machining process. Such a model involves: modeling the fluid jet and the abrasive particles, modeling of the erosion due to the particles impact on the target's surface and an interaction procedure between both models. The choice of using the Computational Fluid Dynamics software Fluent 6, led to a validation study made to demonstrate its ability and compatibility with our extreme conditions of work. It is coupled with models of erosion and remeshing of the computational domain. This configuration allowed us to achieve the simulations of the vertical drilling of a steel plate which was the objective of an experimental study at the Arts et Métiers ParisTech in collaboration with SNECMA. The validation of our modeling is obtained by comparing numerical results to experimental ones, *i.e.* the holes profiles, produced by our simulation are compared to those provided by the experiments. This comparison shows a good agreement for the hole's depth and diameter; the gap is never greater than 10%.

Keywords: *abrasive water jet machining, drilling, erosion, fluid structure interaction.*



Table des matières

Résumé	v
Table des matières	vii
Table des figures	xi
Introduction	1
I Contexte technologique et scientifique	3
1 Motivations technologiques	5
1.1 Applications industrielles du jet d'eau abrasif	5
1.2 Procédé d'usinage par jet d'eau abrasif	6
1.2.1 Principe	7
1.2.2 Installation type	7
1.2.3 Usinage par jet d'eau pure	8
1.2.4 Usinage par jet d'eau abrasif	10
1.3 Problématique : verrous technologiques et scientifiques	10
2 Modélisation de la découpe et du perçage par jet d'eau : état de l'art	13
2.1 Introduction	13
2.2 Travaux de modélisation antérieurs	14
2.3 Analyse, Bilan, Objectif et méthodologie	19
2.4 Choix des modèles physiques et numériques	19
2.4.1 Outil de simulation	19
2.4.2 Modèles physiques et numériques mis en jeu	20
II Modélisation, simulation et validation d'un jet d'eau abrasif et de l'écoulement dans le tube de focalisation	27
3 Validation des simulations fluidiques et modélisation du jet d'eau abrasif	29
3.1 Propriétés des jets d'eau chargés d'abrasifs	29
3.1.1 Introduction	29
3.1.2 Simulation numérique d'un jet d'eau abrasif	30
3.2 Simulation d'un jet monophasique impactant	30

3.2.1	Introduction	30
3.2.2	Jets d'eau impactant dans un domaine de calcul rempli initialement d'eau	30
3.3	Ressaut Hydraulique	38
3.3.1	Introduction	38
3.3.2	Simulation numérique	38
3.4	Modélisation Numérique du Transport des Particules	40
3.4.1	Introduction	40
3.4.2	Jets d'eau chargés libres	40
3.4.3	Jets d'eau chargés impactant	42
4	Modélisation de l'écoulement dans le tube de focalisation	49
4.1	Introduction	49
4.2	Modélisations et Simulations numériques	51
4.3	Cas tests de simulation	54
III	Modélisation et simulation de l'enlèvement de matière : interaction jet-matière	61
5	Modélisation de l'érosion	63
5.1	Introduction	63
5.2	Phénoménologie et caractérisations physiques de l'érosion	64
5.2.1	Erosion des matériaux ductiles	65
5.2.2	Erosion des matériaux fragiles	65
5.2.3	Paramètres impliqués dans le procédé d'érosion	65
5.3	Modèles analytiques d'érosion	69
5.3.1	Modèle de Finnie	70
5.3.2	Modèle de Bitter	73
5.3.3	Formule de Neilson et Gilchrist	76
5.3.4	Modèle de Hashish	77
5.3.5	Modèle proposé par Liu	83
5.4	Synthèse des modèles existants	85
5.5	Modélisation de l'érosion	85
6	Simulation numérique du perçage par jet d'eau abrasif	87
6.1	Introduction	87
6.2	Modélisation et simulation du jet chargé de particules abrasives	88
6.2.1	Définition d'un cas de perçage vertical par jet d'eau abrasif	88
6.2.2	Mise en place de la simulation du perçage par jet d'eau abrasif	89
6.3	Modélisation de l'érosion	92
6.4	Modélisation de l'interaction particules-solide	93
6.5	Résultats	97

Conclusion	109
Annexe	112
A Résultats de la simulation du perçage par jet d'eau	115
Références Bibliographiques	125

Table des figures

1.1	Système d'usinage haute pression.	8
1.2	Machine de découpe par jet d'eau abrasif à Arts et Métiers ParisTech, centre de Paris.	9
1.3	Tête de découpe dans le cas d'un jet d'eau pure.	9
1.4	Tête de découpe dans le cas d'un jet d'eau chargé de particules abrasives.	10
2.1	Cellules dans le trou perforé à l'instant t_j	17
2.2	Géométrie du profil de découpe.	18
2.3	Volume de contrôle employé pour illustrer la discrétisation d'une équation scalaire de transport.	22
3.1	Structure et dimensions du jet étudié.	31
3.2	Profils de vitesses du jet. En haut : à une distance égale au diamètre D de la buse (9D loin de la surface d'impact). En bas : à une distance égale à 6D de la buse (4D loin de la surface d'impact). La « position radiale » est une valeur normalisée par $r_{1/2}$ qui est la distance radiale correspondant à la mi-vitesse maximale. La vitesse est également normalisée en divisant par sa valeur maximale.	33
3.3	Profils de vitesses du jet sur la paroi impactée « walljet ». En haut : à une distance 3D loin de l'axe du jet. En bas : à une distance égale à 8D. $Y/Y_{1/2}$ est une valeur normalisée issue de la position axiale, la normalisation est faite en divisant par $Y_{1/2}$ qui est la distance axiale correspondant à la mi-vitesse maximale.	34
3.4	Schéma du jet immergé et de l'écoulement associé.	35
3.5	Profils de la vitesse axiale à la sortie de la buse.	35
3.6	Zones de mesure des profils de vitesse.	36
3.7	Profils de vitesses radiales dans les trois positions radiales : P1, P2 et P3.	36
3.8	Profils de vitesses axiales dans les trois positions radiales : P1, P2 et P3.	37
3.9	Exemple d'un ressaut hydraulique dans le cas d'un jet vertical impactant. (a) Représentation des grandeurs, (b) photo d'une expérience de Kate <i>et al.</i> où $Q = 0,0001 \text{ m}^3/\text{s}$, $D_{buse} = 8 \text{ mm}$	38
3.10	Régions de l'écoulement dans le cas d'un jet normal impactant.	39
3.11	Rayons des ressauts hydrauliques (R_j) en fonction du débit volumique de l'eau.	40
3.12	Profils de vitesse à une distance $x = 1D$ au dessous de la sortie de la buse.	41
3.13	Vitesse le long de l'axe du jet d'air pur. La vitesse d'entrée étant de 32,12 m/s.	42
3.14	Vitesse adimensionnée de l'air le long de l'axe du jet dans le cas 2.	42
3.15	Vitesse adimensionnée des particules sur l'axe du jet dans le cas 2.	43
3.16	Vitesse adimensionnée de l'air le long de l'axe du jet dans le cas 3.	43

3.17	Vitesse adimensionnée des particules sur l'axe du jet dans le cas 3.	44
3.18	Résultats de la simulation de l'écoulement à l'intérieur du trou réalisée par Liu : iso-contours de la norme de la vitesse, iso-contours de la vitesse axiale, et iso-contours de la pression dans le trou.	45
3.19	Résultats de nos simulations numériques. A gauche : iso-contours de la vitesse axiale de l'eau. Les valeurs négatives représentent l'écoulement de retour où l'eau est évacuée du trou. A droite : iso-contours de pression de l'eau montrant un pic de pression au fond du trou.	46
3.20	Résultats de nos simulations numériques. A gauche : iso-contours de la norme de la vitesse de l'eau dans le jet et les lignes de courant de la phase continue. A droite : trajectoires de certaines particules injectées à l'entrée du jet.	47
4.1	Domaine de calcul initial.	50
4.2	Une tête de mélange à entrainement.	51
4.3	Section du tube de focalisation représentant l'interface.	51
4.4	Domaine de calcul de l'écoulement dans le tube de focalisation.	53
4.5	Profils des vitesses du fluide et des particules dans le premier cas de simulation défini dans le tableau 4.1.	54
4.6	Profils des vitesses du fluide et des particules dans le deuxième cas de simulation défini dans le tableau 4.1.	55
4.7	Superposition des deux profils de vitesse et du taux de présence des particules à l'entrée du tube de mélange pour le cas 1.	56
4.8	Superposition des deux profils de vitesse et du taux de présence des particules à l'entrée du tube de mélange pour le cas 2.	56
4.9	Profils des vitesses du fluide et des particules à la sortie du tube de mélange pour le cas 1.	57
4.10	Profils des vitesses du fluide et des particules à la sortie du tube de mélange pour le cas 2.	57
4.11	Profils des taux de présence des particules à la sortie du tube de mélange pour le cas 1.	58
4.12	Profils des des taux de présence des particules à la sortie du tube de mélange pour le cas 2.	59
5.1	Mécanismes d'enlèvement de matière par l'érosion subie par une particule solide [30].	64
5.2	Variation du débit de matière enlevée en fonction de l'angle d'impact dans les cas d'un matériau ductile (l'aluminium) et d'un matériau fragile (oxyde d'aluminium) [46].	66
5.3	Différentes formes de cratères en fonction de l'angle d'impact d'une particule sur un matériau ductile [54].	67
5.4	Volume de matière enlevé en fonction du temps dans deux cas : faibles angles d'impact (a) et grands angles d'impact (b).	68
5.5	Variation du taux d'enlèvement de matière en fonction de la taille de la particule pour trois valeurs différentes de la vitesse particulaire.	69
5.6	Caractéristiques de l'enlèvement de matière par une particule abrasive dans le cas d'un matériau ductile [7].	71
5.7	Paramètres de déformation suivant Bitter.	74

5.8	Cratère créé par l'impact sur un matériau-cible d'une particule solide ayant une vitesse v et un angle d'incidence α [14].	78
5.9	Trajectoires des particules ayant un angle d'impact entre α_0 et α_1 [14].	81
5.10	Erosion d'un matériau ductile par l'impact d'une particule avec un grand angle d'incidence [14].	81
6.1	Chambre de mélange. La vitesse moyenne du fluide homogène composé de l'eau et de l'air est notée $v_{\text{mélange}}$	89
6.2	Profils de vitesse du fluide porteur et des particules, et le taux de présence des particules à l'entrée du jet dans le domaine de calcul.	90
6.3	Domaine de calcul.	91
6.4	Déformation de la paroi suite à l'impact d'une particule.	94
6.5	Déplacements des points de la paroi.	95
6.6	Organigramme du code d'interaction jet et particules d'une part et matériau impacté d'autre part.	96
6.7	Exemple de perçages non débouchant réalisés à Arts et Métiers, ParisTech.	97
6.8	Maillage du domaine de calcul dans la zone d'impact à $t = 0$ s.	98
6.9	Maillage du domaine de calcul dans la zone d'impact à $t = 1$ s.	98
6.10	Maillage du domaine de calcul dans la zone d'impact à $t = 2$ s.	99
6.11	Maillage du domaine de calcul dans la zone d'impact à $t = 3$ s.	99
6.12	Maillage du domaine de calcul dans la zone d'impact à $t = 4$ s.	100
6.13	Maillage du domaine de calcul dans la zone d'impact à $t = 5$ s.	100
6.14	Evolution du volume, du nombre des cellules et du nombre des points du domaine de calcul en fonction du temps de perçage.	101
6.15	Evolution du volume de matière enlevée, du nombre des cellules ajoutées et du nombre des points ajoutés dans le domaine de calcul en fonction du temps de perçage.	102
6.16	Profondeur du trou en fonction du temps de perçage.	103
6.17	Diamètre des trous en fonction du temps de perçage.	105
6.18	Profils des vitesses moyennes des particules dans les deux directions, axiale et radiales dans les cas où $t = 0$, $t = 1$ et $t = 2$ s.	106
6.19	Profils des vitesses moyennes des particules dans les deux directions, axiale et radiales dans les cas où $t = 3$, $t = 4$ et $t = 5$ s.	107
6.20	Evolution du trou créé par un jet d'eau de 0,8 mm de diamètre dans une plaque d'acier. Comparaisons entre mesures expérimentales et simulation numérique.	108
6.21	Impact particule - paroi sous angle.	110
A.1	Iso-contours de la vitesse axiale du fluide à $t = 0$ s.	116
A.2	Iso-contours de la vitesse axiale du fluide à $t = 1$ s.	116
A.3	Iso-contours de la vitesse axiale du fluide à $t = 2$ s.	117
A.4	Iso-contours de la vitesse axiale du fluide à $t = 3$ s.	117
A.5	Iso-contours de la vitesse axiale du fluide à $t = 4$ s.	118
A.6	Iso-contours de la vitesse axiale du fluide à $t = 5$ s.	118
A.7	Iso-contours de la vitesse radiale du fluide à $t = 0$ s.	119
A.8	Iso-contours de la vitesse radiale du fluide à $t = 1$ s.	119
A.9	Iso-contours de la vitesse radiale du fluide à $t = 2$ s.	120
A.10	Iso-contours de la vitesse radiale du fluide à $t = 3$ s.	120
A.11	Iso-contours de la vitesse radiale du fluide à $t = 4$ s.	121

A.12 Iso-contours de la vitesse radiale du fluide à $t = 5$ s.	121
A.13 L'état de l'écoulement (iso-contours des phases) et les lignes des courants du fluide à $t = 0$ s.	122
A.14 L'état de l'écoulement (iso-contours des phases) et les lignes des courants du fluide à $t = 1$ s.	122
A.15 L'état de l'écoulement (iso-contours des phases) et les lignes des courants du fluide à $t = 2$ s.	123
A.16 L'état de l'écoulement (iso-contours des phases) et les lignes des courants du fluide à $t = 3$ s.	123
A.17 L'état de l'écoulement (iso-contours des phases) et les lignes des courants du fluide à $t = 4$ s.	124
A.18 L'état de l'écoulement (iso-contours des phases) et les lignes des courants du fluide à $t = 5$ s.	124

Introduction

Le travail présenté dans ce document s'inscrit dans le cadre de la modélisation et la simulation numérique du perçage des matériaux ductiles par jet d'eau chargé de particules abrasives. Cette technologie, très compétitive et largement employée dans l'industrie, n'est pas totalement maîtrisée, notamment dans le cas du perçage. Ainsi se trouve défini l'objectif de ce travail :

Vers la maîtrise du procédé d'usinage par jet d'eau à haute pression :
Modélisation et simulation numérique du perçage par jet d'eau abrasif.

Ce document comporte trois parties dont chacune est décomposée en deux chapitres :

La première partie est une introduction du procédé d'usinage par jet d'eau abrasif en général et du perçage par jet d'eau abrasif en particulier. Le premier chapitre de cette partie décrit le procédé, ses applications, son principe, et son intérêt industriel alors que le deuxième fait le point sur l'état des travaux actuels en simulation numérique et en modélisation de l'usinage par jet d'eau ainsi que sur les outils et les modèles numériques à utiliser dans la présente étude.

La deuxième partie est une étude de validation qui se décompose également en deux chapitres. Le premier chapitre de cette partie présente les propriétés des jets d'eau abrasifs et des simulations numériques sur des cas tests. Ceux-ci sont réalisés pour simuler des écoulements complexes reprenant les phénomènes représentatifs des jets chargés. L'ensemble de ces calculs permet de valider chacun des divers modèles physiques nécessaires à la simulation de notre procédé. Des jets d'eau monophasiques impactant une paroi parfaitement rigide ont été étudiés pour vérifier la capacité du logiciel de simulation à calculer des écoulements à très grande vitesse. Ces simulations sont ensuite comparées à des expériences ou à d'autres travaux numériques. De même, pour vérifier les capacités de modélisation des écoulements multifluides, le ressaut hydraulique est étudié et comparé à des résultats expérimentaux et théoriques. Enfin, le transport des particules a été simulé et validé dans le cas des jets libres chargés. Le chapitre 3 fait l'objet d'une étude de l'écoulement du jet et du comportement des particules à l'intérieur du canon de focalisation. Ce travail est comparé à des études numériques et expérimentales et a comme but la validation de l'évolution de la concentration particulaire à la sortie du tube.

La troisième et dernière partie est composée par les chapitres 5 et 6. Le cinquième chapitre est une étude bibliographique du phénomène d'érosion due à l'impact d'une particule solide sur un matériau. La modélisation de l'érosion diffère suivant plusieurs paramètres et doit distinguer deux types de matériaux qui peuvent être soit ductiles soit fragiles. Plusieurs modèles sont représentés en tenant compte uniquement du cas des matériaux ductiles qui sont

l'objet de la plupart des applications de l'usinage par jet d'eau abrasif. Dans le dernier chapitre, toutes les étapes conduisant à la réalisation de la simulation d'un cas de perçage par jet d'eau abrasif sont détaillées : les modèles employés pour réaliser la simulation de l'écoulement multiphasique sont présentés, un modèle d'érosion est proposé et le couplage entre le jet, les particules et la paroi déformable est expliqué. Le cas de perçage simulé et issu des expériences permettra une étude comparative afin de valider notre simulation.

Ce manuscrit se termine en donnant les conclusions et perspectives de notre travail.

Première partie

Contexte technologique et scientifique

Chapitre 1

Motivations technologiques

Sommaire

1.1 Applications industrielles du jet d'eau abrasif	5
1.2 Procédé d'usinage par jet d'eau abrasif	6
1.2.1 Principe	7
1.2.2 Installation type	7
1.2.3 Usinage par jet d'eau pure	8
1.2.4 Usinage par jet d'eau abrasif	10
1.3 Problématique : verrous technologiques et scientifiques	10

Le pouvoir érosif de l'eau est connu depuis longtemps. Ce phénomène se produit assez fréquemment dans la nature : les vagues des mers et des océans ont un effet érosif très agressif sur les rochers et les falaises des plages. Un autre exemple facilement observable est la formation des bassins des rivières et des ruisseaux. L'homme a remarqué cette propriété de l'eau mais n'en a pas profité avant le dix-neuvième siècle lorsque les jets d'eau à faible pression ont été employés pour creuser des mines à la recherche de l'or en Californie [41]. Les premières expérimentations sur le jet d'eau à haute pression comme outil d'usinage datent de la moitié du vingtième siècle alors que son utilisation dans l'industrie a commencé dans les années quatre-vingt.

Depuis, le développement de cette technologie rend possible son utilisation pour l'usinage d'une large gamme de matériaux avec une qualité de coupe respectable, même dans les cas de perçage de faibles diamètres par exemple, où on peut réaliser des trous de diamètre aussi petit que $D_{min} = 0.1$ mm [41].

1.1 Applications industrielles du jet d'eau abrasif

Dans leur ouvrage sur les principes de l'usinage par jet d'eau abrasif, Momber et Kovacevic [32] décrivent en détails les domaines d'utilisation de cette technique qui est employée dans les cas suivants :

- découpe des matériaux par jet d'eau pure ;
- martelage des surfaces ;
- usinage conventionnel assisté par jet d'eau ;
- découpe des matériaux difficiles à usiner par des jets d'eau avec abrasifs ;

- découpe tridimensionnelle ;
- tournage ;
- perçage ;
- fraisage ;
- polissage...

Etant données ses nombreuses applications, le procédé de découpe par jet d'eau mérite d'être attentivement étudié afin d'être maîtrisé et d'améliorer son utilisation industrielle. Celle-ci ne se limite pas aux applications d'usinage strict mais, grâce à son pouvoir érosif accompagné de nombreux avantages qui seront cités ultérieurement, le jet d'eau abrasif est également utilisé dans les situations suivantes :

- nettoyage industriel ;
- préparation des surfaces ;
- enlèvement des peintures et des revêtements ;
- travail du béton et des roches ;
- décontamination ;
- démolition ;
- recyclage des matériaux...

Le procédé d'usinage par jet d'eau abrasif est aujourd'hui capable de remplacer avantageusement la plupart des procédés conventionnels. Ce procédé récent et moderne permet pour des coûts d'exploitation relativement faibles d'usiner pratiquement n'importe quel matériau (acier doux ou trempé, titane, inconel, cuivre, laiton, aluminium, matériaux fragiles comme le verre, la céramique, les roches et également les matières inflammables...). On peut ainsi découper des matériaux minces ou épais (jusqu'à 200 mm). L'usinage est fait à froid et n'affecte donc pas thermiquement les matériaux dont l'état de surface est ensuite généralement satisfaisant et limite les opérations de polissage ou de finition. Le présent procédé possède l'avantage d'utiliser un fluide propre qui permet son utilisation dans le domaine agro-alimentaire et même médical. On peut finalement ajouter que malgré la pression de fonctionnement élevée de la pompe qui propulse le jet (jusqu'à 4000 bar) les réservoirs sous pression restent peu dangereux en raison de la faible compressibilité de l'eau.

Même s'il existe plusieurs autres techniques d'usinage concurrentes, le jet d'eau abrasif reste un procédé intéressant. Ceci se comprend si on le compare avec d'autres techniques : le laser ne permet pas d'usiner des matériaux qui réfléchissent le rayon incident, il chauffe localement la pièce (avec souvent des dégagements gazeux nocifs) et nécessite une infrastructure importante pour pouvoir fonctionner en toute sécurité. Les coûts de maintenance d'une machine d'usinage par laser sont plus élevés que ceux d'une machine de découpe par jet d'eau. Le procédé d'usinage par plasma affecte également thermiquement le matériau et reste un procédé délicat à mettre en œuvre. Toutefois, le plasma est plus rapide que le jet d'eau. Le jet d'eau est en revanche beaucoup plus rapide que les procédés d'usinage par électro-érosion. Il permet également d'obtenir une meilleure qualité d'usinage que les flammes de coupe. Par rapport aux procédés conventionnels (fraisage, perçage, tournage...), le jet d'eau reste également une alternative intéressante.

1.2 Procédé d'usinage par jet d'eau abrasif

La découpe par jet d'eau consiste à utiliser l'énergie cinétique de gouttes d'eau projetées à grande vitesse sur le matériau à découper. La puissance du jet d'eau sous pression peut être amplifiée en y ajoutant des particules abrasives, des polymères (fibres longues qui améliorent la cohérence du jet par exemple) ou un mélange des deux. Les recherches en cours visent de

façon générale à optimiser le processus de découpe : amélioration de la qualité des surfaces découpées, augmentation des profondeurs de pénétration en diminuant les puissances mises en jeu...

1.2.1 Principe

Un jet d'eau est généré par une pompe haute pression. L'eau comprimée acquiert, en traversant une buse en saphir de faible diamètre une vitesse très élevée qui peut atteindre les 1000 m/s. La valeur de cette vitesse est calculée à l'aide de l'équation de Bernoulli :

$$v_{eau} = \sqrt{\frac{2(P_{eau} - P_0)}{\rho_{eau}}}, \quad (1.1)$$

où P_{eau} est la pression hydraulique (P_0 est la pression environnante) et ρ_{eau} est la masse volumique de l'eau supposée ici incompressible. Le jet d'eau ainsi créé est un jet d'eau continu où la pression d'alimentation et le débit sont constants (ou quasi-constants). D'autres types de jets d'eau existent mais ceux-ci sont moins répandus. Ces jets se distinguent par le fait que la pression n'est plus constante. On distingue le jet pulsé qui se caractérise par une émission discontinue à haute fréquence d'un petit volume d'eau et le jet modulé qui est une solution intermédiaire entre les jets continu et pulsé, dans ce cas la pression de l'eau varie entre deux valeurs limites minimale et maximale.

Le travail de ce cette thèse se limite aux techniques de jet continu qui sont les plus employées dans l'industrie actuellement.

1.2.2 Installation type

Un système d'usinage par jet d'eau est représenté sur la Figure 1.1. Il comprend, qu'il soit avec ou sans abrasifs, deux parties principales :

- une partie haute pression, composée d'un système de filtration et de traitement de l'eau, la pompe haute pression, la tuyauterie, la vanne d'arrêt et la tête de découpe ;
- une machine d'usinage incluant la table ou le robot d'usinage, les périphériques de CFAO¹, la commande numérique, les dispositifs de manutention des pièces, le système de retraitement des boues de coupe.

L'alimentation de ce dispositif en eau est directement réalisée à partir du réseau urbain, en intercalant un appareillage de déminéralisation et de filtrage des impuretés qui a pour objectif de limiter les risques de bris et d'encrassement de la buse en saphir. Après les filtres, l'eau passe par une pompe à très haute pression à plusieurs étages appelée multiplicateur hydraulique, dont le dernier niveau est constitué par un piston à deux sections avec un rapport de surface allant jusqu'à 20. Le piston animé d'un mouvement alternatif est mû par une centrale électrohydraulique dont l'huile sous pression agit sur la grande surface du piston. Le piston est symétrique et fonctionne en cycle alternatif par un double jeu de clapets anti-retour. Avec un moteur d'une puissance pouvant atteindre 75 kW et une pompe à plusieurs étages, les pressions atteintes sont de l'ordre de 4000 bar. A ces pressions, la compressibilité de l'eau est notable et la variation relative de volume est d'environ 12 %. Pour éviter la formation d'un jet d'eau pulsé, il est intercalé, entre le multiplicateur de pression et la tête de découpe, un accumulateur dont le rôle est d'assurer une pression constante dans le circuit haute pression.

1. Conception et Fabrication Assistées par Ordinateur.

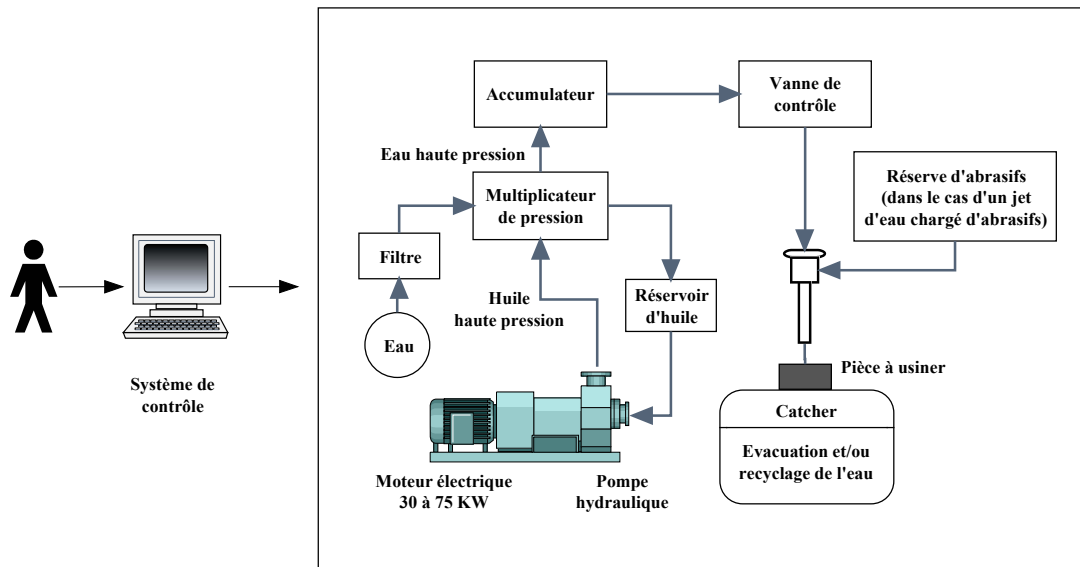


FIGURE 1.1 – Système d’usinage haute pression.

L’eau est conduite à travers une série de tuyauteries, raccords et vannes manuelles éprouvés aux conditions de pression de travail jusqu’à la tête de découpe qui est l’organe de contrôle spatial du jet d’eau et porte l’orifice calibré d’où est éjecté le jet d’eau : la buse. Elle est généralement d’un diamètre variant entre 0,1 mm et 1,5 mm.

Dans le cas d’un système de jet d’eau abrasif, la tête de découpe est munie d’une chambre de mélange à laquelle est raccordé un réservoir de particules abrasives qui y seront aspirées et transportées par le jet.

La machine à jet d’eau disponible à Arts et Métiers ParisTech est produite par « FLOW International Corporation ». Elle appartient à la série des machines d’usinage par jet d’eau ayant des pompes du modèle « 7X » qui permettent de générer plusieurs niveaux de pression d’eau de sortie : 2040 bar, 2720 bar et 3740 bar. Cette pompe est équipée d’un moteur de 22,4 kW refroidi par ventilateur (TEFC), d’un multiplicateur de pression à double action, d’une pompe hydraulique et d’un filtre dans les conduits pour éliminer des particules de plus de 2 microns absolus dans la boucle hydraulique à refoulement continu. La figure 1.2 représente la buse (PASER Abrasivejet) associée à la pompe 7X installée à Arts et Métiers ParisTech, centre de Paris. Cette partie de la machine comprend le robot, les conduites, la tête de mélange, la réserve d’abrasifs et la table de découpe.

1.2.3 Usinage par jet d’eau pure

Le vitesse élevée du jet d’eau est obtenue par transformation de l’énergie potentielle de l’eau sous haute pression en énergie cinétique. Le jet obtenu accélère au passage de la restriction de section du saphir (Figure 1.3).

Le mécanisme de découpe d’un matériau par un jet d’eau pure est composé d’une série complexe de phénomènes qui induisent de la compression, de l’usure, de la propagation de

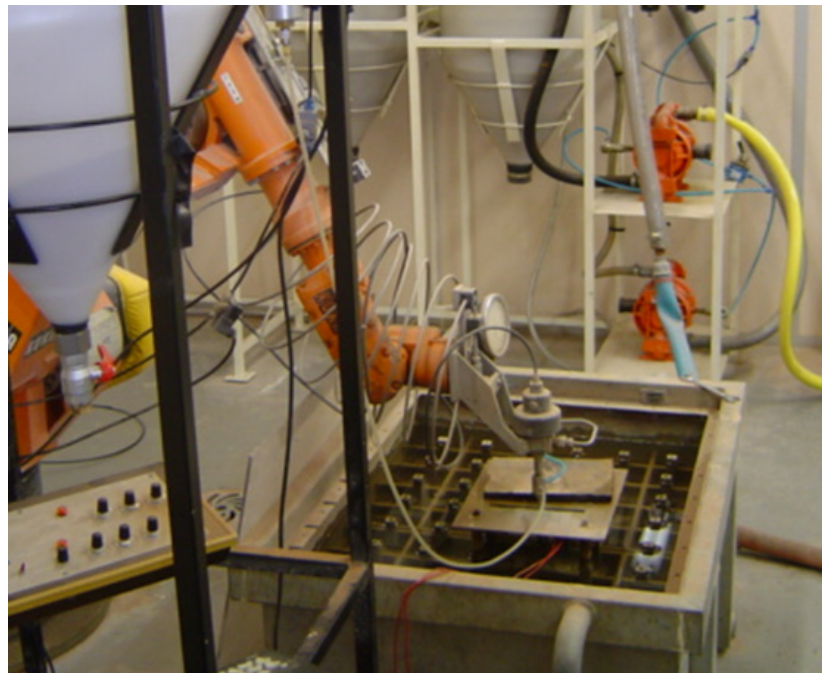


FIGURE 1.2 – Machine de découpe par jet d'eau abrasif à Arts et Métiers ParisTech, centre de Paris.

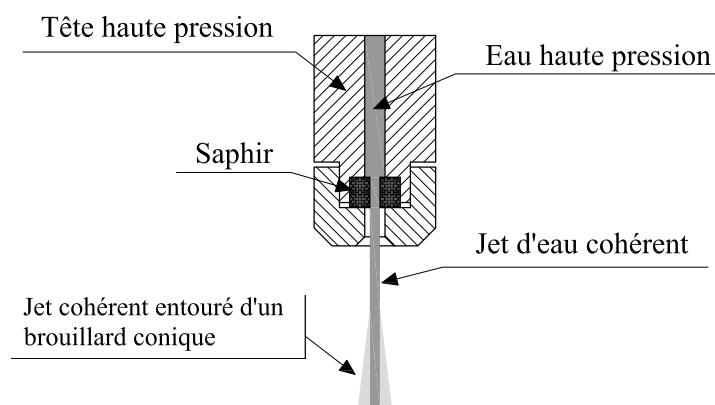


FIGURE 1.3 – Tête de découpe dans le cas d'un jet d'eau pure.

fissures et de la cavitation [16]. Avec ce jet d'eau, il est possible de découper des matériaux à faible résistance mécanique (mousses, matières plastiques, composites, bois, papier, produits alimentaires...). Cependant, pour les métaux, le verre et les matériaux présentant des caractéristiques mécaniques élevées, l'utilisation d'un tel outil s'avère inefficace, d'où le recours à une autre technique : le jet d'eau-abrasif.

1.2.4 Usinage par jet d'eau abrasif

Le jet d'eau-abrasif résulte de la rencontre dans une tête de mélange d'un jet d'eau et de particules abrasives (Figure 1.4). Le rôle principal de cette tête de découpe est de réaliser les quatre fonctions suivantes :

- assurer un jet d'eau unique et cohérent ;
- permettre l'admission de l'abrasif ;
- réaliser le mélange du jet d'eau résultant et de l'abrasif ;
- focaliser le mélange eau-abrasif.

Le jet sortant de la buse est un écoulement tri-phasique composé d'eau et d'air pour les phases continues, et de particules abrasives pour la phase dispersée.

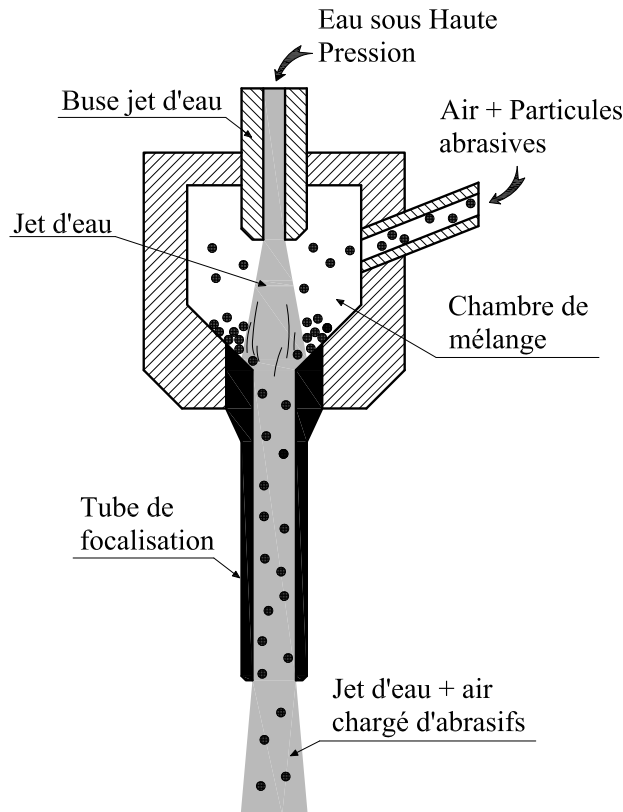


FIGURE 1.4 – Tête de découpe dans le cas d'un jet d'eau chargé de particules abrasives.

1.3 Problématique : verrous technologiques et scientifiques

La technologie d'usinage par jet d'eau abrasif est relativement récente. Elle a commencé à effectivement faire partie des ateliers d'usinage dans les années 90. L'amélioration de ce

procédé est donc toujours un problème d'actualité. Les paramètres de fonctionnement qui définissent une tâche d'usinage donnée sont nombreux : la pression de l'eau, les diamètres du saphir et du tube de focalisation, le diamètre moyen des particules, leur débit et le matériau (masse volumique) qui les compose, le débit de l'eau et la distance de tir. Pour un processus optimal de découpe ou de perçage, une certaine combinaison de tous ces paramètres doit être trouvée. Le but est d'obtenir, pour un jeu de paramètres, le profil de coupe le plus conforme aux tolérances tout en minimisant le temps d'exécution.

La pression motrice du jet est un paramètre important dans l'optimisation du procédé d'usinage. Pour un diamètre de saphir donné, une diminution de pression mène naturellement à une réduction de l'énergie mise en œuvre et donc de la vitesse du jet. D'un point de vue économique, l'usage d'une plus faible pression est souhaitable si elle n'affecte pas la qualité de l'usinage qui dépend notablement de la vitesse du jet.

L'élément principal dans le processus d'érosion du matériau impacté est l'énergie cinétique des particules (ce point sera expliqué plus en détails dans le chapitre 2). Les particules sont injectées dans la chambre de mélange et sont accélérées par le jet à partir d'un état de repos où leur vitesse est nulle. Ceci veut dire que la vitesse ainsi que d'autres propriétés du fluide porteur (comme la viscosité) sont des paramètres essentiels quant à la capacité du jet chargé à éroder la pièce de travail.

La vitesse du jet étant pilotée par la pression de l'eau, l'entraînement des particules est donc dépendant des changements de pression. On en déduit que pour un diamètre donné du saphir, l'énergie cinétique des particules dépend directement de la pression. Elle dépend également de la masse volumique de l'abrasif et du diamètre moyen des particules. Le but de cette thèse est de mettre en œuvre un code de simulation numérique permettant de trouver la bonne configuration pour une certaine tâche avant de l'exécuter sur la machine réelle. On souhaite pouvoir exécuter la tâche avec un moindre coût et idéalement le plus vite possible. En résumé, la pression de la pompe (ou bien la vitesse du fluide), la taille, le débit et la masse volumique des particules, la distance de tir, le diamètre de la buse, l'angle d'inclinaison de la buse et la vitesse d'avance (dans le cas de la découpe) doivent être choisis de manière à garantir un fonctionnement optimal de l'opération d'usinage étudiée.

Le procédé du perçage par jet d'eau abrasif fait intervenir de nombreux phénomènes physiques complexes. D'un point de vue pratique, il est extrêmement difficile d'instrumenter une machine industrielle afin de permettre une investigation expérimentale approfondie de ces phénomènes. Il est par conséquent assez naturel d'essayer de se diriger vers une étude numérique. Toutefois pour mener à bien un tel travail, une étude précise de tous les phénomènes à modéliser et à simuler est nécessaire.

Chapitre 2

Modélisation de la découpe et du perçage par jet d'eau : état de l'art

Sommaire

2.1	Introduction	13
2.2	Travaux de modélisation antérieurs	14
2.3	Analyse, Bilan, Objectif et méthodologie	19
2.4	Choix des modèles physiques et numériques	19
2.4.1	Outil de simulation	19
2.4.2	Modèles physiques et numériques mis en jeu	20

2.1 Introduction

La majorité des travaux consacrés à l'usinage par jet d'eau pure ou chargée sont des études expérimentales. Le sujet le plus abordé dans la littérature est celui de la découpe par jet d'eau et surtout par jet d'eau chargée en raison des limitations du jet d'eau pure qui ne permet pas d'usiner des matériaux métalliques durs [32], ce qui peut expliquer le fait que certains auteurs considèrent que le liquide n'est qu'un porteur de particules qui sont les vraies responsables de l'enlèvement de matière. D'autres auteurs comme Ramulu [38] donnent des justifications expérimentales sur la contribution de l'eau à l'enlèvement de matière, ceci en appliquant un jet d'eau pure sur des matériaux qui sont pré-fissurés (pre-cracked), dans ce cas le jet d'eau pure est capable de couper la pièce. Selon ces essais, un jet d'eau chargé enlève les matériaux en deux étapes :

1. les particules créent lors de leurs impacts sur la surface des micro-fractures ;
2. l'eau pénètre ensuite dans ces fissures à grande vitesse et génère des contraintes sur les parois de ces fissures qui les élargissent.

Il a été vérifié que la nature du matériau employé est un important paramètre affectant le phénomène de découpe. Lorsqu'on s'intéresse à un problème d'érosion, il faut introduire une distinction entre matériaux ductiles (aluminium ou acier par exemple) et fragiles comme le verre ou la céramique. C'est pourquoi le problème de l'usinage par jet abrasif est traité généralement dans l'une ou l'autre de ces deux situations. Par exemple Chen *et al.* [3] ne considèrent qu'un matériau fragile, la céramique.

Nous avons pu accéder à de nombreuses études purement expérimentales de l'usinage par jet d'eau. Quelquefois, des modèles d'usinage par jet d'eau sont proposés. De manière générale il s'agit de modèles semi-empiriques issus d'essais et recalés par rapport aux expériences effectuées. Il reste à signaler que beaucoup de travaux se concentrent sur le cas de la découpe et non pas de perçage, c'est à dire, avec une vitesse d'avancement de la buse² ou bien de la pièce de travail.

2.2 Travaux de modélisation antérieurs

L'usinage par jet d'eau abrasif, comme nous l'avons déjà indiqué, fait intervenir un certain nombre de phénomènes physiques : l'écoulement est un jet turbulent constitué d'un mélange d'eau et d'air, sa vitesse est très élevée, le jet transporte des particules qui arrivent à travers la chambre de mélange avec une distribution inhomogène, et enfin, l'impact des particules sur un solide érode ce dernier. La complexité de cet écoulement triphasique rend difficile sa modélisation. C'est pourquoi on observe que la plupart des études dont l'objectif est l'optimisation de ce procédé sont expérimentales. Cependant, des tentatives de modélisation existent dans la littérature mais aucune modélisation instationnaire et à l'échelle de la mécanique des milieux continus n'a encore été proposée.

Malgré toutes les difficultés d'un tel travail, on dénombre quelques tentatives de modélisation où les chercheurs ont essayé de comprendre et de reproduire certains phénomènes figurants dans un jet d'eau chargé comme les travaux de Simonin sur les modèles de transport de particules au sein d'un jet turbulent [51]. Raïssi a travaillé [41] sur la conception et l'optimisation d'une tête de mélange dans le cas d'un jet d'eau abrasif. Son travail s'est limité à la tête de mélange et plus particulièrement au canal de focalisation. En se basant sur des expériences et des simulations numériques, l'écoulement du mélange d'eau, d'air et des particules dans la buse est mesuré et simulé pour expliquer l'érosion de la paroi intérieure du tube. Le but de cette étude était l'optimisation de la forme géométrique du tube de mélange, surtout au niveau de l'entrée ayant généralement une forme conique. Les résultats et les observations de Raïssi feront l'objet de plusieurs comparaisons avec ceux obtenus par le moyen de nos outils de modélisation et de simulation actuels. Ces comparaisons, décrites en détails dans le chapitre 4, nous seront utiles pour valider les modèles de transport de particules.

Latif [24] a établi un modèle analytique du procédé de découpe par jet d'eau abrasif, en tenant compte de sa vitesse d'avancement. Ce modèle permet de prévoir la profondeur maximale de coupe atteinte pour trois matériaux ductiles différents. Sa méthode de prédiction de la profondeur de pénétration se fait comme suit :

- on détermine d'abord la vitesse moyenne des particules impactant la pièce usinée. Cette vitesse est notée v_0 et elle est donnée par :

$$v_0 = \eta c_v c_y \frac{1}{1 + R} \sqrt{\frac{2P_e}{\rho_e}}, \quad (2.1)$$

où :

η : coefficient d'efficacité du mélange (ce coefficient ne tient pas compte de la présence de l'air dans le jet d'eau abrasif) ;

c_v : coefficient de vitesse ayant une valeur comprise entre 0,84 et 0,98 ;

2. en anglais : traverse rate

c_y : coefficient de compressibilité du mélange eau-air ;

P_e : pression de l'eau ;

ρ_e : masse volumique de l'eau ;

R : rapport du débit massique d'abrasifs au débit massique de l'eau.

Des expériences faites dans le but d'évaluer c_y et η ont montré que ces deux paramètres ont des valeurs incluses dans les deux intervalles [0,974 ; 0,985] et [0,805 ; 0,936] respectivement ;

- ensuite, on détermine la vitesse limite v_e , au dessous de laquelle les particules ne parviennent pas à enlever de la matière, et la contrainte maximale de cisaillement σ_f du matériau. Ce sont deux paramètres caractéristiques du matériau à découper et ils sont généralement trouvés expérimentalement ;
- on détermine les caractéristiques des particules abrasives utilisées comme la sphéricité s et la rondeur R_f . s peut être déterminée par la relation :

$$s = \sqrt[3]{\frac{V_p}{V_c}}, \quad (2.2)$$

où V_p est le volume réel de la particule et V_c est le volume de la sphère circonscrite [17].

La rondeur R_f est exprimée par :

$$R_f = \frac{D_p}{D_c}, \quad (2.3)$$

où D_p est la distance moyenne entre les bords de la particule et D_c est le diamètre de la sphère circonscrite [17] ;

- une constante, notée c_k , est déterminée. Elle a la dimension d'une vitesse et elle sert à relier les caractéristiques du matériau et celles des particules et est donnée par l'expression suivante :

$$c_k = \sqrt{\frac{3\sigma_f R_f^{\frac{3}{5}}}{\rho_p}}, \quad (2.4)$$

où R_f est la rondeur de la particule et ρ_p est sa masse volumique ;

- le coefficient de frottement c_f est déterminé. Il dépend généralement du nombre de Reynolds de l'écoulement, de la largeur de coupe et de la rugosité de la surface. Ce coefficient est donné par la relation suivante :

$$c_f = \frac{\sigma}{\frac{1}{2}\rho_e v_0^2}, \quad (2.5)$$

où σ est la contrainte tangentielle de frottement et $\frac{1}{2}\rho_e v_0^2$ est la pression hydraulique ;

- un coefficient γ dépendant de la sphéricité de la particule est calculé à partir de l'expression suivante :

$$\gamma = 1 + \frac{mr^2}{I}, \quad (2.6)$$

avec $I = 0,5mr^2$ pour les particules ayant une sphéricité $s > 0,7$ ou bien $I = 0,3mr^2$ pour des grains d'une sphéricité $s < 0,7$;

- l'angle initial d'impact est calculé :

$$\beta_0 = \frac{1}{\left(\frac{56\dot{m}_a}{\pi^2 \rho_p \phi_j^2 u_a}\right)^{\frac{2}{5}} \frac{v_0}{c_k}}, \quad (2.7)$$

avec ϕ_j c'est le diamètre du jet d'eau abrasif, \dot{m}_a est le débit massique des abrasifs et u_a représente la vitesse d'avance du jet ;

- l'angle de transition β_1 entre le mode « d'érosion par coupe » et le mode « d'érosion par déformation » est calculé à l'aide de la relation :

$$\tan \beta_1 \sqrt{\beta_1} = \frac{3\pi}{14\gamma} R_f^{0,6} \sqrt{\frac{c_k}{v_0}} ; \quad (2.8)$$

- le coefficient c qui est une fonction de l'angle initial d'impact β_0 et l'angle de transition déjà calculé β_1 est exprimé de la façon suivante :

$$c = 1 - \frac{\beta_0}{\beta_1} ; \quad (2.9)$$

- pour $\beta_0 \leq \beta_1$ la profondeur de coupe moyenne h_c due au mode « d'érosion par coupe » est donnée par :

$$h_c = \frac{2}{3} \left(\frac{56\dot{m}_a}{\pi^2 \rho_p u_a \phi_j^2} \right)^{\frac{2}{5}} \frac{v_0}{c_k} - \frac{2}{5\beta_1} ; \quad (2.10)$$

- si v_e est supérieure à $v_0 \sin \beta_0$, h_c est calculé aussi à l'aide de l'équation (2.10) ;
- la profondeur de coupe h_d en mode « d'érosion par déformation » est définie par :

$$h_d = \frac{1}{\frac{v_0 - v_e}{v_0 - v_e} \frac{c_f}{\phi_j} + \frac{\pi \sigma_f \phi_j u_a}{2c_1 \dot{m}_a (v_0 - v_e)^2}} , \quad (2.11)$$

où c_1 est la fraction du nombre des particules efficaces, c'est à dire de celles qui permettent d'enlever de la matière [7] ;

- enfin la profondeur moyenne maximale de coupe est donnée par la somme de h_c et h_d .

Toutefois un certain nombre de limitations du modèle conduit à négliger des paramètres très importants :

- la présence de l'air dans le jet a été supposée nulle alors qu'il représente presque 90% du volume ;
- la distribution et la vitesse des particules sont supposées uniformes ;
- les propriétés et les paramètres du jet sont des prédictions et ne sont pas couplés aux particules ;
- pour finir, ce type de modèle comporte un nombre élevé de paramètres empiriques.

Yong et Kovacevic [61, 60] ont aussi travaillé sur l'usinage par jet d'eau. Ils proposent une modélisation du perçage par jet d'eau en prenant en considération le mouvement chaotique des particules abrasives dans l'écoulement. Ils utilisent les propriétés d'un jet chargé, qu'ils ont construit [60, 59], ayant un comportement chaotique pour définir les positions et les vitesses des particules qui sont traitées individuellement.

En résumé, le développement du modèle de Yong et Kovacevic nécessite trois étapes :

1. l'analyse cinématique du jet multiphasique (généralement turbulent) et des particules abrasives ;
2. la mise en œuvre d'une loi d'interaction entre les particules et la pièce impactée ;
3. l'évaluation de la performance de coupe et des propriétés du trou foré.

La profondeur moyenne h_m du trou créé par l'impact d'une seule particule sur une surface sèche d'un matériau ductile est donnée par :

$$h_m = \lambda_1 v_p^{\lambda_2}, \quad (2.12)$$

où v_p est la vitesse de la particule, λ_1 et λ_2 sont deux constantes à caler expérimentalement dépendant des propriétés du matériaux, de l'angle d'impact et de la géométrie du contact de la particule. L'équation (2.12) est basée sur la théorie d'impact et d'érosion de Hertz [8, 10, 1, 2].

La paroi impactée est discrétisée par une grille formée par des éléments de surface qui déterminent des cellules de mémoire dans la région de perçage. Ces cellules, représentées sur la figure 2.1, enregistrent l'histoire des particules qui les traversent et impactent la paroi.

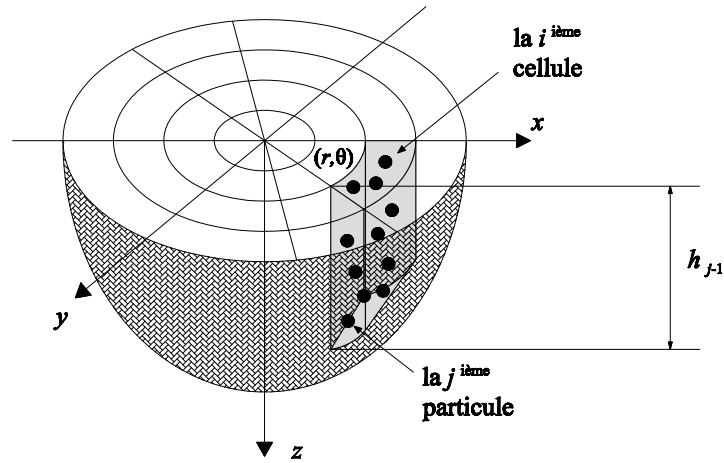


FIGURE 2.1 – Cellules dans le trou perforé à l'instant t_j .

Quand la $j^{\text{ème}}$ particule se trouvant dans la $i^{\text{ème}}$ cellule impacte la paroi, l'érosion subie est donnée par :

$$\delta h_j = \lambda_1(h_{j-1})[V_j(r_i, \theta_i)]^{\lambda_2(h_{j-1})}. \quad (2.13)$$

h_{j-1} représente la pénétration subie par $j-1$ particules avant que la $j^{\text{ème}}$ particule de la $i^{\text{ème}}$ cellule, représentée par (r_i, θ_i) , impacte la paroi. $V_j = v_j/v_{max}$ est une valeur adimensionnée de la vitesse de la $j^{\text{ème}}$ particule dont v_j est la vitesse réelle et v_{max} est la vitesse maximale des particules dans le jet (généralement dans la partie centrale du jet). $\lambda_1(h_{j-1})$ et $\lambda_2(h_{j-1})$ sont des fonctions de h_{j-1} à déterminer suite à des contraintes et des propriétés physiques induites par le procédé d'érosion.

Le rayon adimensionné initial du trou dû à l'écoulement rentrant est supposé égal à 1 alors que l'épaisseur de l'anneau créé par l'écoulement de retour est donnée par δ_t , il s'ensuit que le rayon total du trou sera égal à $1 + \delta_t$.

Ce modèle développé par Yong et Kovacevic ne prend pas en compte certains paramètres importants comme la pression de l'eau et la taille des particules. Même s'il peut donner des résultats qui sont validés expérimentalement, sa mise en œuvre reste délicate et nécessite de

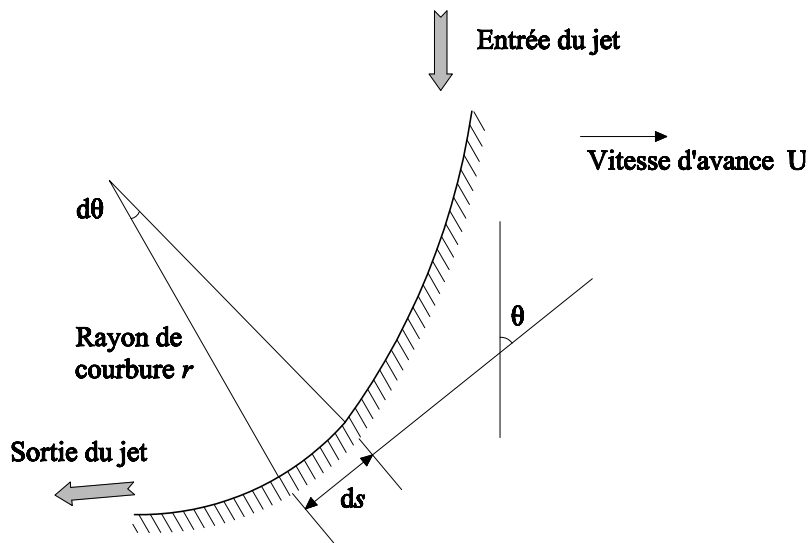


FIGURE 2.2 – Géométrie du profil de découpe.

nombreux essais de calage des différents paramètres du modèle. Son utilisation à des fins de prédiction et d'optimisation ne nous semble pas adaptée à la démarche choisie.

Parmi les études les plus récentes sur l'usinage par jet d'eau, on distingue dans le domaine de la modélisation et de la simulation numérique les travaux de Deam *et al.* [4] qui proposent un modèle pour la prédiction du profil de découpe d'un matériau. Nous avons également relevé les travaux de Liu [25] qui fait également des simulations numériques du perçage par jet d'eau chargé.

Deam *et al.* ont développé deux versions du modèle de découpe :

1. La découpe locale : le taux d'enlèvement de matière en un point quelconque dépend uniquement des conditions locales ;
2. La découpe non-locale : le taux d'enlèvement de matière dépend du voisinage du point considéré (généralement en amont).

La découpe locale apparaît plus simple. Les prédictions seront les valeurs moyennes de courbure et l'angle de départ du profil de coupe (Figure 2.2).

Dans les deux cas examinés, les trajectoires des particules ainsi que leurs vitesses et angles d'attaque sont estimés en se basant sur de simples arguments géométriques. Aucune étude du comportement du jet n'a été prise en compte, donc le phénomène d'interaction fluide-particules a été négligé.

Liu de son côté [25], travaille sur la modélisation et la simulation numérique du perçage à l'aide des jets à haute pression. Dans ses publications il décrit des expériences et des simulations numériques qu'il a réalisées avec des jets d'eau abrasifs et des jets cryogéniques abrasifs. Dans le second cas, l'azote liquide remplace l'eau et il a la particularité de changer d'état (vaporisation) dès qu'il sort de la buse de découpe. D'autres expériences ont été faites par Liu *et al.* [28, 26] pour perforer de l'aluminium, de l'acier et du verre. Elles fournissent des

mesures de la vitesse de perçage et certains paramètres géométriques, comme le diamètre et la profondeur des trous.

Les simulations faites par Liu sont décrites en détails ultérieurement dans la deuxième partie intitulée : « Validation des simulations fluidiques et modélisation du jet d'eau abrasif ».

2.3 Analyse, Bilan, Objectif et méthodologie

L'étude des modèles proposés conduit aux conclusions suivantes :

- les travaux de recherche sur l'usinage par jet d'eau sont généralement expérimentaux ;
- la découpe est le sujet le plus abordé ;
- les études sont spécifiques : matériaux ductiles ou matériaux fragiles ;
- les études se concentrent sur les jets d'eau chargés à cause des limitations de l'utilisation des jets d'eau pure ;
- les particules sont seules responsables de l'enlèvement de matière (L'effet de l'eau est négligé).

Ces remarques, en plus de l'absence de travaux en simulation numérique tenant compte de l'interaction directe jet abrasif - solide impacté, de la difficulté de faire des mesures expérimentales locales (conditions très agressives de l'écoulement) et de l'impossibilité d'observer l'interaction particules - solide et les impacts locaux, font de la simulation numérique le moyen le plus adapté et qui nous donne le potentiel d'aller plus loin dans la compréhension des phénomènes physiques régissant la région de l'impact.

2.4 Choix des modèles physiques et numériques

La croissance des performances des microprocesseurs, même ceux conçus pour une utilisation personnelle, rend réalisable l'idée de simuler la phase d'interaction du jet d'eau abrasif stationnaire avec un solide et en tenant compte de l'effet direct et même individuel des particules. C'est à dire que l'évolution du jet, les positions des particules, et les champs décrivant l'écoulement sont calculés dans le domaine de calcul en fonction du temps. On peut alors aisément observer l'impact des particules abrasives sur le matériau à usiner ; leur vitesse, leur angle d'impact et leur taille seront utilisés pour en évaluer le pouvoir érosif. Ce pouvoir érosif sera détaillé ultérieurement lorsqu'on décrira les modèles d'érosion employés.

2.4.1 Outil de simulation

Pour arriver à une simulation complète du perçage par jet d'eau abrasif, il faut mettre en place un modèle qui permet de reproduire l'écoulement du mélange eau, air et particules solides. D'autre part, il faut également proposer un modèle permettant de simuler l'action érosive du jet chargé sur le matériau usiné. Le couplage de ces deux modèles est l'étape la plus difficile dans la simulation et sa robustesse est le facteur qui va permettre de bien reproduire ce qui se passe physiquement lors de l'interaction entre le jet chargé et la pièce.

Nous disposons du logiciel Fluent dans sa version 6.3. Ce logiciel est choisi pour nos travaux de thèse puisqu'il permet d'introduire tous les modèles nécessaires à nos simulations. Il peut également facilement être couplé à des algorithmes externes programmés par l'utilisateur nommés UDFs pour User Defined Functions. Ces UDFs nous permettront en particulier de

mettre en place des modèles d'érosion ainsi que l'interaction entre ces modèles et la technique de remaillage dynamique qui permet de prendre en compte le recul de la surface usinée sous l'action du jet chargé.

2.4.2 Modèles physiques et numériques mis en jeu

La vitesse du jet étant très élevée, le nombre de Reynolds associé conduit à un écoulement turbulent. A sa sortie de la buse, le fluide porteur, mélange d'eau et d'air, entre dans le domaine de calcul qui est initialement rempli d'air ambiant. De plus, des particules solides sont transportées par le jet, ce qui génère un écoulement multiphasique comportant une phase dispersée. La configuration prise en compte est le cas d'un jet abrasif impactant verticalement un matériau parfaitement plan et placé horizontalement.

Ces propriétés, ainsi que la nécessité de prendre en compte l'évolution de la paroi impactée au cours du processus d'érosion rend impératif l'emploi de plusieurs modèles numériques :

- pour tous les écoulements, Fluent résout les équations de conservation de la masse et de la quantité de mouvement :
- l'équation de conservation de la masse, ou l'équation de continuité, peut être écrite comme suit :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = S_m, \quad (2.14)$$

où S_m est une source de masse. L'équation 2.14 est la forme générale de l'équation de conservation de la masse et elle est valide pour les écoulements incompressibles aussi bien que pour les écoulements compressibles. La source est la masse supplémentaire à la phase continue de la deuxième phase dispersée et de toutes les sources définies pour l'utilisateur. Pour les géométries axisymétriques en 2D, l'équation de continuité est donnée par :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x) + \frac{\partial}{\partial r}(\rho v_r) + \frac{\rho v_r}{r} = S_m, \quad (2.15)$$

où x est la coordonnée axiale, r est la coordonnée radiale, v_x est la vitesse axiale, et v_r est la composante radiale de la vitesse ;

- l'équation de conservation de la quantité de mouvement est de la forme suivante :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\overline{\overline{\tau}}) + \rho \vec{g} + \vec{F}, \quad (2.16)$$

où p est la pression statique, $\overline{\overline{\tau}}$ est le tenseur des contraintes (décrit ci-dessous), et $\rho \vec{g}$ et \vec{F} sont la force due à la gravité et les forces externes, respectivement.

Le tenseur des contraintes est donné par :

$$\overline{\overline{\tau}} = \mu \left[(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \vec{v} I \right], \quad (2.17)$$

avec μ est la viscosité moléculaire, I est le tenseur d'unité, et le second terme à droite est l'effet de la dilatation de volume.

Pour les géométries axisymétriques en 2D, les équations axiale et radiale de conservation de la quantité de mouvement sont données par :

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho v_x) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial x}(r \rho v_x v_x) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \rho v_r v_x) = \\ -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial x} \left[r \mu \left(2 \frac{\partial v_x}{\partial x} - \frac{2}{3} (\nabla \cdot \vec{v}) \right) \right] + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r \mu \left(\frac{\partial v_x}{\partial r} + \frac{\partial v_r}{\partial x} \right) \right] + F_x ; \end{aligned} \quad (2.18)$$

et

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho v_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial x}(r \rho v_x v_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \rho v_r v_r) = & -\frac{\partial p}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial x} \left[r \mu \left(\frac{\partial v_r}{\partial x} + \frac{\partial v_x}{\partial r} \right) \right] \\ & + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r \mu \left(2 \frac{\partial v_r}{\partial r} - \frac{2}{3} (\nabla \cdot \vec{v}) \right) \right] - 2 \mu \frac{v_r}{r^2} + \frac{2}{3} \frac{\mu}{r} (\nabla \cdot \vec{v}) + \rho \frac{v_z^2}{r} + F_r, \end{aligned} \quad (2.19)$$

où v_z est la vitesse tourbillonnaire ;

- Fluent utilise une technique basée sur des volumes de contrôle pour convertir les équations régissantes en équations algébriques qui peuvent être résolues numériquement. Cette technique consiste à intégrer les équations régissantes à chaque volume de contrôle, rapportant les équations discrètes qui conservent toutes les quantités sur chaque volume de contrôle.

La discrétisation des équations régissantes peut être illustrée le plus facilement en considérant l'équation de conservation du transport d'une quantité scalaire ϕ à l'équilibre. Ceci est démontré par l'équation suivante écrite en forme intégrale pour un volume de contrôle V arbitraire comme suit :

$$\oint \rho \phi \vec{v} \cdot d\vec{A} = \oint \Gamma_\phi \nabla \phi \cdot d\vec{A} + \int_V S_\phi dV, \quad (2.20)$$

où :

ρ = masse volumique ;

\vec{v} = vecteur vitesse (= $u \hat{i} + v \hat{j}$ en 2D) ;

\vec{A} = vecteur de surface ;

Γ_ϕ = coefficient de diffusion de ϕ ;

$\nabla \phi$ = gradient de ϕ (= $(\partial \phi / \partial x) \hat{i} + (\partial \phi / \partial y) \hat{j}$ en 2D) ;

S_ϕ = source de ϕ par unité de volume.

L'équation 2.20 est appliquée à chaque volume de contrôle, ou cellule, dans le domaine de calcul. La cellule bidimensionnelle et triangulaire représentée dans la figure 2.3 est un exemple d'un tel volume de contrôle. La discrétisation de l'équation 2.20 sur une telle cellule donne :

$$\sum_f^{N_{\text{faces}}} \rho_f \vec{v}_f \phi_f \cdot \vec{A}_f = \sum_f^{N_{\text{faces}}} \Gamma_\phi (\nabla \phi)_n \cdot \vec{A}_f + S_\phi V, \quad (2.21)$$

où :

N_{faces} = nombre de faces de la cellule ;

ϕ_f = valeur de ϕ à travers la face f ;

$\rho_f \vec{v}_f \cdot \vec{A}_f$ = débit massique à travers la face f ;

\vec{A}_f = surface de la face f , ($|A| = |A_x \hat{i} + A_y \hat{j}|$ en 2D) ;

$(\nabla \phi)_n$ = amplitude de $\nabla \phi$ normale à f ;

V = volume de la cellule.

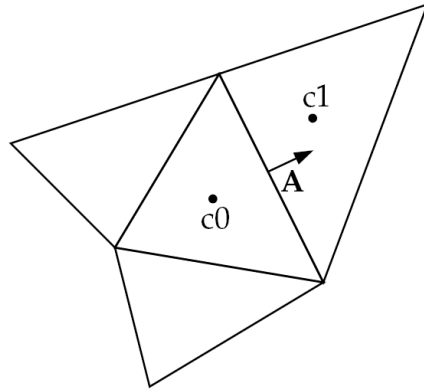


FIGURE 2.3 – Volume de contrôle employé pour illustrer la discrétisation d'une équation scalaire de transport.

Par défaut, Fluent sauvegarde les valeurs discrétisées de ϕ aux centres des cellules ($c0$ et $c1$ sur la figure 2.3). Cependant, les valeurs ϕ_f sont exigées pour les termes de convection dans l'équation 2.21 et doivent être interpolées des valeurs de centre de cellules. Ceci est accompli en utilisant un schéma « upwind ».

« Upwind » signifie que la valeur de ϕ_f est dérivée des quantités dans la cellule en amont relativement à la direction de la vitesse normale v_n dans l'équation 2.21. Dans les simulations réalisées dans le cadre de ce travail, on choisit le schéma « upwind » de second ordre ;

- un modèle multiphasique pour modéliser le mélange eau-air : on choisit le modèle « Volume Of Fluid » ou VOF. L'air est considéré comme phase primaire.

En général, l'équation de continuité pour la fraction de volume de la q ième phase est donnée par :

$$\frac{\partial \alpha_q}{\partial t} + \vec{v} \cdot \nabla \alpha_q = \frac{S_{\alpha_q}}{\rho_q}, \quad (2.22)$$

où α_q est la fraction de volume de la q ième phase, \vec{v} représente le vecteur vitesse, et S_{α_q} est un terme source qui est nul par défaut.

Fluent fait les calculs des fractions de volume des phases secondaires alors que la fraction de volume de la phase primaire est calculée par le fait que la somme de toutes les fractions volumiques doivent être égales à l'unité :

$$\sum_{q=1}^n \alpha_q = 1. \quad (2.23)$$

Les propriétés apparaissant dans les équations de transport sont déterminées par la présence des composantes de chaque phase dans tout les volumes de contrôle. Dans un système biphasique, par exemple, si les phases sont représentées par les indices 1 et 2, et si la fraction de volume de la seconde de ces derniers est calculée, la densité en chaque cellule est indiquée par :

$$\rho = \alpha_2 \rho_2 + (1 - \alpha_2) \rho_1. \quad (2.24)$$

Généralement la densité moyenne dans un système de n phases prend la forme suivante :

$$\rho = \sum \alpha_q \rho_q ; \quad (2.25)$$

- un modèle de turbulence : parmi les différents modèles proposés dans Fluent (Spalart-Allmaras, $k-\varepsilon$, $k-\omega$, modèle de v^2-f , modèle de contraintes de Reynolds (RSM), modèle LES (Large eddy simulation), on choisit le modèle de turbulence $k-\varepsilon$ réalisable qui est bien adapté à la simulation des jets ronds. L'énergie cinétique de turbulence k , et son taux de dissipation ε , sont obtenus à partir des équations de transport suivantes :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (2.26)$$

et

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon, \quad (2.27)$$

où G_k représente la génération de l'énergie cinétique de turbulence due aux gradients de la vitesse moyenne :

$$G_k = -\overline{\rho u'_i u'_j} \frac{\partial u_j}{\partial x_i}; \quad (2.28)$$

G_b est la génération de l'énergie cinétique de turbulence due à la flottabilité :

$$G_b = \beta g_i \frac{\mu_t}{\text{Pr}_t} \frac{\partial T}{\partial x_i}, \quad (2.29)$$

où le Pr_t est le nombre de Prandtl turbulent et g_i est la composante de la gravité dirigée dans la i ème direction. Pour les modèles standard et réalisable, la valeur par défaut du Pr_t est 0,85. Le coefficient de dilatation thermique β , est défini par :

$$\beta = -\frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \rho}{\partial T} \right)_p. \quad (2.30)$$

Y_M représente la contribution de la dilatation fluctuante dans les écoulements turbulents compressibles par rapport au taux global de dissipation :

$$Y_M = 2\rho \varepsilon M_t^2, \quad (2.31)$$

où M_t est le nombre de Mach turbulent, défini par :

$$M_t = \sqrt{\frac{k}{a^2}} \quad (2.32)$$

et a est la vitesse du son ($a \equiv \sqrt{\gamma RT}$). $C_{1\varepsilon}$, $C_{2\varepsilon}$, et $C_{3\varepsilon}$ sont des constantes. σ_k et σ_ε les nombres de Prandtl turbulents correspondants à k et ε , respectivement. S_k et S_ε sont des termes de source définis par l'utilisateur.

La viscosité turbulente μ_t , est calculée par une combinaison de k et ε comme suit :

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}, \quad (2.33)$$

où C_μ est une constante.

Les constantes du modèle $C_{1\varepsilon}$, $C_{2\varepsilon}$, C_μ , σ_k , et σ_ε ont, par défaut, les valeurs suivantes :

$$C_{1\varepsilon} = 1,44 ; C_{2\varepsilon} = 1,92 ; C_\mu = 0,09 ; \sigma_k = 1,0 ; \sigma_\varepsilon = 1,3.$$

Dans Fluent, $C_{3\varepsilon}$ n'est pas indiqué, mais est à la place calculé selon la relation suivante :

$$C_{3\varepsilon} = \tanh \left| \frac{v}{u} \right|, \quad (2.34)$$

où v est la composante de la vitesse parallèle au vecteur de la gravité et u est la composante de la vitesse perpendiculaire au vecteur de la gravité ;

- un modèle de transport des particules se basant sur les forces de traînée et de portance : ce modèle permet de calculer la trajectoire des abrasifs en intégrant, en employant une approche Lagrangienne, le bilan des forces exercées sur chaque particule. Pour une particule quelconque dans le domaine de calcul, ce bilan de forces est égal à la force d'inertie qui peut être exprimée comme suit :

$$m_p \frac{d\vec{u}_p}{dt} = m_p F_D (\vec{u} - \vec{u}_p) + m_p \vec{g} \frac{\rho_p - \rho}{\rho_p} + m_p \vec{F}^+, \quad (2.35)$$

avec : m_p est la masse de la particule, ρ_p est sa masse volumique et u_p est sa vitesse. ρ est la masse volumique du fluide, g_x est la composante suivant x de l'accélération de la pesanteur. $F_D(u - u_p)$ représente la force de traînée par unité de masse des particules. F_D est donnée par :

$$F_D = \frac{18\mu C_D \text{Re}}{\rho_p d_p^2 24}, \quad (2.36)$$

où μ est la viscosité moléculaire du fluide, d_p est le diamètre de la particule supposée sphérique, C_D est le coefficient de traînée et Re est le nombre de Reynolds relatif donné par :

$$\text{Re} = \frac{\rho_p d_p |u_p - u|}{\mu}. \quad (2.37)$$

Le terme \vec{F}^+ , qui apparaît dans l'équation (2.35), est un terme d'accélération (force/masse d'une particule) supplémentaire. \vec{F}^+ comporte plusieurs forces additionnelles dans le bilan de forces exercées sur une particule comme par exemple la force de « masse virtuelle » qui est la force nécessaire pour accélérer le fluide entourant la particule :

$$\vec{F}^+ = \frac{1}{2} \frac{\rho}{\rho_p} \frac{d}{dt} (\vec{u} - \vec{u}_p). \quad (2.38)$$

Cette force est plus importante quand la masse volumique du fluide est plus grande que celle de la particule ($\rho > \rho_p$).

Le coefficient de traînée, C_D , peut être déterminé soit par l'expression :

$$C_D = a_1 + \frac{a_2}{\text{Re}} + \frac{a_3}{\text{Re}^2}, \quad (2.39)$$

où a_1 , a_2 et a_3 sont des constantes données par Morsi et Alexander [33], soit par l'expression donnée par Haider et Levenspiel [12] :

$$C_D = \frac{24}{\text{Re}_{\text{sph}}} \left(1 + b_1 \text{Re}_{\text{sph}}^{b_2} \right) + \frac{b_3 \text{Re}_{\text{sph}}}{b_4 + \text{Re}_{\text{sph}}}, \quad (2.40)$$

où Re_{sph} est le nombre de Reynolds calculé à partir du rayon de la particule supposée sphérique et :

$$\begin{aligned} b_1 &= \exp(2,3288 - 6,4581\phi + 2,4486\phi^2) ; \\ b_2 &= 0,0964 + 0,5565\phi ; \\ b_3 &= \exp(4,905 - 13,8944\phi + 18,4222\phi^2 - 10,2599\phi^3) ; \\ b_4 &= \exp(1,4681 + 12,2584\phi - 20,7322\phi^2 + 15,8855\phi^3). \end{aligned}$$

ϕ est un coefficient de forme, la sphéricité, dont l'expression se calcul comme suit :

$$\phi = \frac{s}{S}, \quad (2.41)$$

où s représente la surface d'une sphère ayant le même volume de la particule et S est la vraie surface de la particule. Dans notre cas (particule sphérique), on utilise l'expression (2.40) pour le calcul du coefficient de traînée en supposant que la valeur de ϕ est égale à 1.

Une fois les efforts exercés par le fluide sur les particules sont modélisés par l'équation (2.35), l'interaction entre la phase discrète et la phase continue est modélisée par un terme source dans le bilan de quantité de mouvement du fluide, ce terme source prend la forme :

$$\vec{S} = - \sum \left(F_D(\vec{u} - \vec{u}_p) + \vec{g} \frac{\rho_p - \rho}{\rho_p} + \vec{F}^+ \right) \dot{m}_p \delta t, \quad (2.42)$$

avec δt le pas de temps du calcul ;

- un modèle d'érosion doit être développé et implémenté dans le logiciel. Il sert à calculer le volume de matière érodée suite aux impacts particulaires. Le modèle utilisé est présenté en détails dans le chapitre 5 ;
- un modèle d'interaction est nécessaire pour permettre la communication entre le solveur fluide qui détermine l'évolution du jet et des particules avec le modèle d'enlèvement de matière. Le développement d'un tel modèle est décrit dans le chapitre 6.
- le remaillage du domaine de calcul et des parois est nécessaire suite à la déformation de la surface du matériau usiné. Les modèles de maillage dynamique pris en compte sont appelés « Spring-Based Smoothing Model » et « Local Remeshing Model ». Le premier sert à modifier les tailles des cellules dans le domaine de calcul suivant des lois d'élasticité appliqués aux segments de chaque cellules (considérés comme des ressorts dont la raideur est à préciser par l'utilisateur), alors que le deuxième permet de remailler localement les zones déformées suivant des conditions prédéfinies de forme et de taille des mailles.

La disponibilité de ces différents modèles et la possibilité d'en introduire d'autres (comme les modèles d'érosion de la pièce ciblée par le jet et de rebondissement des particules solides appliqués sur la paroi) dans Fluent ont guidé notre choix de cet outil de simulation. Ce logiciel a la capacité de traiter des cas de simulation complexes et multiphysiques. Toutefois, étant donné le couplage entre les différents modèles nécessaires à la simulation du procédé du perçage par jet d'eau abrasif, il est fondamental de passer par des étapes de validation.

Deuxième partie

Modélisation, simulation et validation d'un jet d'eau abrasif et de l'écoulement dans le tube de focalisation

Chapitre 3

Validation des simulations fluidiques et modélisation du jet d'eau abrasif

Sommaire

3.1 Propriétés des jets d'eau chargés d'abrasifs	29
3.1.1 Introduction	29
3.1.2 Simulation numérique d'un jet d'eau abrasif	30
3.2 Simulation d'un jet monophasique impactant	30
3.2.1 Introduction	30
3.2.2 Jets d'eau impactant dans un domaine de calcul rempli initialement d'eau	30
3.2.2.1 Cas de $Re = 90000$	31
3.2.2.2 Cas de $Re = 23400$	32
3.3 Ressaut Hydraulique	38
3.3.1 Introduction	38
3.3.2 Simulation numérique	38
3.4 Modélisation Numérique du Transport des Particules	40
3.4.1 Introduction	40
3.4.2 Jets d'eau chargés libres	40
3.4.3 Jets d'eau chargés impactant	42

3.1 Propriétés des jets d'eau chargés d'abrasifs

3.1.1 Introduction

On s'intéresse à la simulation numérique de la découpe ou du perçage par jet d'eau. La seule différence entre ces deux procédés est que dans le deuxième cas, le jet et le matériau restent fixes l'un par rapport à l'autre alors que dans le premier, le jet (ou le matériau) est caractérisé par une vitesse d'avance. Ces deux procédés sont caractérisés par une vitesse très élevée du liquide allant jusqu'à 900 m/s [32] et servant à transporter des particules abrasives. Ce jet va impacter une paroi solide. Ensuite, cette paroi va être érodée sous l'effet de l'impact des abrasifs dont l'énergie cinétique est également très élevée.

3.1.2 Simulation numérique d'un jet d'eau abrasif

Pour parvenir à simuler de tels processus, un logiciel de simulation numérique doit avoir la capacité de simuler des écoulements ayant des propriétés complexes :

- l'écoulement est triphasique, donc le logiciel doit pouvoir traiter des cas multifluides. Dans notre cas le solveur utilisé, Fluent 6, dispose de plusieurs modèles de simulations multiphasiques dont le plus convenable est le modèle VOF³ ;
- les jets sont généralement chargés de particules solides pour améliorer le pouvoir de découpe et augmenter la qualité tout en diminuant le temps nécessaire pour exécuter une tâche. Ceci impose que le solveur fluide doit disposer aussi de modèles de transport de phases discrètes ;
- le jet est expulsé à une très haute vitesse dans le but d'accélérer les particules abrasives avant d'impacter la pièce de travail ciblée. Il sera donc certainement nécessaire de simuler un écoulement turbulent et dans une certaine mesure compressible ;
- le jet n'est pas libre, c'est à dire que c'est un jet qui impacte la paroi du solide à usiner. Il faudra donc tester les capacités du logiciel à bien traiter cette caractéristique.

La validation des simulations numériques doit être faite en se référant à des travaux expérimentaux et numériques précédents. Mais le manque d'études détaillées d'un jet présentant l'ensemble des caractéristiques citées ci-dessus, que ce soit en expérimental ou en numérique, rend cette validation difficile. Avant de proposer une simulation présentant toute la complexité d'un jet abrasif industriel, nous préférons valider point par point tous les phénomènes importants de ce type d'applications. On effectuera donc les validations suivantes :

- jets monophasiques impactant à des nombres de Reynolds $Re = 90000$ et $Re = 23400$;
- ressauts hydrauliques ;
- jets d'eau chargés : libre et impactant.

3.2 Simulation d'un jet monophasique impactant

3.2.1 Introduction

On distingue sous le titre « jet monophasique » des jets liquides comme l'eau dans un milieu rempli initialement de ce même liquide ainsi que des jets d'air (ou d'un autre gaz) dans de l'air. L'examen de la littérature révèle un certain nombre d'expériences sur des jets monophasiques (liquides ou gazeux) qui impactent des parois indéformables. Un paramètre important affectant l'évolution de ces écoulements est le rapport de la distance qui sépare la buse de la paroi d'impact notée H/D [37]. Les propriétés de ces jets sont représentées dans la suite, avant et après l'impact.

3.2.2 Jets d'eau impactant dans un domaine de calcul rempli initialement d'eau

Plusieurs cas sont traités en imposant des vitesses de tir différentes. On en note deux : le premier avec un nombre de Reynolds de 90000 et le second ayant un nombre de Reynolds plus petit, soit $Re = 23400$. Le nombre de Reynolds est basé sur la vitesse débitante du jet et le diamètre de la buse.

3. Volume Of Fluid.

3.2.2.1 Cas de $Re = 90000$

Un exemple important est le travail de Souris *et al.* [53]. Les auteurs ont repris les travaux expérimentaux de Knowles et Myszko [22] pour les comparer à des modèles analytiques et numériques.

Ce travail expérimental est repris ici et fait l'objet d'une simulation numérique dans un domaine de calcul aux dimensions identiques à celles de l'expérience. Le fluide utilisé dans le jet est de l'air qui sort d'une buse circulaire de diamètre $D = 12,7 \text{ mm}$ ($1/2''$). La vitesse moyenne de l'air est de $90,15 \text{ m/s}$ ce qui donne un nombre de Reynolds de $Re = 90000$. La paroi impactée est placée perpendiculairement à l'axe du jet et à une distance $H = 10D$ sous la sortie de la buse. La structure du jet est représentée sur la figure 3.1.

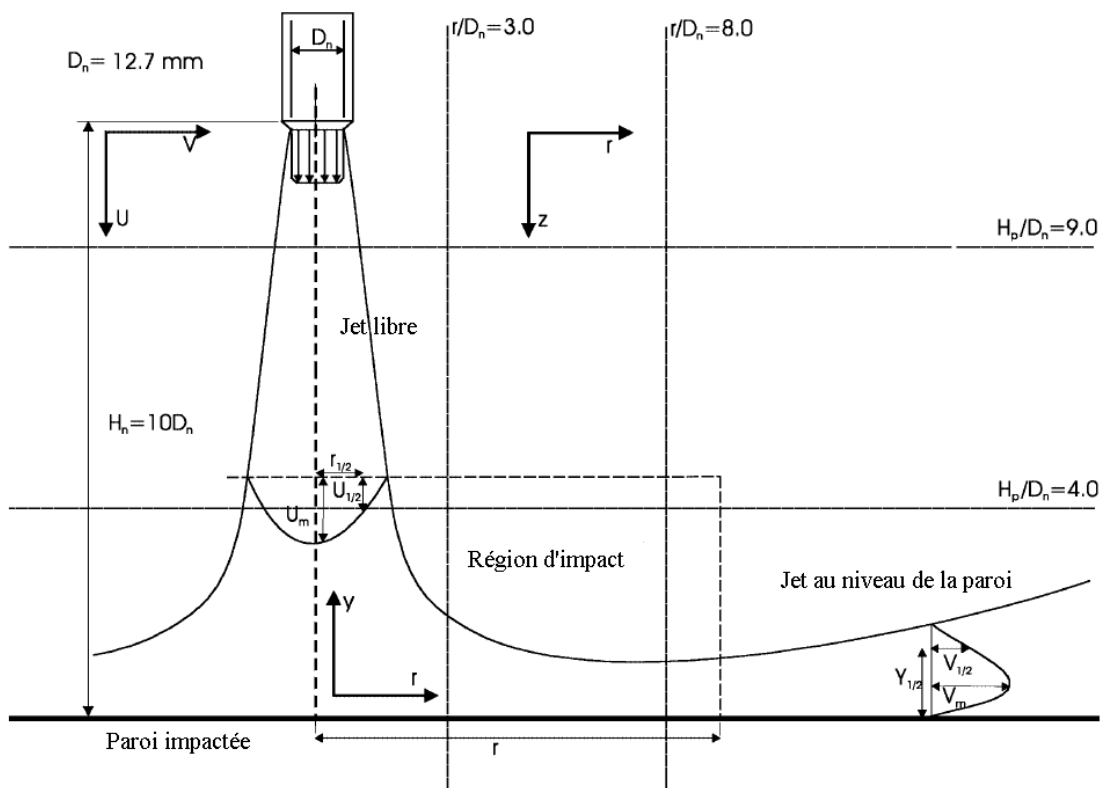


FIGURE 3.1 – Structure et dimensions du jet étudié.

Un calcul numérique stationnaire est réalisé en mode 2D axisymétrique pour simuler cet écoulement. Le modèle de turbulence utilisé est le modèle $k - \varepsilon$ dit « réalisable » qui est bien adapté au calcul des jets. Les équations qui gèrent l'écoulement sont donc les équations de Navier-Stokes moyennées (modèles « RANS » pour Reynolds Averaged Navier-Stokes). Aucun modèle de compressibilité n'a été ici employé. Le domaine de calcul contient une entrée du fluide représentant la sortie de la buse qui laisse passer de l'air avec un débit massique de $0,014 \text{ kg/s}$ correspondant à une vitesse moyenne débitante de $90,15 \text{ m/s}$. Une condition d'adhérence est appliquée sur la paroi impactée. Ce domaine est maillé d'une façon très fine dans la partie du jet et dans la zone de l'impact. Sur la paroi d'impact, les valeurs de y^+ , qui est une variable de contrôle de la taille des cellules du maillage qui se situent au voisinage des

parois, sont de l'ordre de 30 à 40 de manière à être compatibles avec les lois de parois utilisées. Il contient 18360 cellules (ou bien 18634 nœuds). Les résultats obtenus sont satisfaisants et sont en bon accord avec ceux présentés par Souris *et al.* Ceci apparaît clairement dans les graphiques de la figure 3.2 où on montre quelques comparaisons sur les profils des vitesses adimensionnées dans la partie du jet libre. Quand le jet rentre en collision avec le solide, il va changer de direction tout en conservant le même débit volumique parce que l'eau est ici considérée parfaitement incompressible. Le liquide est alors guidé par la surface du matériau impacté. Les deux ensembles de courbes de la figure 3.3 montrent des comparaisons entre les profils de vitesses numériques et expérimentaux dans la partie du jet parallèle à la paroi « walljet ». Pour ces vitesses pariétales, l'accord entre nos résultats et les différents résultats de Souris *et al.* est très satisfaisant.

3.2.2.2 Cas de $Re = 23400$

Un autre jet impactant dont le fluide utilisé est l'eau est simulé, mais cette fois avec une vitesse plus faible. La vitesse moyenne est de l'ordre de 1,77 m/s et le nombre de Reynolds est $Re = 23400$. L'expérience, dont le dispositif est représenté sur la figure 3.4, dans ce cas a été réalisée par Hargrave *et al.* [13].

L'impact se situe à une distance $h = 2D$ où D est le diamètre intérieur de la buse qui vaut ici $D = 13,3$ mm. La simulation numérique dans ce cas, a été construite avec les mêmes modèles que dans le cas à $Re = 90000$ mais avec un domaine de calcul légèrement différent où nous avons laissé se développer le jet dans un tube de longueur $L = 80D$ avant de quitter la buse. Une vitesse moyenne valant 1,77 m/s est imposée à l'entrée de ce tube qui représente la buse du jet. Ceci permet de laisser évoluer le profil de vitesse afin d'obtenir un profil d'écoulement turbulent dans une conduite circulaire. Ce dernier est comparé avec celui obtenu par l'expérience décrite par les auteurs de l'article cité ci-dessus. La figure 3.5 confirme bien notre hypothèse et notamment le fait que le profil peut être approximé par une loi en puissance $1/7$. Il est à noter que cette figure révèle aussi l'imprécision des mesures expérimentales qui apparaît dans le fait que le profil mesuré n'est pas parfaitement symétrique par rapport à l'axe central. La paroi d'impact est munie de la même condition d'adhérence qu'auparavant. On distingue dans notre domaine de calcul, qui se limite au réservoir cubique et au tube de longueur $80D$, 47889 cellules et 39186 nœuds. Les parties qui contiennent les mailles les plus fines sont sur les parois du tube et dans la zone d'impact du jet.

Les mesures de vitesse sont effectuées dans trois zones différentes qui sont repérées sur la figure 3.6 par $P1$, $P2$ et $P3$ respectivement.

Les profils des vitesses pariétales (radiale et axiale) trouvés numériquement correspondent bien avec ceux de l'expérience, ce qui montre que la propagation du jet après l'impact est bien reproduite par le logiciel retenu. Les comparaisons sont faites à plusieurs distances de l'axe et sont représentées sur les figures 3.7 et 3.8. Certaines incertitudes de mesure de Hargrave *et al.* sont visibles sur les figures 3.7 et 3.8. Par exemple la vitesse radiale sur l'axe de symétrie du jet n'est pas nulle le long de cet axe, et les mesures expérimentales de vitesse dans la zone très proche de la paroi sont aussi bruitées.

Ces premiers résultats en écoulement monophasique montrent bien que les simulations numériques réalisées avec Fluent peuvent être très proches de la réalité produite par les expériences mentionnées. Le modèle de turbulence $k - \varepsilon$ « réalisable » semble donc bien adapté à notre application de même que les méthodes numériques employées par Fluent. Nous avons ici utilisé un solveur dont la discrétisation spatiale est précise à l'ordre 2. Ces paramètres seront maintenus dans la suite de notre étude.

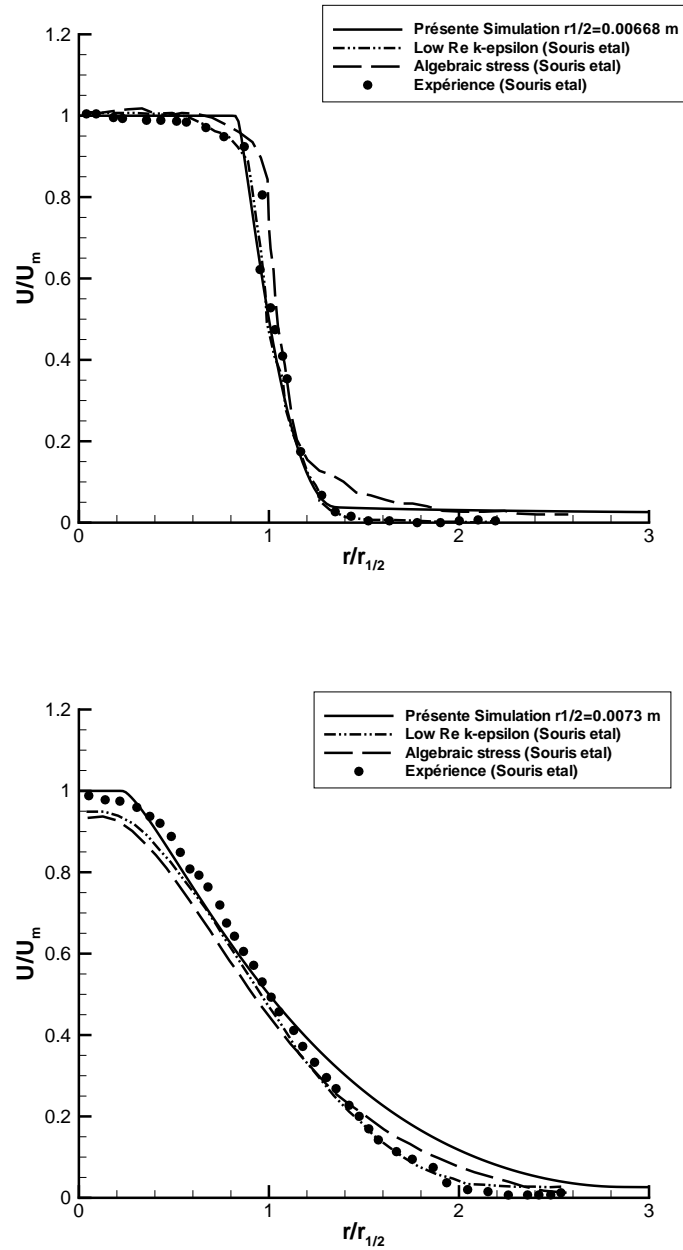


FIGURE 3.2 – Profils de vitesses du jet. En haut : à une distance égale au diamètre D de la buse ($9D$ loin de la surface d'impact). En bas : à une distance égale à $6D$ de la buse ($4D$ loin de la surface d'impact). La « position radiale » est une valeur normalisée par $r_{1/2}$ qui est la distance radiale correspondant à la mi-vitesse maximale. La vitesse est également normalisée en divisant par sa valeur maximale.

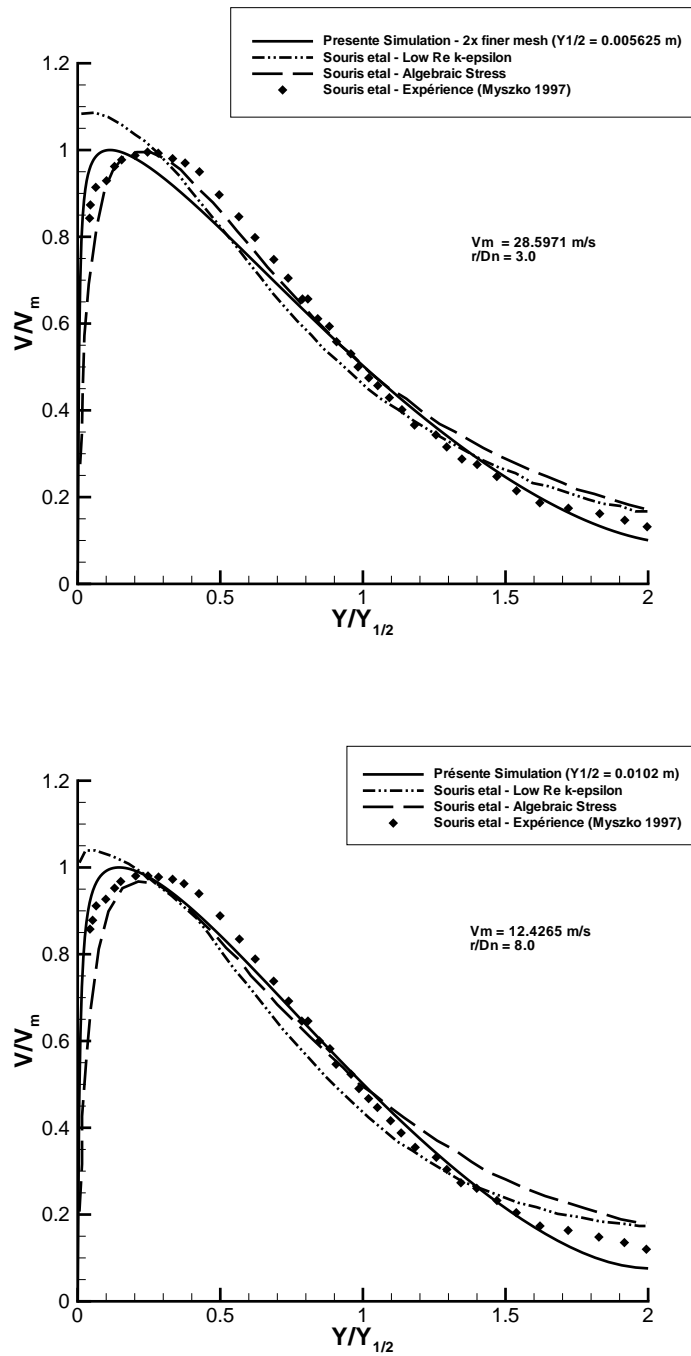


FIGURE 3.3 – Profils de vitesses du jet sur la paroi impactée « walljet ». En haut : à une distance $3D$ loin de l’axe du jet. En bas : à une distance égale à $8D$. $Y/Y_{1/2}$ est une valeur normalisée issue de la position axiale, la normalisation est faite en divisant par $Y_{1/2}$ qui est la distance axiale correspondant à la mi-vitesse maximale.

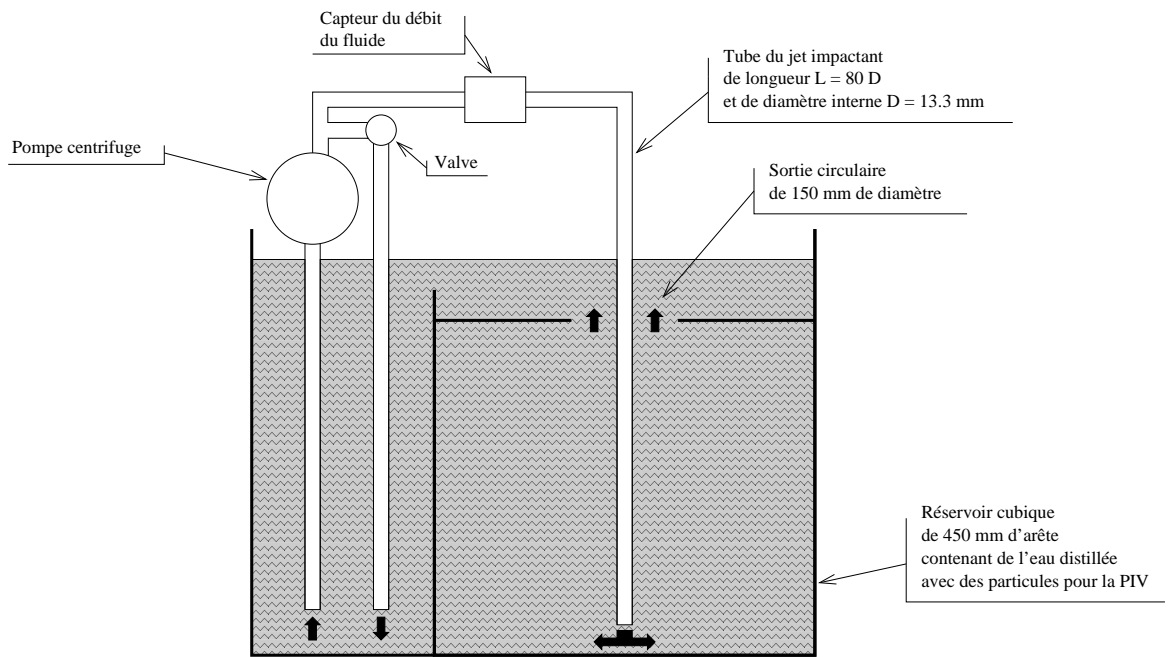


FIGURE 3.4 – Schéma du jet immergé et de l'écoulement associé.

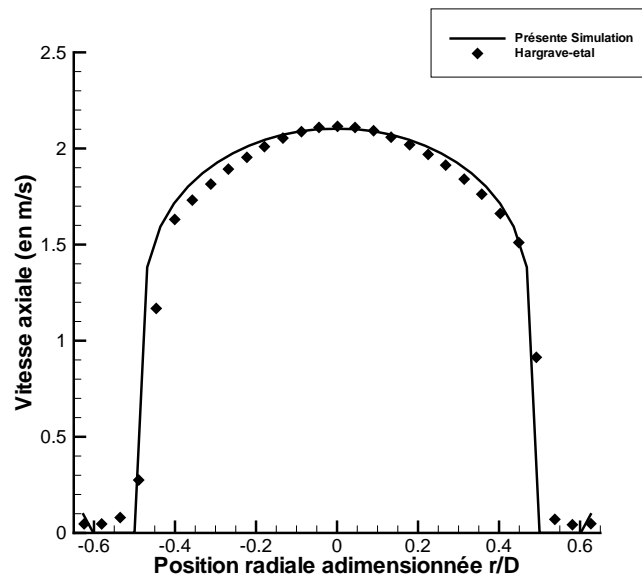


FIGURE 3.5 – Profils de la vitesse axiale à la sortie de la buse.

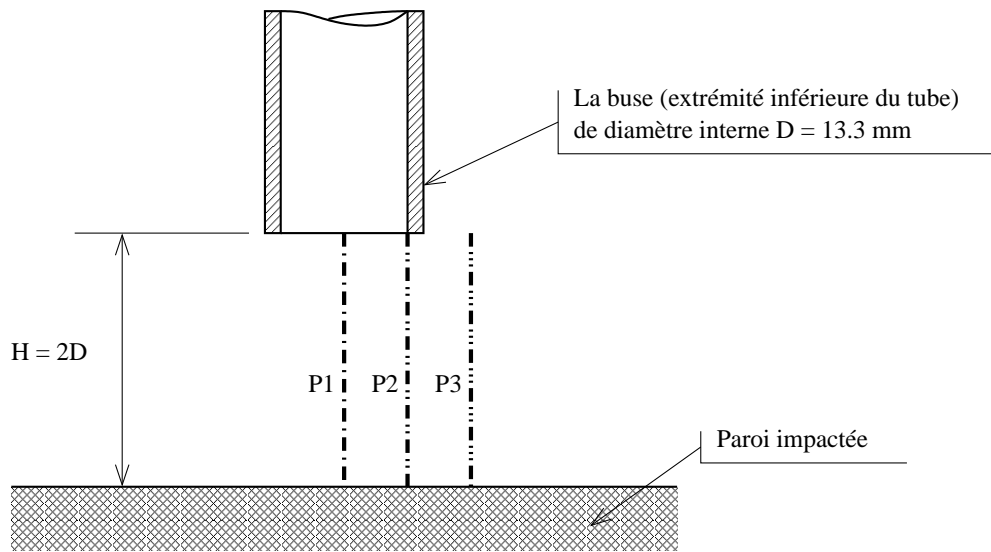


FIGURE 3.6 – Zones de mesure des profils de vitesse.

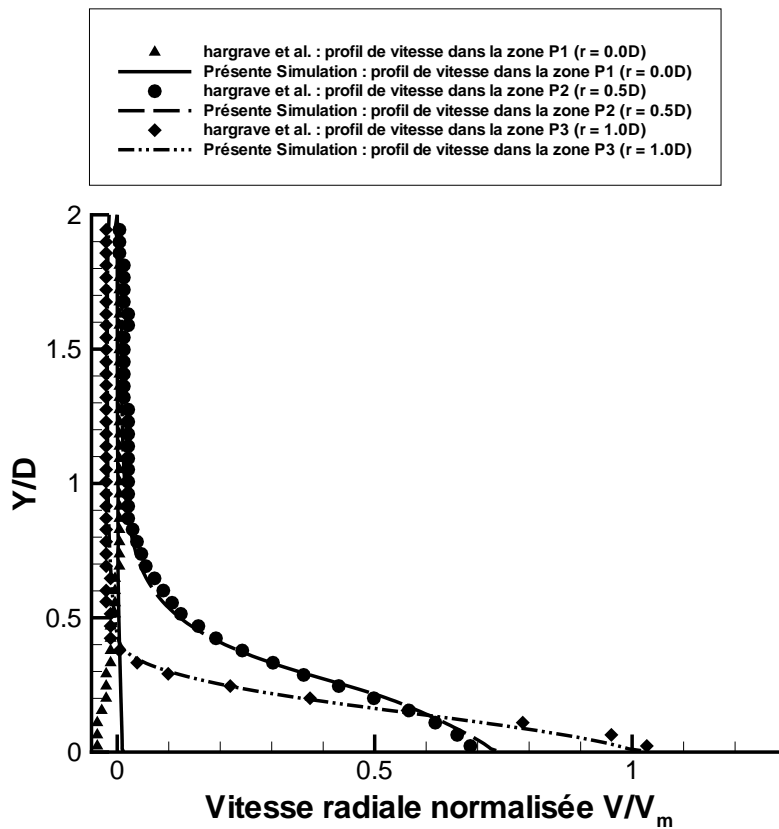


FIGURE 3.7 – Profils de vitesses radiales dans les trois positions radiales : P1, P2 et P3.

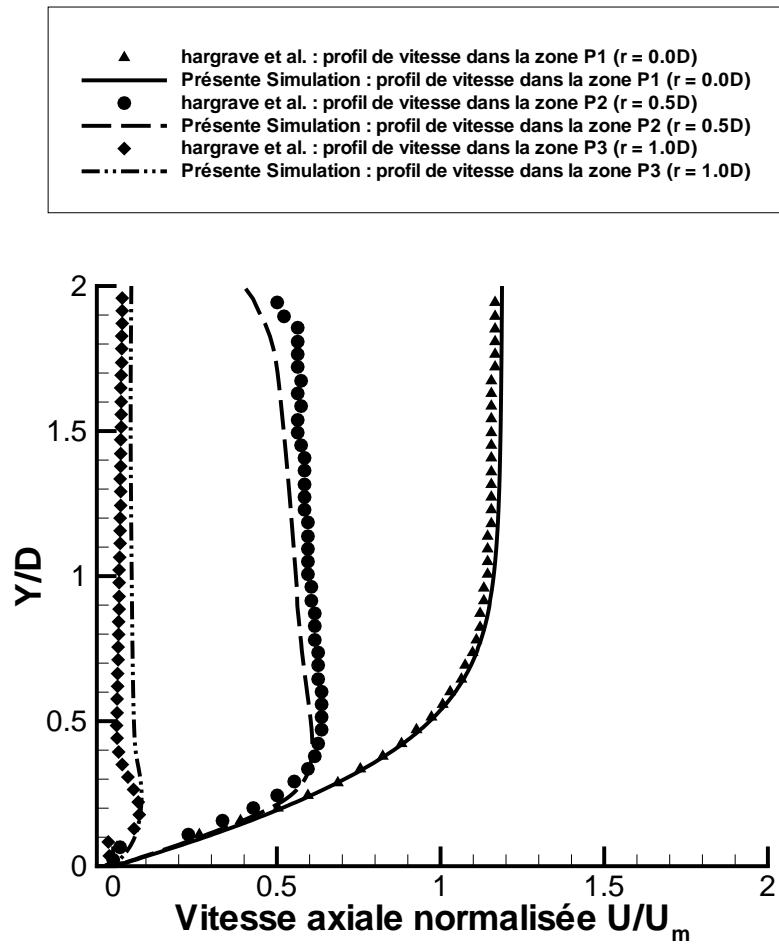


FIGURE 3.8 – Profils de vitesses axiales dans les trois positions radiales : P1, P2 et P3.

3.3 Ressaut Hydraulique

3.3.1 Introduction

Nous allons valider ici l'aptitude du logiciel à simuler des écoulements biphasiques.

Le ressaut hydraulique apparaît quand un jet vertical (ou bien incliné) impacte une surface horizontale et s'étale dans la direction radiale sur cette surface. Bien que relativement simple à reproduire expérimentalement, la compréhension, la modélisation et la simulation du ressaut hydraulique sont des tâches beaucoup plus difficiles. Ceci est dû - d'après [58] - à une surface libre très déformée, à la couche limite et à la séparation des écoulements.

La reproduction numérique de ce phénomène représente donc un cas test intéressant et difficile afin de bien valider le modèle multifluide utilisé, qui est ici le modèle VOF et surtout sa capacité à reproduire les interfaces. Le jet sort d'une buse à une certaine vitesse et rentre dans le domaine de calcul qui est généralement rempli d'air, d'où l'existence des deux fluides dans les calculs.

Un ressaut hydraulique typique d'après Kate *et al.* [21] est représenté sur la figure 3.9. Sur la surface du solide impacté on distingue deux régions : la zone de l'impact, et la zone du jet pariétal. Ces deux régions sont ensuite découpées en cinq sous groupes S1, S2, S3, S4 et S5 comme l'indique la figure 3.10. Ces sous régions sont connues respectivement comme

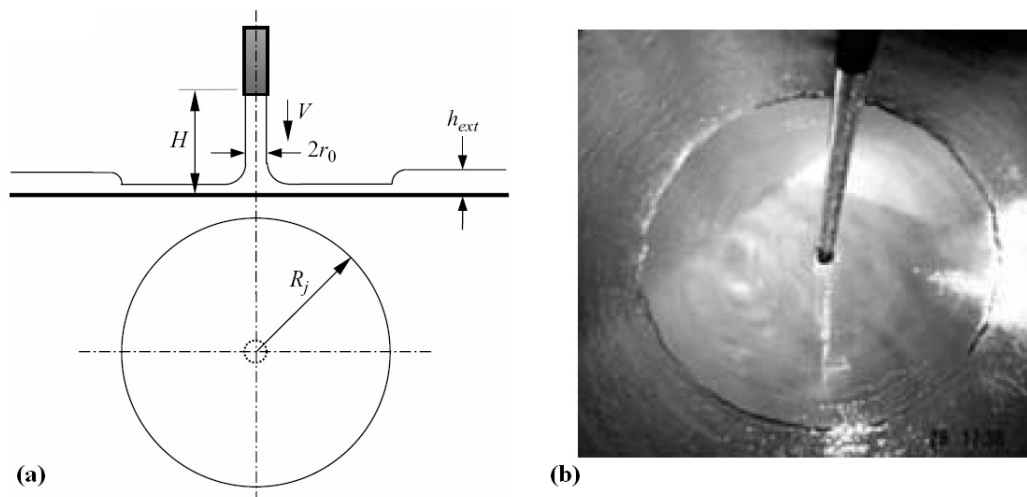


FIGURE 3.9 – Exemple d'un ressaut hydraulique dans le cas d'un jet vertical impactant. (a) Représentation des grandeurs, (b) photo d'une expérience de Kate *et al.* où $Q = 0,0001 \text{ m}^3/\text{s}$, $D_{buse} = 8 \text{ mm}$.

la région de l'écoulement de type couche limite, la région du jet complètement développé, la région immédiatement avant le ressaut, la région du ressaut hydraulique, la région en aval du ressaut.

3.3.2 Simulation numérique

Un domaine de calcul en 2D axisymétrique est construit avec 27000 cellules dont les plus fines se situent dans les zones de la couche limite et le long de la paroi impactée (la largeur de la plus petite maille est de 0,1 mm). Comme les calculs sont biphasiques (le modèle multifluide

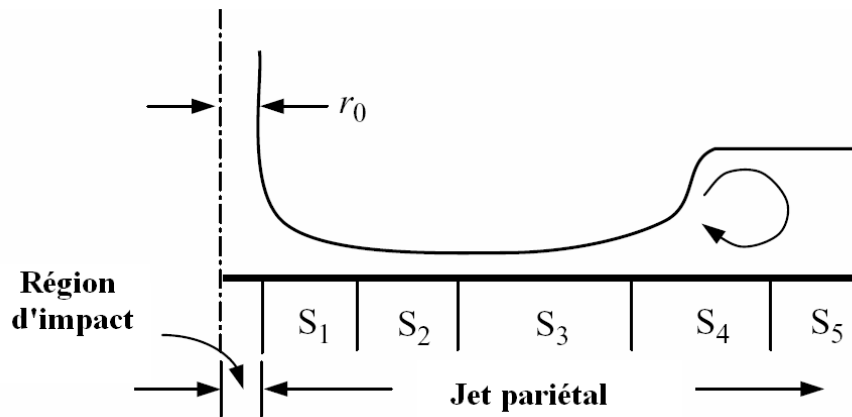


FIGURE 3.10 – Régions de l'écoulement dans le cas d'un jet normal impactant.

employé étant le VOF) donc les calculs doivent être instationnaires suite à des limitations imposées dans le logiciel de simulation.

Plusieurs cas sont traités tout en changeant la vitesse d'entrée de l'eau mais en gardant tous les autres paramètres de calcul. Le diamètre de la buse est de 10 mm, la distance entre la sortie de l'eau et la surface rigide est maintenue à 100 mm ($H/D = 10$). Le domaine est supposé circulaire et d'un diamètre de 600 mm. Le modèle de turbulence employé est le $k - \epsilon$ standard, et le modèle multiphasique est le VOF explicite. La gravité est prise en compte.

Les simulations ont été effectuées durant un temps assez long pour atteindre un état stationnaire : les pas de temps utilisés pour simuler l'évolution des flux sont respectivement 6.10^{-5} s, 3.10^{-5} s, 2.10^{-5} s, 1.10^{-5} s et 1.10^{-5} s pour les cinq configurations examinées et qui correspondent à des débits volumiques d'eau Q égaux à 5.10^{-5} , 10.10^{-5} , 15.10^{-5} , 20.10^{-5} et 25.10^{-5} m³/s successivement.

Ces simulations ont reproduit, comme prévu, toutes les zones et les sous-zones des ressauts hydrauliques, ce qui a permis de procéder à une évaluation des valeurs de leurs positions, *i.e.* les distances R_j de l'axe du jet aux positions des ressauts (figure 3.9).

La figure 3.11 illustre le bon accord entre les présentes simulations numériques et les travaux précédents surtout les travaux expérimentaux.

Il faut préciser que la légère surestimation détectée dans les simulations pourrait être une conséquence de la taille du domaine (27000 cellules), qui a été optimisé afin de donner des résultats précis sans entraîner de coûteux calculs. Repousser plus loin les limites du domaine est susceptible de réduire l'influence des conditions aux limites sur le calcul et ensuite sur les résultats.

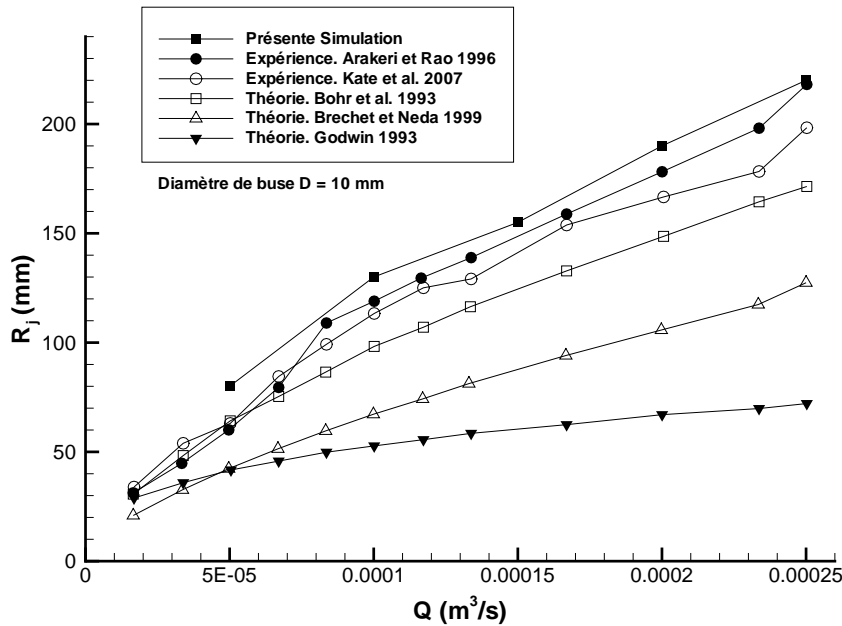


FIGURE 3.11 – Rayons des ressauts hydrauliques (R_j) en fonction du débit volumique de l'eau.

3.4 Modélisation Numérique du Transport des Particules

3.4.1 Introduction

Afin de reproduire numériquement le mouvement des particules injectées dans un écoulement liquide, un solveur doit être équipé de modèles de transport des phases discrètes telles que le bilan des forces d'équilibre, la force de portance de Saffman, et bien d'autres...

3.4.2 Jets d'eau chargés libres

Parmi les nombreuses études existantes sur les jets chargés de particules, nous avons particulièrement retenu les travaux expérimentaux de Shuen *et al.* [49] à la NASA en 1983, les travaux plus récents de Sijercic *et al.* [50] qui ont récemment (2007) reproduit mathématiquement et numériquement certains des travaux de la NASA et les travaux de Liu en 2007 [25] qui sont déjà mentionnés brièvement dans le chapitre 2.

Le domaine de calcul est commun pour toutes les simulations : une buse de longueur $L = 981$ mm et diamètre intérieur $D = 10,9$ mm conduit l'air dans un réservoir circulaire. Il y a 31750 cellules dans le domaine construit en 2D axisymétrique. Trois configurations ont été choisies et simulées numériquement : un premier cas où l'écoulement est monophasique (de l'air pur) et deux autres avec des jets d'air mais chargés de particules de sable. Les propriétés de ces écoulements sont décrites dans le tableau 3.1.

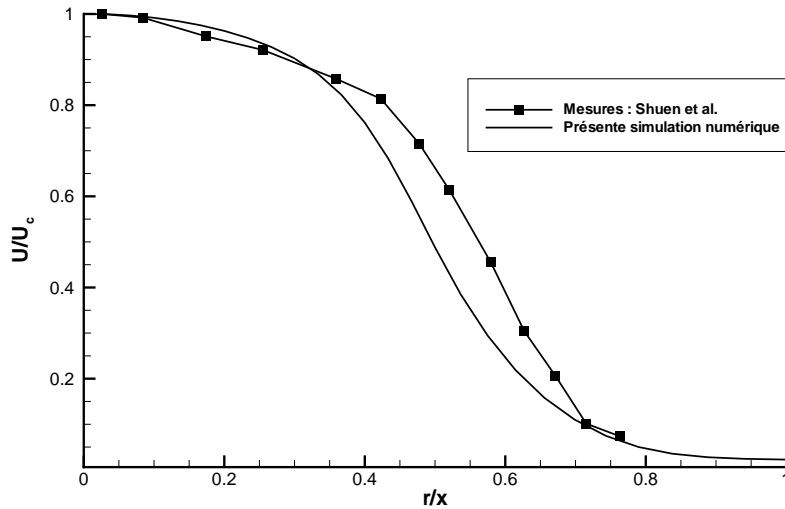
Dans les trois cas, l'écoulement est considéré comme turbulent et incompressible. L'interaction des particules avec la phase continue du jet est négligée, car leur proportion volumique par rapport à l'air est très petite et peut même être négligée.

Dans la figure 3.12, le profil de vitesse en $x = D$ donné par la simulation numérique du jet d'air pur correspondant au cas 1 défini dans le tableau 3.1, est comparé avec celui

	Jet monophasique	Jets chargés de particules	
	Cas 1	Cas 2	Cas 3
Diamètre moyen des particules (μm)	-	79	119
Particule : matériau / densité (kg/m^3)	-	sable / 2620	sable / 2620
Rapport de chargement en masse (part/air)	0	0,2	0,2
Vitesse d'air (m/s)	32,12	26,07	29,86
Vitesse des particules (m/s)	-	24,13	24,20

TABLE 3.1 – Récapitulatif des cas étudiés.

mesuré par Shuen *et al.* Les deux courbes se coïncident relativement bien, même si certaines incohérences existent dans la région où $r = 0,45D$ jusqu'à $r = 0,65D$, qui pourrait être due à des incertitudes des mesures expérimentales qui sont anciennes de 25 ans, surtout qu'on a observé une bonne entente jusqu'à présent dans les différentes comparaisons durant le présent travail dans les cas des jets libres. La vitesse sur l'axe est également reportée sur la figure 3.13 et montre un assez bon accord avec l'expérience (en particulier pour x/D inférieure à 10).


 FIGURE 3.12 – Profils de vitesse à une distance $x = 1D$ au dessous de la sortie de la buse.

Dans les figures 3.14 et 3.15, sont affichés respectivement les profils des vitesses de l'air et des particules sur l'axe du jet du cas 2 du tableau 3.1. Les comparaisons sont effectuées entre les résultats numériques et les données fournies par Sijercic *et al.* [50] ainsi que celles de Shuen *et al.* [49].

D'autre part les figures 3.16 et 3.17 sont respectivement, les résultats du même travail mais avec des particules d'un diamètre plus grand cette fois (cas 3 $D_p = 119 \mu\text{m}$).

Les propriétés des jets chargés de particules restent proches de l'expérimentation, en particulier dans la première partie de la zone du jet libre (où $X/D < 10$), d'où l'intérêt de ce type de simulation pour être appliquée dans le cadre de ce travail puisque, dans le cas de l'usinage à jet d'eau, la distance entre la buse et la pièce de travail dépasse rarement $h = 2D$.

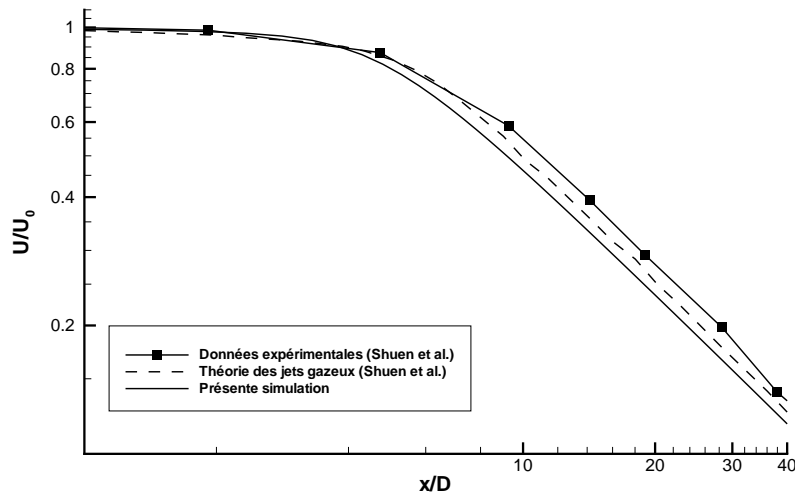


FIGURE 3.13 – Vitesse le long de l'axe du jet d'air pur. La vitesse d'entrée étant de 32,12 m/s.

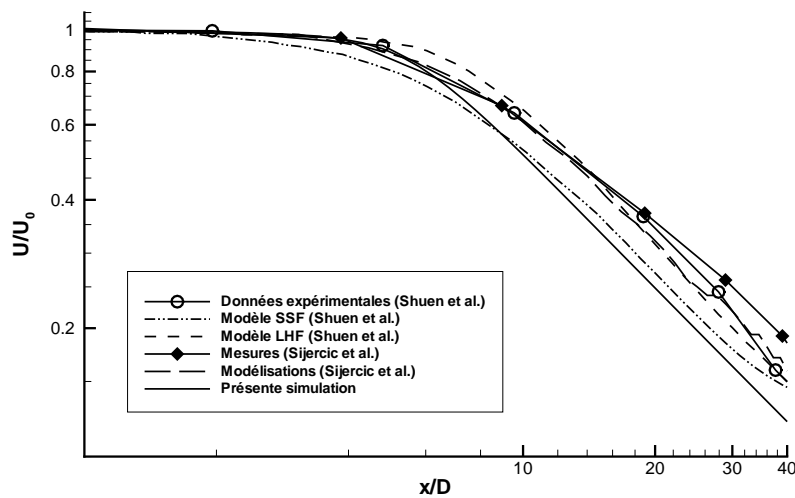


FIGURE 3.14 – Vitesse adimensionnée de l'air le long de l'axe du jet dans le cas 2.

3.4.3 Jets d'eau chargés impactant

Liu propose des simulations numériques du perçage par jet d'eau chargé de particules abrasives à l'aide du logiciel commercial CFD2000. Ce solveur permet de réaliser des calculs stationnaires en 3D en se basant sur une résolution de type volumes finis des équations de Navier-Stokes en maillage structuré.

CFD2000 ne dispose d'aucun modèle d'interaction fluide-solide ni d'interaction particules-solide. Liu a construit trois cas de simulation, ce sont des simulations de jets d'eau de 1 mm de

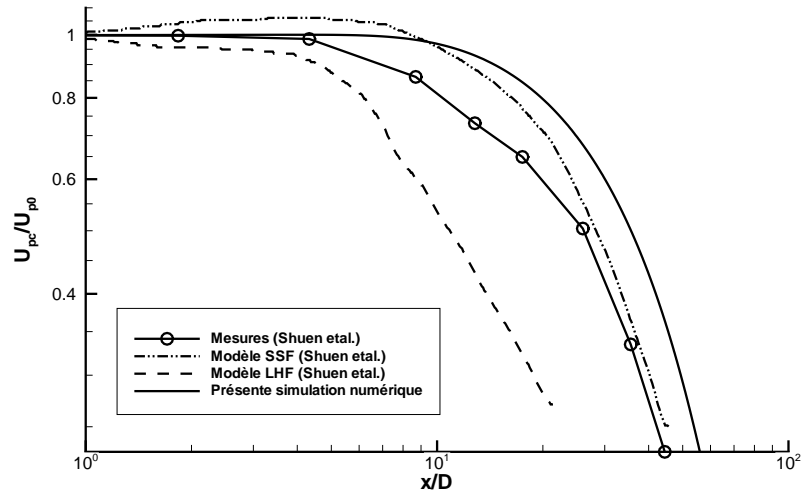


FIGURE 3.15 – Vitesse adimensionnée des particules sur l’axe du jet dans le cas 2.

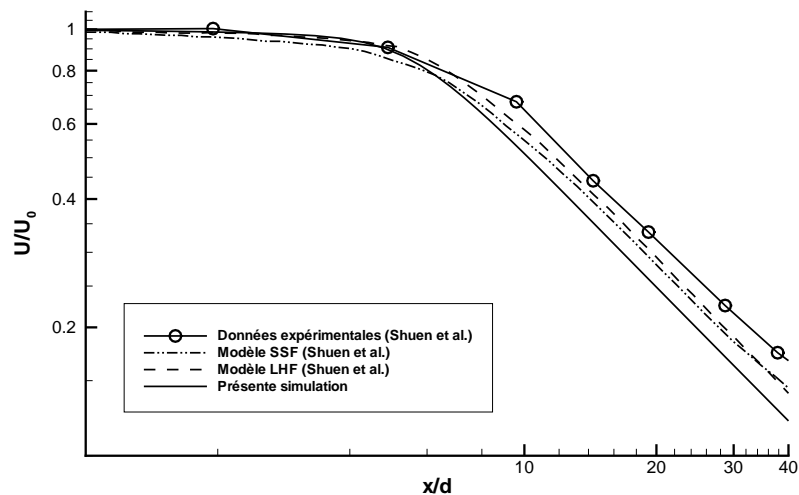


FIGURE 3.16 – Vitesse adimensionnée de l’air le long de l’axe du jet dans le cas 3.

diamètre. Ces jets sont chargés de particules et les parois impactées ont différentes géométries fixées : plane, et perforées de trous de diamètres 1 mm et 2,03 mm respectivement.

Plusieurs cas ont été traités où on a changé la valeur de la vitesse de l’eau v_w mais qui vaut toujours deux fois la vitesse imposée aux particules à l’amont du tube. Les simulations reproduites sont pour $v_w = 756$ m/s et $v_w = 368$ m/s. Le diamètre des particules est supposé uniforme et d’une valeur égale à $70 \mu\text{m}$. Notre domaine de calcul est de 116536 cellules et le modèle de turbulence utilisé est le $k - \varepsilon$ réalisable.

La simulation est faite en cherchant tout d’abord une solution stationnaire sans particules, ensuite celles-ci sont injectées à travers l’entrée du fluide pour avoir une idée de leurs trajec-

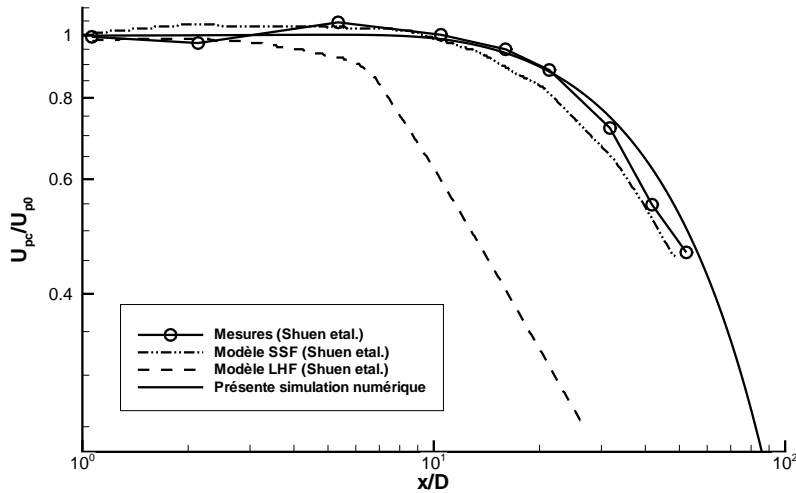


FIGURE 3.17 – Vitesse adimensionnée des particules sur l’axe du jet dans le cas 3.

toires. Les particules pénètrent dans le trou à des vitesses relativement élevées et commencent ensuite à décélérer. Certaines particules possèdent une vitesse suffisante pour arriver jusqu’au fond du perçage et l’impacter ; d’autres, moins rapides, sont évacuées par l’écoulement avant d’avoir atteint le fond du trou. Après un point d’arrêt, les particules remontent vers l’entrée du trou et s’échappent latéralement. Elles sont munies d’une énergie cinétique qui leur permet d’aller impacter la partie solide supérieure du domaine de calcul (située à droite de la buse).

Les figures 3.19 et 3.20 montrent les résultats obtenus, à l’aide de notre logiciel Fluent 6, correspondants au cas du trou de 2,03 mm de profondeur et à 756 m/s comme vitesse de la phase continue. Ces résultats montrent que nous avons bien réussi à reproduire l’évolution de l’écoulement en sa partie fluide. Par contre, les trajectoires des particules que nous avons obtenues sont différentes que celles calculées par Liu en utilisant CFD2000. Ses résultats sont présentés sur la figure 3.18 où on peut voir que les trajectoires des particules et les lignes de courant du fluide se coïncident, alors que les trajectoires que nous avons obtenues (figure 3.20) montrent que les particules heurtent le fond du trou. Après la collision avec cette paroi, les particules ont tendance à rebondir et à se détacher de la trajectoire tracée par les lignes du courant de l’écoulement de l’eau.

Vues la faible profondeur du trou et la vitesse élevée du fluide, on peut réellement s’attendre à un comportement semblable à celui qu’on a trouvé par nos simulations numériques. On peut défendre cette opinion par le fait que des expériences sur des jets similaires, présentées par le même auteur [25], arrivent à creuser des trous allant jusqu’à 60 mm de profondeur, et comme l’érosion est due essentiellement à l’impact des particules sur le solide, on peut en conclure que, même à une profondeur de 60 mm, les particules atteignent le fond du perçage et continuent à éroder la matière. Les particules, selon les simulations numériques faites par Liu, n’arrivent jamais à toucher le fond du trou.

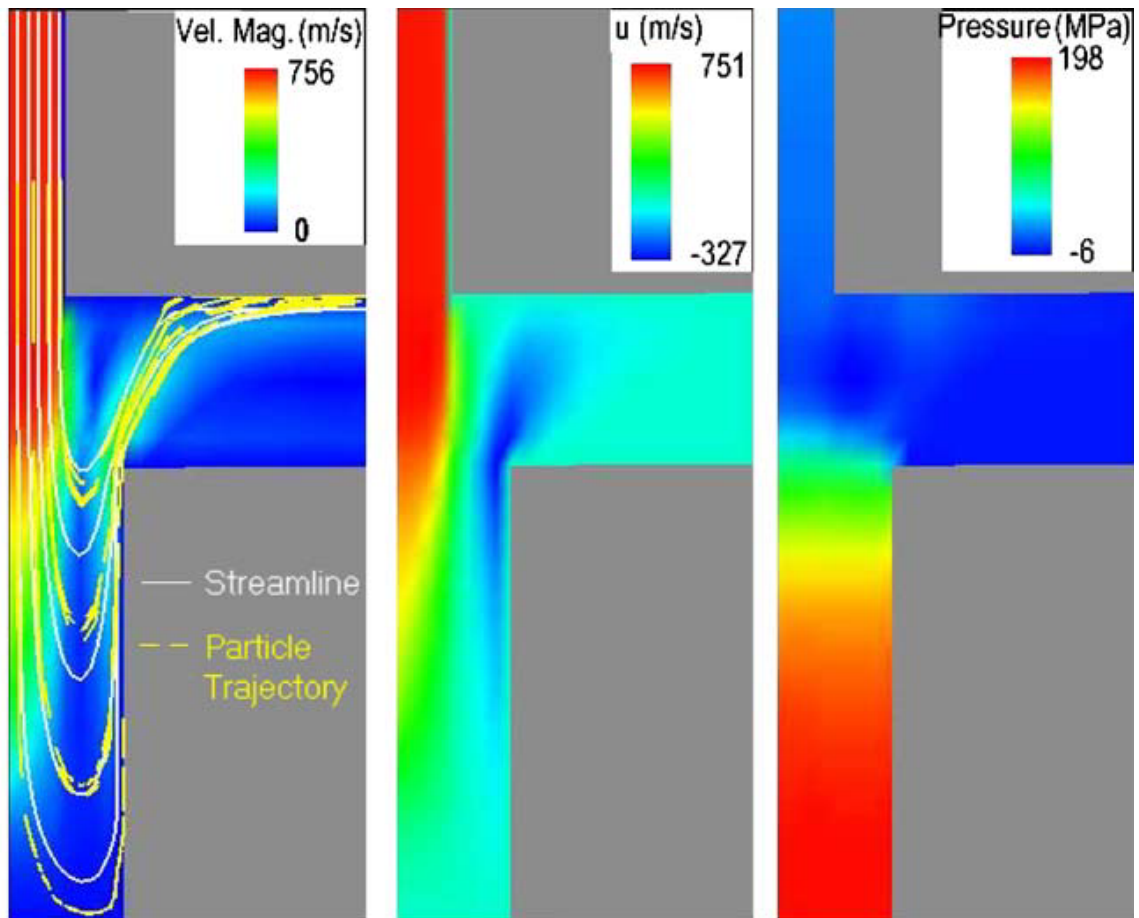


FIGURE 3.18 – Résultats de la simulation de l'écoulement à l'intérieur du trou réalisée par Liu : iso-contours de la norme de la vitesse, iso-contours de la vitesse axiale, et iso-contours de la pression dans le trou.

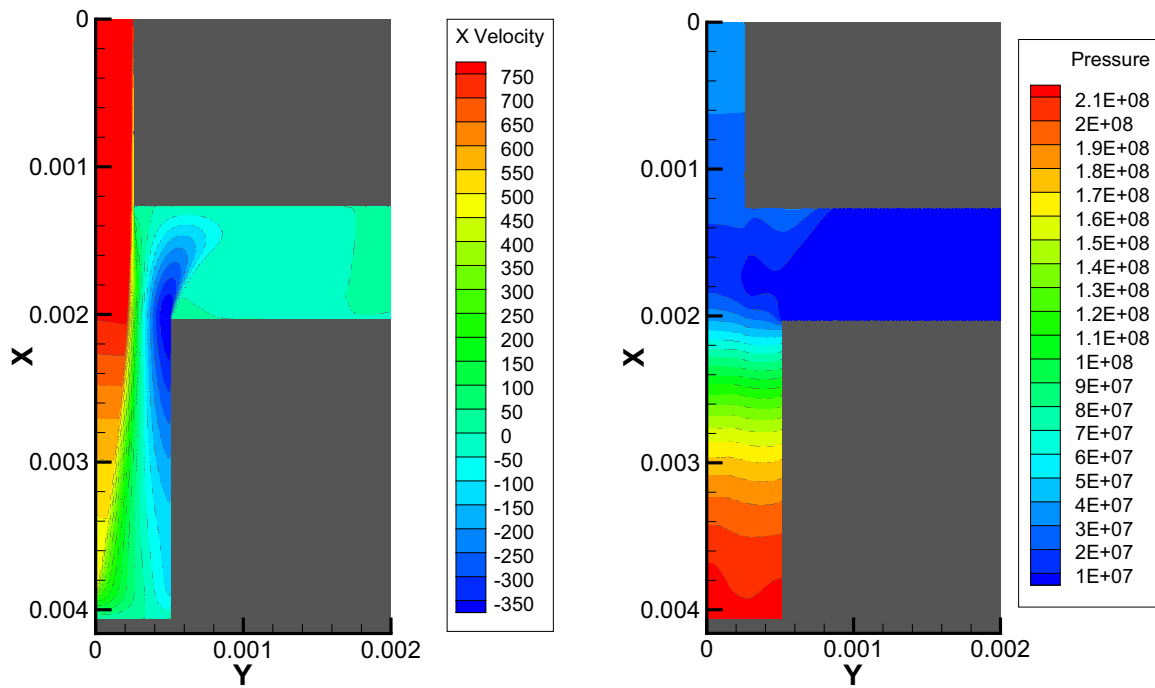


FIGURE 3.19 – Résultats de nos simulations numériques. A gauche : iso-contours de la vitesse axiale de l'eau. Les valeurs négatives représentent l'écoulement de retour où l'eau est évacuée du trou. A droite : iso-contours de pression de l'eau montrant un pic de pression au fond du trou.

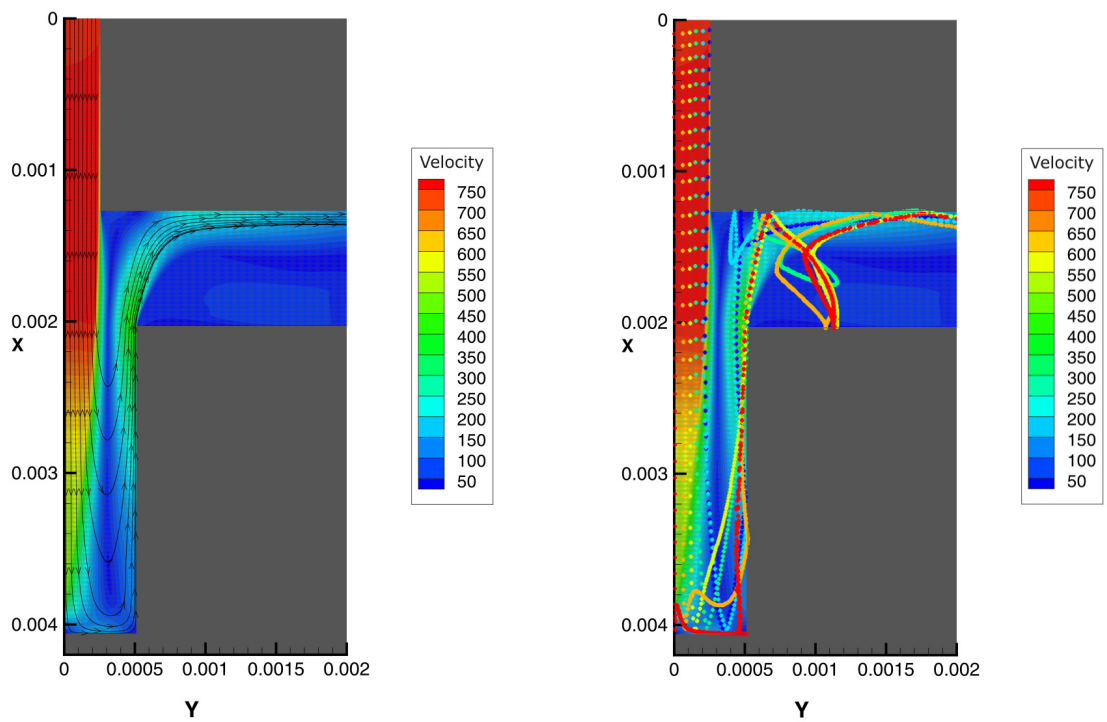


FIGURE 3.20 – Résultats de nos simulations numériques. A gauche : iso-contours de la norme de la vitesse de l'eau dans le jet et les lignes de courant de la phase continue. A droite : trajectoires de certaines particules injectées à l'entrée du jet.

Chapitre 4

Modélisation de l'écoulement dans le tube de focalisation

Sommaire

4.1	Introduction	49
4.2	Modélisations et Simulations numériques	51
4.3	Cas tests de simulation	54

4.1 Introduction

Dans une machine à découpe par jet d'eau, le jet est généré quand l'eau sous haute pression sort à travers du saphir et débouche dans la chambre de mélange. La vitesse du jet au niveau du saphir est calculée tout simplement par l'équation de Bernoulli déjà mentionnée dans le premier chapitre. L'eau se mélange avec l'air et les particules, entre dans le tube de focalisation et puis sort de la buse vers l'air ambiant. Comme on ne sait pas davantage les propriétés de l'écoulement à la sortie du tube, le domaine de calcul qu'il faut construire pour réaliser les simulations numériques du perçage par jet d'eau abrasif doit être composé du tube de focalisation et de l'espace séparant ce tube de la pièce (figure 4.1). Dans ce cas on calcule la vitesse de l'écoulement à l'entrée du tube et on l'impose comme condition d'entrée.

Pour diminuer la taille de ce domaine, la partie du tube de focalisation peut être supprimée tout en imposant comme conditions au bord sur l'entrée du nouveau domaine, les propriétés du fluide et des abrasifs sortant de ce tube. Cette suppression permettra de réduire à moitié le nombre de cellules du domaine.

Raïssi [41] a étudié dans sa thèse l'écoulement du fluide porteur (mélange d'eau et d'air) dans un tube de focalisation (de diamètre interne de de 1,2 mm). Le but de cette thèse était l'optimisation et la conception d'une nouvelle tête de mélange afin d'améliorer les performances de coupe. Ses travaux feront le sujet d'un nombre de simulations numériques reprises dans le cadre de cette thèse afin de les valider pour pouvoir en utiliser les résultats dans des simulations ultérieures.

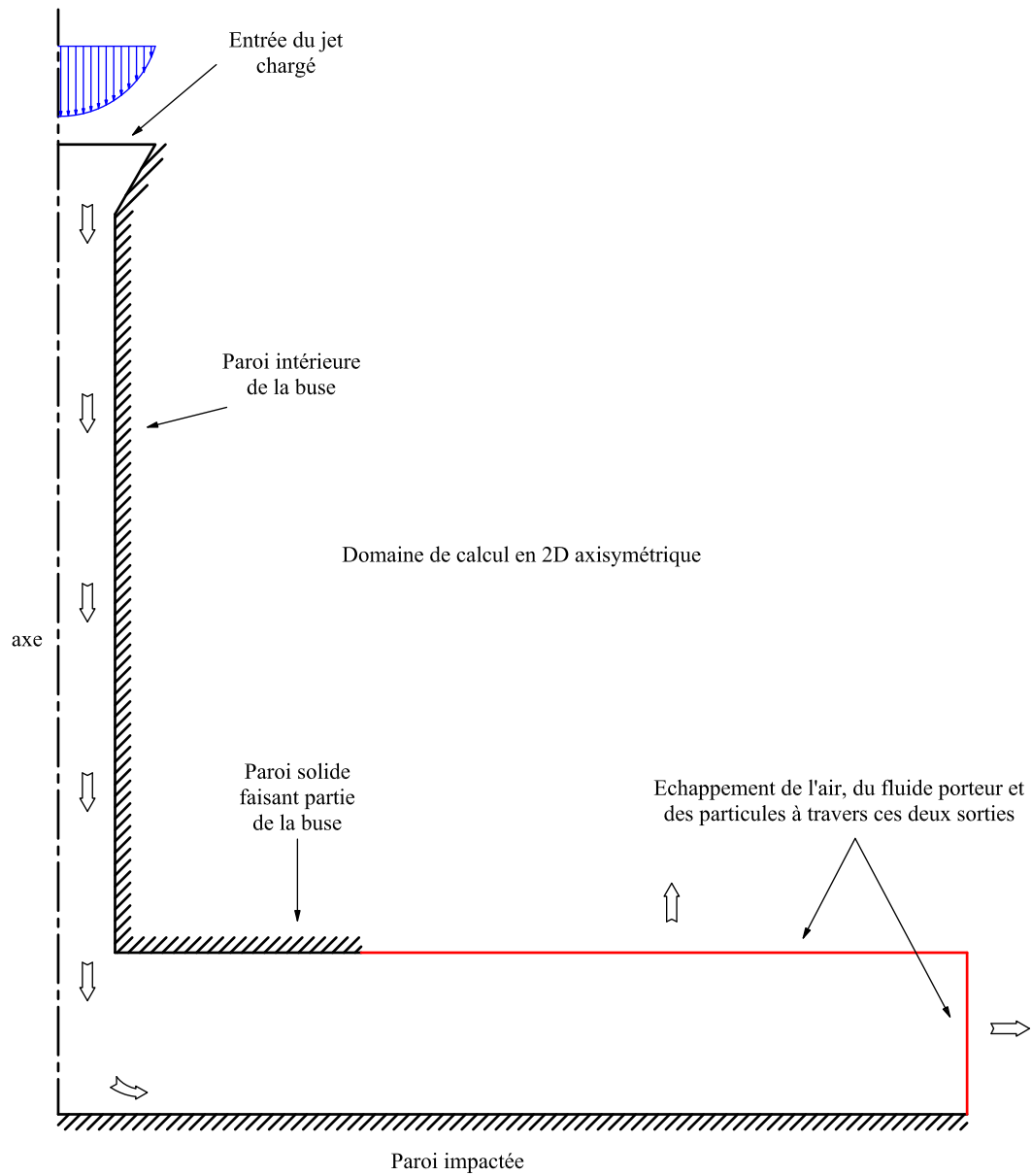


FIGURE 4.1 – Domaine de calcul initial.

4.2 Modélisations et Simulations numériques

Le jet d'eau abrasif se forme suite à son passage par une chambre de mélange eau - abrasifs. En fait l'abrasif rentre, porté par l'air, dans cette chambre et est accéléré par effet venturi. Dans le tube de focalisation les gouttes d'eau accélèrent les particules abrasives déjà ramenées dans la chambre de mélange. C'est dans cette partie de la tête de mélange que se crée le jet d'eau abrasif représenté sur la figure 4.2. Les proportions volumiques de l'eau et de l'air dans le jet final sont de l'ordre de 10 et 90% respectivement.

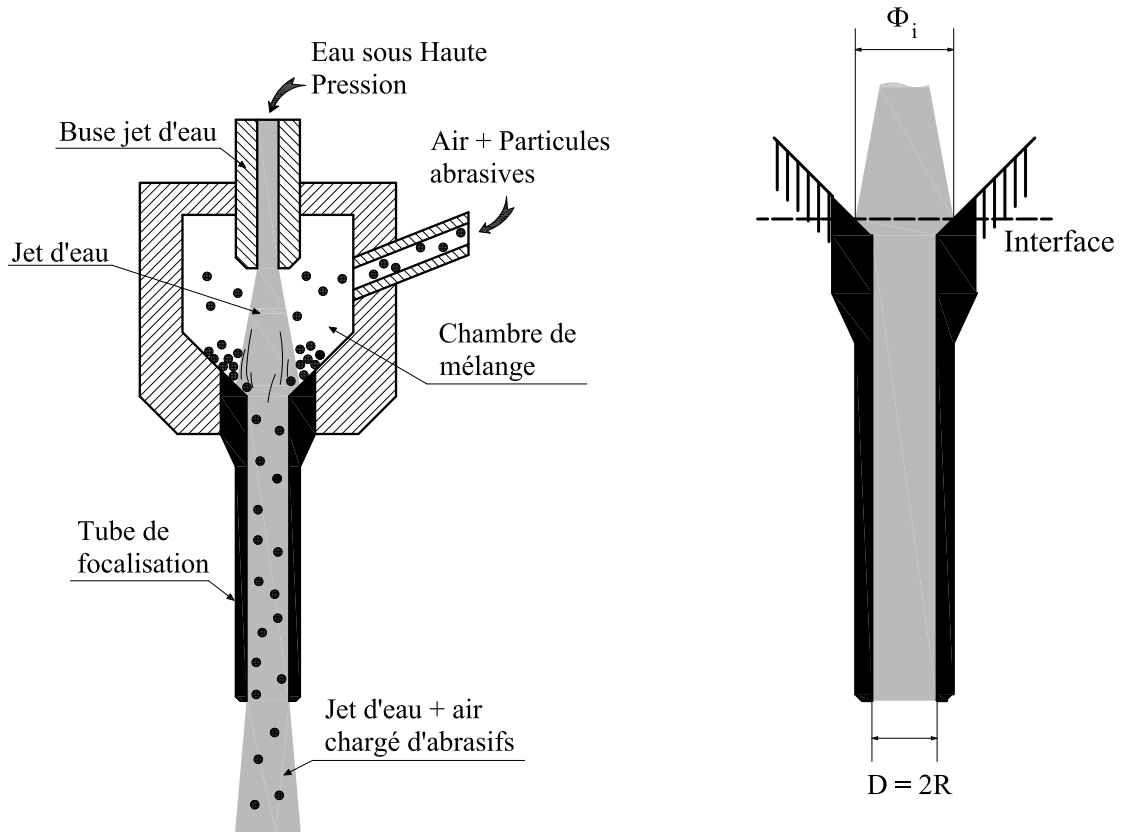


FIGURE 4.2 – Une tête de mélange à entraînement.

FIGURE 4.3 – Section du tube de focalisation représentant l'interface.

Les abrasifs s'accumulent sur les parois de l'entrée du tube et demeurent presque immobiles (dans un état de stagnation) pour un temps très bref avant qu'ils soient entraînés par le jet. Raïssi [41] propose des profils des vitesses et du taux de présence pour ces particules :

- Le profil de vitesse du jet prend la forme suivante :

$$v_1(r) = v_{1,max}(1 - 10\delta^3(r) + 15\delta^4(r) - 6\delta^5(r)) ; \quad (4.1)$$

- Le profil de vitesse des particules est donné par :

$$v_2(r) = v_{2,max}(1 - 10\delta^3(r) + 15\delta^4(r) - 6\delta^5(r)) ; \quad (4.2)$$

δ étant le rapport de la position radiale sur le rayon intérieur du tube à l'interface, $\delta = \frac{r}{R_i}$. L'interface est définie comme étant la première section de contact entre le jet d'eau et le tube de focalisation comme indiquée sur la figure 4.3.

– Le taux de présence est donné par :

$$\alpha_2(r) = \begin{cases} 0 & \text{pour } r < \frac{1}{3}\Phi_i ; \\ \alpha_{2,max} \left[1 - \frac{3(R-r)}{R}\right]^{S_n} & \text{pour } r < \frac{1}{3}\Phi_i. \end{cases} \quad (4.3)$$

Ces profils sont représentés graphiquement sur la figure 4.7. la superposition des deux profils montre bien l'hypothèse de l'accumulation des particules dans la zone conique à l'entrée du tube de focalisation et ayant des vitesses presque nulles alors que dans le cœur du jet on peut apercevoir l'absence de tout abrasif.

Avec ces données, deux simulations numériques instationnaires ont été menées dans un domaine de calcul en 2D axisymétrique de 86987 cellules. Ce domaine s'étend de l'interface jusqu'à la sortie du tube (figure 4.4).

Les modèles mis en jeu sont comme dans la plupart des simulations réalisées dans le cadre de cette thèse :

- le modèle k- ε comme modèle de turbulence ;
- le modèle de transport des particules est toujours celui décrit dans le chapitre précédent ;
- le VOF pour simuler le coté multiphasique du jet.

Afin de simplifier les conditions d'entrée, très complexes, du fait de la présence de l'eau et de l'air, on a préféré employer un fluide homogène ayant les mêmes propriétés que ce mélange. Le problème de trouver un bon modèle de la viscosité du fluide homogène apparaît. Contrairement à la masse volumique par exemple qui peut être facilement calculée en utilisant la loi :

$$\rho_{fluide} = \alpha_{eau}\rho_{eau} + \alpha_{air}\rho_{air}, \quad (4.4)$$

où α représente la proportion volumique de chaque composant, la viscosité homogène n'est pas simple à trouver. Plusieurs travaux ont été menés pour résoudre ce problème. Massoudi résume dans son article [29] les théories les plus connues sur la viscosité d'un mélange. Il décrit les cas des mélanges fluide-solide et fluide-fluide. La procédure utilisée consiste à trouver d'abord la viscosité du mélange eau-air et ensuite celle du mélange fluide homogène-abrasifs.

Dolezalek et Schulze [5] ont utilisé une expression pour trouver la viscosité de deux fluides A et B faisant intervenir ce qu'on appelle « viscosité mutuelle » ou η_{AB} et qui est due à l'interaction entre les particules des deux fluides, cette expression a été revue et validée par Sampaio et Williams en 1977 [44] :

$$\mu = \alpha_A^2\eta_A + \alpha_B^2\eta_B + 2\alpha_A\alpha_B\eta_{AB}, \quad (4.5)$$

où α_A et α_B sont les proportions volumiques de chaque fluide, et η_A et η_B sont les viscosités des deux fluides à l'état pur. Ils proposent que :

$$\eta_{AB} = \sqrt{\eta_A\eta_B}, \quad (4.6)$$

ce qui transforme l'équation (4.5) en :

$$\mu = \alpha_A^2\eta_A + (1 - \alpha_A)^2\eta_B + 2\alpha_A(1 - \alpha_A)\sqrt{\eta_A\eta_B}, \quad (4.7)$$

où l'on a remplacé α_B par $(1 - \alpha_A)$.

Pour trouver la valeur finale de la viscosité, il reste à considérer l'effet des particules abrasives. Nunziato [35] définit la viscosité d'un mélange fluide - solide comme étant :

$$\mu = \alpha_f\eta_f + \alpha_s\eta_s, \quad (4.8)$$

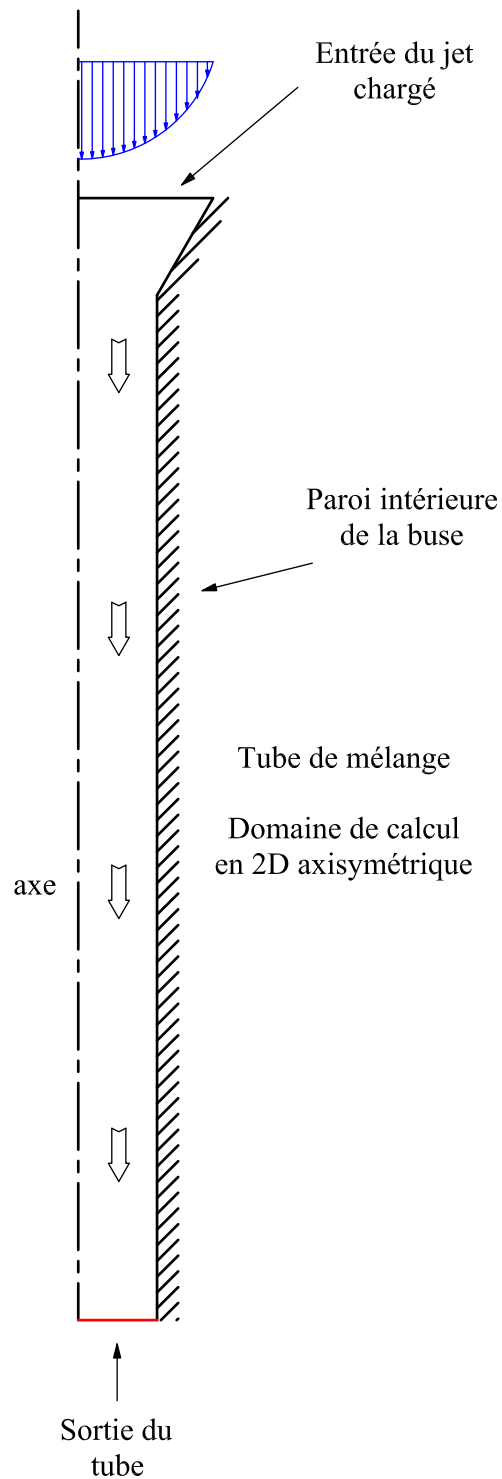


FIGURE 4.4 – Domaine de calcul de l'écoulement dans le tube de focalisation.

où α_f et α_s sont les proportions volumiques du fluide et des particules solides respectivement, η_f étant la viscosité du fluide, et η_s est la viscosité supposée due à la phase solide dans le mélange. Elle peut être estimée par :

$$\eta_s = 3,5\eta_f \quad (4.9)$$

dans les cas des mélanges à faible concentration en particules solides.

Une fois la concentration calculée, deux simulations numériques ont été réalisées pour comparer les deux modèles d'écoulements multiphasiques : le VOF, et le modèle Eulérien des mélanges. Les résultats étant presque identiques, on se limite dans la suite aux simulations en VOF surtout que la compatibilité de ce modèle avec les présents travaux a été vérifiée.

4.3 Cas tests de simulation

Le tube de focalisation qui a été construit a une entrée conique ayant un angle de 30° . Sa longueur totale est de 50 mm. Le diamètre intérieur du tube est de 1,2 mm et celui à l'interface vaut 1,87 mm. Les deux cas traités ont le même profil de taux de présence des abrasifs à l'entrée déjà défini dans l'équation (4.3), alors que les profils de vitesses du fluide ainsi que des particules prennent les mêmes formulations des équations (4.1) et (4.2) respectivement, mais avec des valeurs différentes des vitesses maximales $v_{1,max}$ et $v_{2,max}$. Une représentation graphique de ces profils dans ces deux cas est donnée sur les figures 4.5 et 4.6 respectivement.

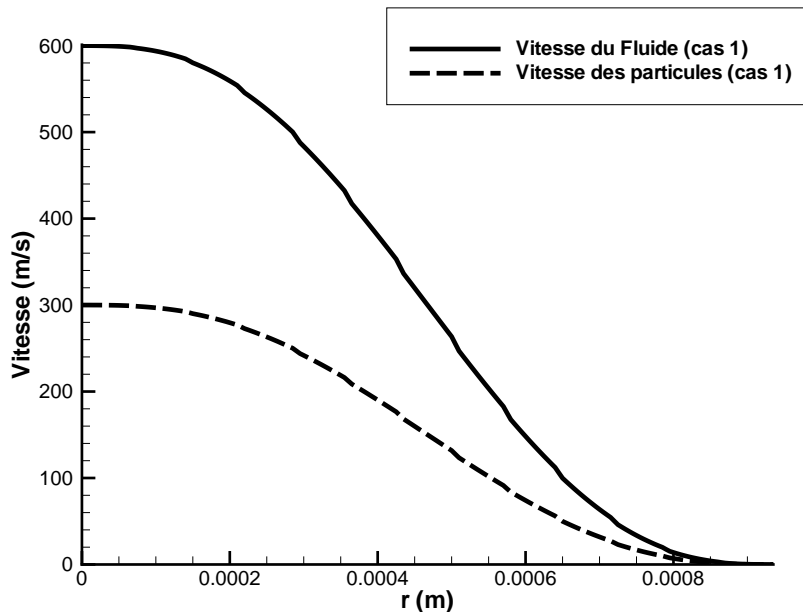


FIGURE 4.5 – Profils des vitesses du fluide et des particules dans le premier cas de simulation défini dans le tableau 4.1.

Le tableau 4.1 fait un récapitulatif des données de ces deux cas.

Les particules utilisées sont en grenat dont la masse volumique est $\rho_2 = 4200$ (kg/m^3) et dont le diamètre moyen est de $\Phi_{part} = 0,18$ mm.

La superposition des deux profils de vitesses et des taux de présence des particules dans les figures 4.7 et 4.8 permet de mieux apercevoir ces conditions d'entrée ; alors que les abrasifs

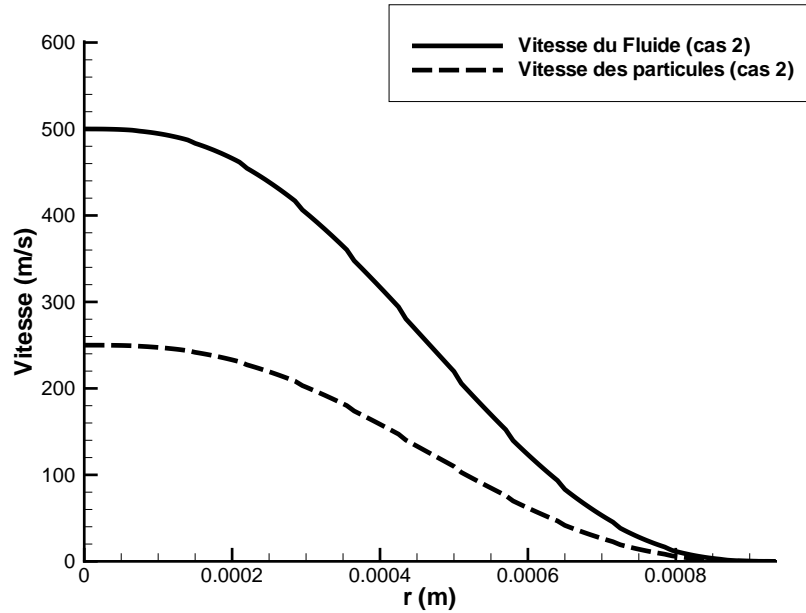


FIGURE 4.6 – Profils des vitesses du fluide et des particules dans le deuxième cas de simulation défini dans le tableau 4.1.

	Q_1 (l/min)	ρ_1 (kg/m ³)	$v_{1,max}$ (m/s)	Q_2 (g/min)	ρ_2 (kg/m ³)	$v_{2,max}$ (m/s)	$\alpha_{2,max}$
cas 1	26,3	90	600	350	4200	300	1,3
cas 2	25,2	89	500	350	4200	250	1,4

l'indice 1 correspond au fluide ;
l'indice 2 correspond aux particules abrasives.

TABLE 4.1 – Récapitulatif des deux cas de simulations étudiés.

doivent avoir une vitesse maximale dans la région de l'axe de symétrie, ils ont un taux de présence nul, alors que dans les zones proches de la paroi du tube, ils ont une vitesse quasiment nulle avec un taux de présence très élevé. Ces conditions mettent bien en évidence le fait que les particules s'accumulent dans la zone conique dans un état de stagnation pour être ensuite entraînées par le jet. Dans la partie axiale, la vitesse élevée du jet d'eau dans la chambre de mélange empêche les particules solides d'y entrer.

Ces particules sont entraînées par le fluide dans le tube de mélange et après avoir fait plusieurs rebonds sur ses parois, elles atteignent des vitesses relativement élevées mais qui restent cependant inférieures à celle du fluide porteur et leurs trajectoires deviennent presque unidirectionnelles (parallèles à l'axe du jet) à la sortie. Dans les figures 4.9 et 4.10, une comparaison concernant les vitesses du fluide et des particules à la sortie montre un bon accord entre les résultats des présentes simulations et ceux des travaux de Raïssi [41].

On constate que les abrasifs sont beaucoup plus concentrés dans la zone centrale du jet que sur les bords. Ceci est représenté sur les deux figures 4.11 et 4.12 où on compare les profils de taux de présence trouvés par Raïssi pour les deux simulations reproduites. Les valeurs de la courbe sont trouvées après avoir moyenné les résultats en temps et en espace.

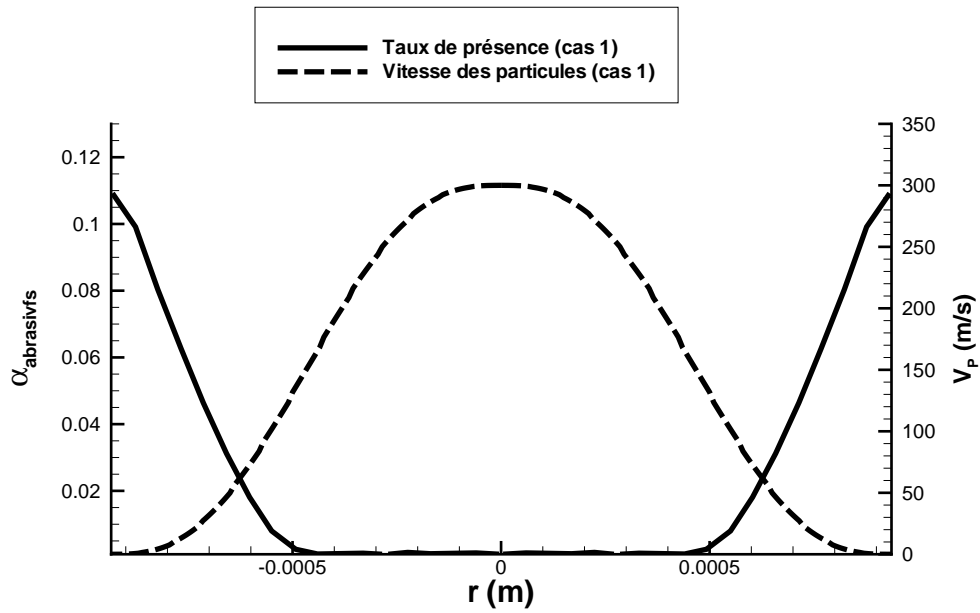


FIGURE 4.7 – Superposition des deux profils de vitesse et du taux de présence des particules à l’entrée du tube de mélange pour le cas 1.

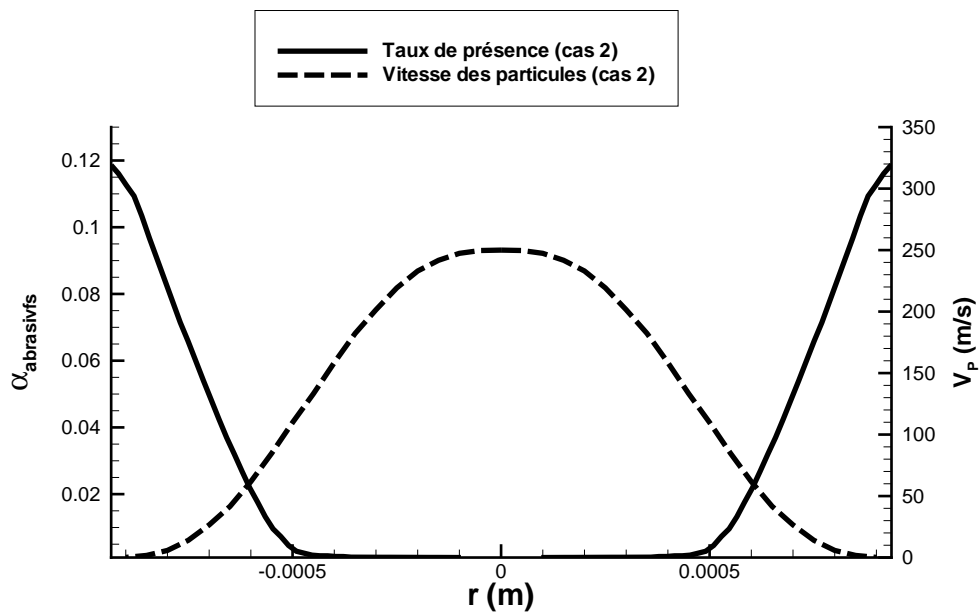


FIGURE 4.8 – Superposition des deux profils de vitesse et du taux de présence des particules à l’entrée du tube de mélange pour le cas 2.

En effet, les particules dans l’écoulement sont définies comme une phase discrète ou dispersée. Elles sont définies par la position de leur centre de gravité et par leur rayon. Ceci a comme conséquence qu’une certaine particule appartient uniquement à une seule cellule et elle n’est

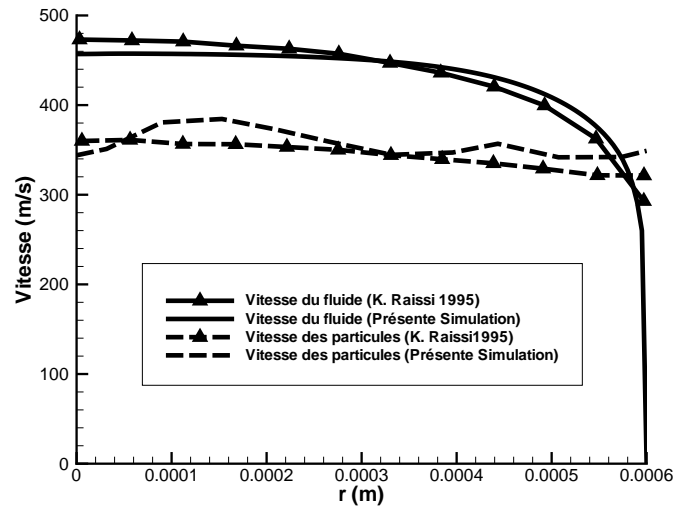


FIGURE 4.9 – Profils des vitesses du fluide et des particules à la sortie du tube de mélange pour le cas 1.

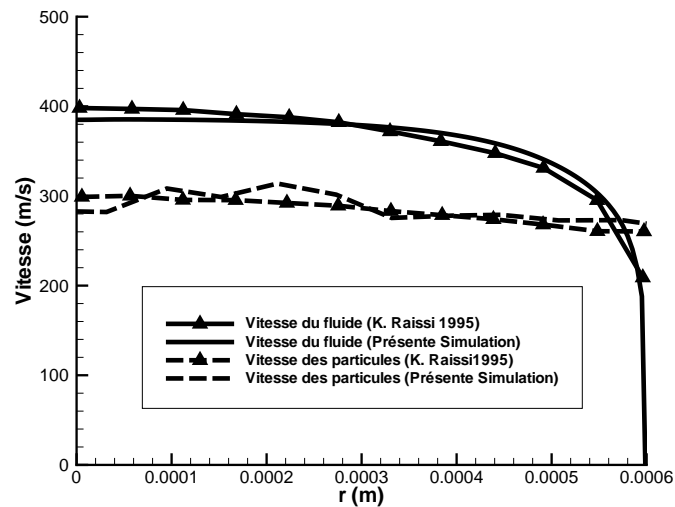


FIGURE 4.10 – Profils des vitesses du fluide et des particules à la sortie du tube de mélange pour le cas 2.

pas aperçue dans les cellules voisines même si elle est d'une taille plus grande que celles des mailles. C'est à dire que, même si elle est aussi grande qu'elle couvre réellement l'espace composé d'une centaine de cellules, elle sera définie uniquement dans une seule cellule. En surveillant seulement les cellules adjacentes à la sortie pendant un pas de temps, et comme durant ce pas de temps une particule traverse une distance plus grande que la largeur d'une cellule, de nombreuses particules risquent de sortir du domaine de calcul sans qu'elles soient aperçues. C'est pourquoi, nous avons enregistré toutes les particules sortant pendant un temps

équivalent au temps nécessaire pour traverser le tube de mélange à la vitesse moyenne du jet. Cette opération permet de nous assurer qu'un nombre suffisant de particules est pris en compte. Pour la même raison, nous avons moyenné en espace aussi. Comme la taille des mailles dans notre domaine vaut presque le $\frac{1}{5}$ ^{ème} du rayon moyen des particules, les résultats de la concentration en particules à la sortie sont moyennés sur des séries de cinq cellules adjacentes suivant la direction radiale.

Ainsi, la différence entre nos résultats et ceux de Raïssi ne dépasse jamais 10 %. Ce décalage peut être le résultat du modèle de turbulence et du modèle d'interaction entre la phase continue et les particules. Les résultats restent pourtant satisfaisants et permettent de confirmer que le jet d'eau abrasif sortant du tube de focalisation a un taux de présence des particules non uniforme et présentant un pic dans sa partie centrale.

Dans les simulations suivantes, le profil calculé de la concentration du jet en particules à la sortie du tube de focalisation sera défini comme condition d'entrée dans le domaine de calcul pourvu de la partie de focalisation.

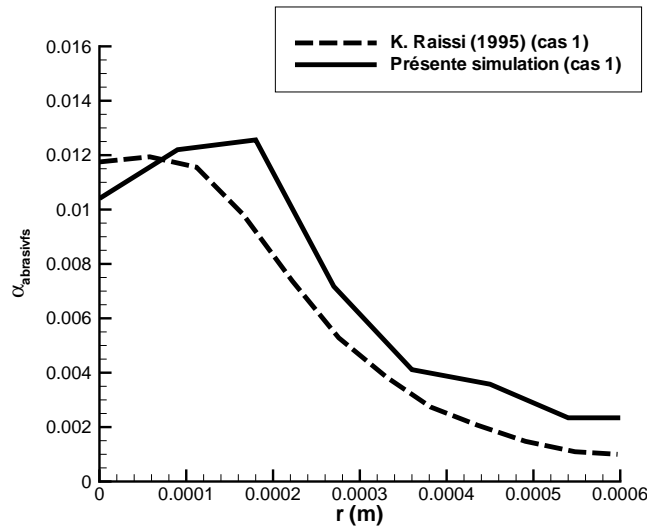


FIGURE 4.11 – Profils des taux de présence des particules à la sortie du tube de mélange pour le cas 1.

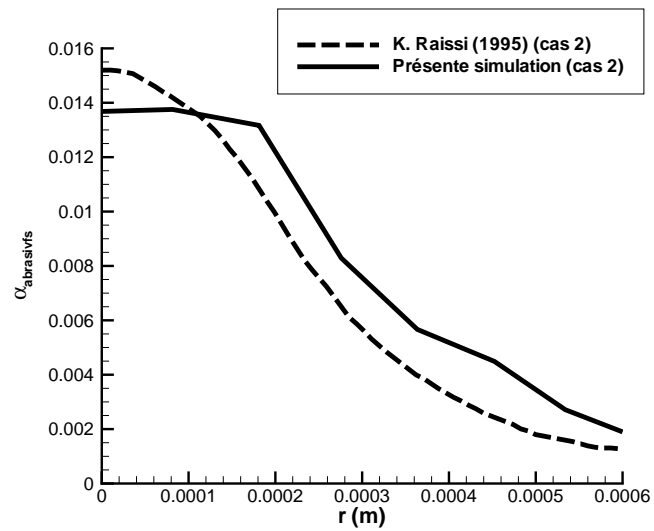


FIGURE 4.12 – Profils des des taux de présence des particules à la sortie du tube de mélange pour le cas 2.

Troisième partie

Modélisation et simulation de l'enlèvement de matière : interaction jet-matière

Chapitre 5

Modélisation de l'érosion

Sommaire

5.1	Introduction	63
5.2	Phénoménologie et caractérisations physiques de l'érosion	64
5.2.1	Erosion des matériaux ductiles	65
5.2.1.1	Faibles angles d'impact	65
5.2.1.2	Grands angles d'impact	65
5.2.2	Erosion des matériaux fragiles	65
5.2.3	Paramètres impliqués dans le procédé d'érosion	65
5.2.3.1	Effet de l'angle d'impact	66
5.2.3.2	Effet de la vitesse de la particule	67
5.2.3.3	Effet de la taille de la particule	68
5.2.3.4	Effet du flux d'abrasif	68
5.2.3.5	Effet du fluide porteur	69
5.2.3.6	Conclusion	69
5.3	Modèles analytiques d'érosion	69
5.3.1	Modèle de Finnie	70
5.3.2	Modèle de Bitter	73
5.3.3	Formule de Neilson et Gilchrist	76
5.3.4	Modèle de Hashish	77
5.3.5	Modèle proposé par Liu	83
5.4	Synthèse des modèles existants	85
5.5	Modélisation de l'érosion	85

5.1 Introduction

Le procédé d'usinage par jet d'eau a atteint aujourd'hui un degré de maturité tel que la recherche dans ce domaine se consacre désormais à l'optimisation de ce processus d'usinage, soit en travaillant à l'amélioration de la qualité de l'état de surface produit soit en contrôlant au mieux la profondeur d'usinage. Cette optimisation fait de plus en plus largement appel à une démarche numérique et différents modèles ont donc été créés pour décrire le phénomène d'enlèvement de matière. Comme le montre l'étude bibliographique présentée dans la deuxième partie de ce mémoire, les efforts se concentrent sur l'estimation de la profondeur et du profil d'usinage sous certaines conditions bien définies et pour des matériaux très spécifiques. Quel

que soit le modèle proposé, et comme on l'a déjà mentionné, on distingue entre les matériaux ductiles et les matériaux fragiles en raison des propriétés mécaniques spécifiques à chacune de ces classes.

5.2 Phénoménologie et caractérisations physiques de l'érosion

L'érosion est le phénomène responsable de l'enlèvement de matière permettant l'usinage dans le cas des jets d'eau chargés. Lors du perçage ou de la découpe, l'enlèvement de la matière se produit grâce à plusieurs actions mécaniques conjuguées [24] :

- impact des particules solides ;
- impact du liquide sur la paroi ;
- micro-cavitation.

Meng et Ludema [30] ont défini quatre mécanismes présents dans le phénomène d'érosion dû à l'impact d'une particule sur un objet solide (figure 5.1). Ces mécanismes sont la découpe, la fatigue, la rupture fragile et la fusion. Ces mécanismes apparaissent simultanément dans le processus d'érosion par une particule impactant un solide en général. Le jet d'eau abrasif ne fait pas exception à cette règle et par conséquent les quatre mécanismes apparaissent durant la découpe ou le perçage en utilisant cet outil.

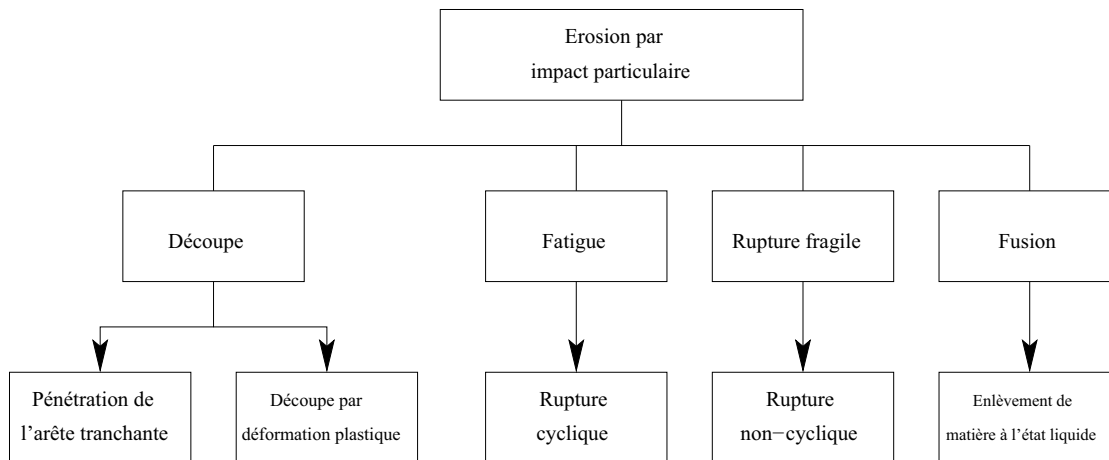


FIGURE 5.1 – Mécanismes d'enlèvement de matière par l'érosion subie par une particule solide [30].

Les travaux les plus significatifs sur le sujet de l'érosion et en particulier sur l'érosion par impact de particules solides sur un support solide dit support-cible ont été réalisés par Finnie [7, 8] et Bitter [1, 2].

Comme l'érosion dépend essentiellement du type du matériau cible qui peut être ductile ou bien fragile, les modèles développés au cours des dernières années sont toujours des modèles spécifiques à l'un ou l'autre cas. Notre étude se concentre sur le cas des matériaux ductiles qui sont plus souvent présents dans les applications industrielles de l'usinage par jet d'eau abrasif.

5.2.1 Erosion des matériaux ductiles

D'après Finnie [7, 8] et Bitter [1, 2], il existe deux modes d'érosion dans le cas des matériaux ductiles : le mode d'abrasion et le mode de déformation. Ces deux modes correspondent aux impacts des particules avec respectivement des angles d'impact faibles et élevés, où l'angle d'impact désigne l'angle entre le plan de la paroi impactée et le vecteur vitesse de la particule incidente.

5.2.1.1 Faibles angles d'impact

Dans le mode de coupe par abrasion, l'enlèvement de matière se fait de la même façon que l'enlèvement des copeaux dans le cas d'un usinage conventionnel. En effet, la particule entre en collision avec le matériau en tournant légèrement vers l'arrière sous l'effet du champ des forces de réaction du matériau [7, 8]. La matière s'écoule alors en amont de l'arête tranchante de la particule pour former un copeau qui sera arraché sous l'effet de la pression du fluide impactant. Plusieurs paramètres peuvent influencer l'érosion comme la forme des particules ainsi que leurs angles de rotation et ceci a été démontré par plusieurs chercheurs suite à des études expérimentales ; on peut mentionner plus particulièrement sur ce point les travaux de Hutchings [19] et Winter [57].

5.2.1.2 Grands angles d'impact

Dans le cas d'impact des particules à grands angles d'incidence, une couche déformée plastiquement se crée suite aux impacts renouvelés d'un grand nombre de particules. L'écrasement résultant augmente la limite d'élasticité, les contraintes atteignent la résistance à la rupture du matériau qui devient dur et fragile. Lorsque cette contrainte est dépassée par le chargement des particules, l'enlèvement de fragments du matériau aura lieu suite à la désolidarisation de la partie superficielle de la pièce. Cette hypothèse a été initialement proposée par Riemidijk & Bitter en 1959 [42] ; elle a ensuite été reprise par Bitter [1, 2] dans sa théorie de l'érosion par le mode de « déformation » afin d'élaborer son modèle d'érosion.

5.2.2 Erosion des matériaux fragiles

Dans le cas des cibles fragiles, la simulation numérique est plus complexe que dans le cas des matériaux ductiles. Ceci est dû aux mécanismes d'érosion et d'enlèvement de matière qui dépendent très étroitement de la configuration étudiée et du matériau employé. Ainsi, la forme des fissures causées par l'impact d'une particule solide sur un matériau fragile peut dépendre de plusieurs paramètres tels que la forme et la vitesse des particules, l'angle d'impact ... La Figure 5.2 représente le débit de matière enlevée par un jet d'eau abrasif en fonction de l'angle d'impact pour un matériau fragile et pour un matériau ductile. On observe clairement la différence de comportement des deux matériaux. L'aluminium, ayant un comportement typiquement ductile, présente un angle d'érosion optimal estimé ici à 14° . En revanche, l'érosion du matériau fragile, ici l'oxyde d'aluminium, est maximale pour un jet perpendiculaire à la paroi.

5.2.3 Paramètres impliqués dans le procédé d'érosion

L'érosion du matériau cible lors du perçage ou de la découpe par jet d'eau chargé dépend de plusieurs paramètres qui dépendent à la fois du jet, des particules et de la pièce impactée. B. Latif [24] classifie dans sa thèse les paramètres les plus importants comme suit :

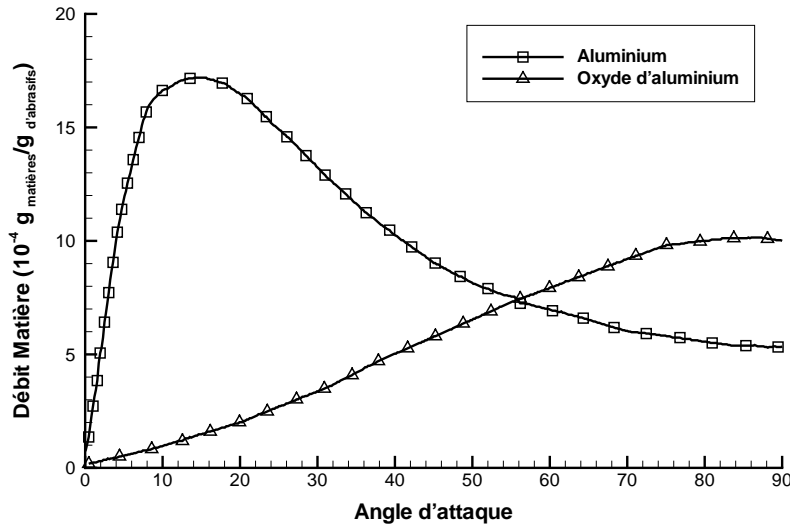


FIGURE 5.2 – Variation du débit de matière enlevée en fonction de l'angle d'impact dans les cas d'un matériau ductile (l'aluminium) et d'un matériau fragile (oxyde d'aluminium) [46].

- paramètres relatifs à la particule :
 - taille,
 - forme,
 - densité,
 - dureté ;
- paramètres relatifs à la cible :
 - propriétés mécaniques,
 - propriétés métallurgiques ;
- paramètres de réglage de l'érosion :
 - type du liquide porteur,
 - débit massique,
 - durée de l'érosion ;
- paramètres d'impact :
 - vitesse d'impact,
 - angle d'impact,
 - distance de tir.

Nous allons détailler dans les paragraphes qui suivent ces paramètres-clés.

5.2.3.1 Effet de l'angle d'impact

L'angle d'impact est l'un des paramètres dont l'effet sur l'érosion par impact des particules solides est le plus significatif. Le maximum d'érosion pour les matériaux ductiles a été démontré expérimentalement par plusieurs chercheurs comme se produisant pour de faibles angles d'impact. D'autre part, ce maximum a été observé à angles d'impact élevés pour les matériaux fragiles. Finnie [54] étudie les différentes formes de cratères qui peuvent se produire lors de l'impact d'une particule sur un matériau ductile à différents angles d'incidence. Une

comparaison entre quatre cas qui correspondent à quatre angles d'attaque différents est ainsi présentée sur la Figure 5.3.

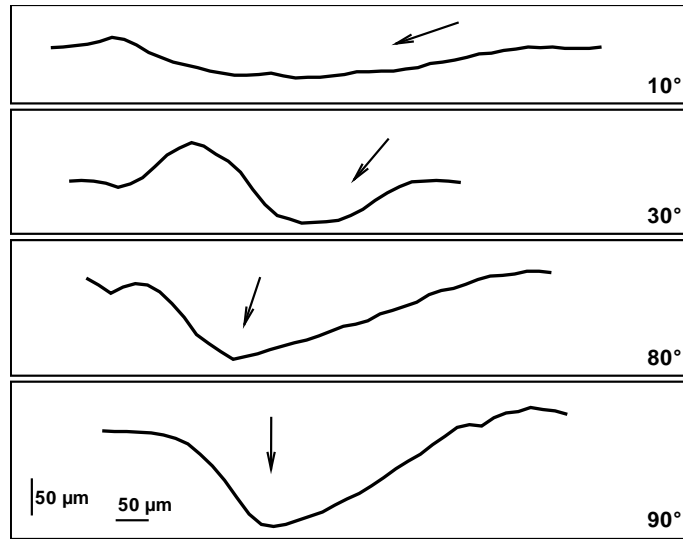


FIGURE 5.3 – Différentes formes de cratères en fonction de l'angle d'impact d'une particule sur un matériau ductile [54].

L'angle d'impact conditionne, par ailleurs, l'interaction particule pièce cible comme synthétisé sur les deux figures 5.4.a et 5.4.b. Nous sommes en présence de deux comportements différents suivant l'angle d'incidence de la particule entrant en collision avec la cible. Pour les faibles angles d'impact, une période « d'incubation » existe, suivie par une accélération de l'érosion vers le régime permanent (Figure 5.4-a). Pour l'impact normal, l'incubation peut être expliquée par un gain de masse dû à l'encastrement de particules abrasives dans la pièce.

La chute du débit volumique en matière enlevée remarquée sur la figure 5.4.b après le passage par un maximum est un comportement atypique. Ceci est dû à la formation de cratères profonds et qui seront remplis par le fluide porteur. Ce fluide, dont la viscosité est non négligeable, résiste à l'avancement des particules. La décélération des particules diminue le pouvoir érosif du jet, ce qui se traduit par une chute du débit d'enlèvement de matière [39].

Rao et Buckley [39] ont établi une relation liant le temps d'incubation t_i à la vitesse d'impact v :

$$t_i = \frac{b}{v^n}, \quad (5.1)$$

où b et n sont des paramètres caractéristiques du matériau impacté.

5.2.3.2 Effet de la vitesse de la particule

La dépendance de l'érosion vis-à-vis de la vitesse particulaire suit généralement une loi en puissance. L'évaluation expérimentale de l'érosion montre que le volume de matière enlevée δV peut être exprimé en fonction de la vitesse de la particule v , de la manière suivante [43] :

$$\delta V = Av^n, \quad (5.2)$$

où n dépend du type de matériau (ductile ou fragile), de l'angle d'impact, et de la température d'érosion. A est un coefficient de proportionnalité ; n varie entre 2 et 3 dans le cas des matériaux ductiles et reste inférieur ou égal à 6.5 dans le cas des matériaux fragiles [43, 20, 8].

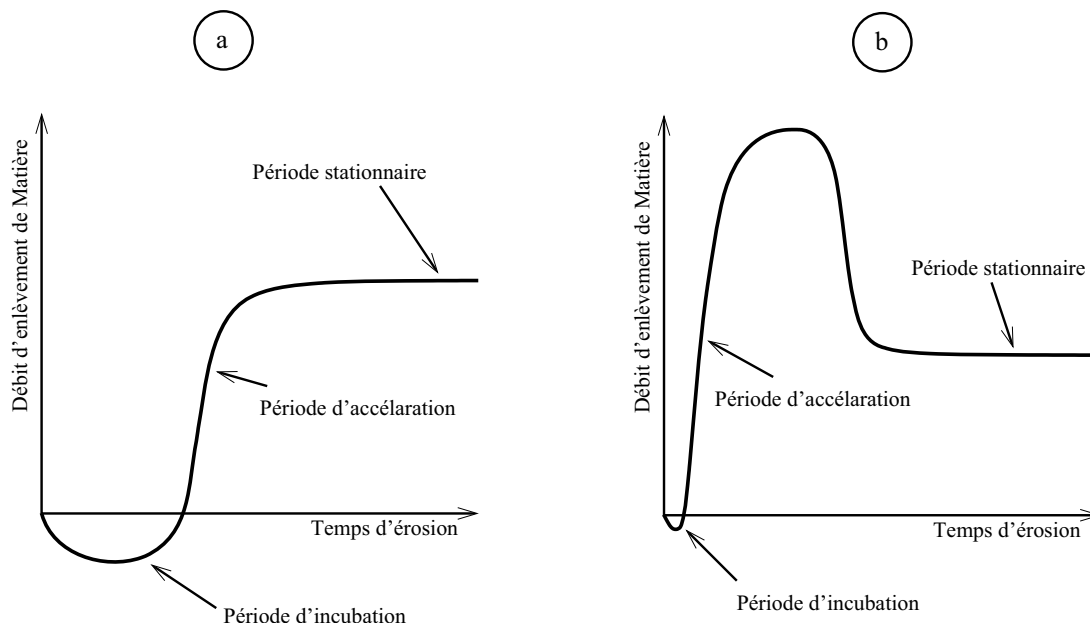


FIGURE 5.4 – Volume de matière enlevé en fonction du temps dans deux cas : faibles angles d'impact (a) et grands angles d'impact (b).

5.2.3.3 Effet de la taille de la particule

La taille de la particule a un effet qualitatif et quantitatif sur les caractéristiques d'érosion des matériaux. Cependant les modèles d'érosion, spécialement dans le cas des matériaux ductiles, n'incluent pas directement ces effets. Tilly, Misra, Finnie et Sheldon [56, 31, 47] d'une part et Sargent, Mehrota, Conrad et Evance d'autre part [45, 6] ont observé expérimentalement que le volume de matière arrachée augmente avec la taille de la particule à la fois pour les matériaux ductiles et fragiles.

La figure 5.5 montre l'effet de ce paramètre sur le volume arraché et l'existence d'une valeur limite d'érosion (volume ou poids arraché) pour différentes tailles de particules. Ceci implique qu'il existe une gamme de tailles favorisant l'apparition d'un maximum d'érosion, lequel peut devenir constant si la taille de la particule augmente.

5.2.3.4 Effet du flux d'abrasif

Le flux de particules est défini comme étant le débit massique de particules par unité de surface et dépend des paramètres d'érosion tels que : angle d'impact, dimension des particules, fluide porteur et distance parcourue par les grains. Le volume de matière arrachée par érosion est directement proportionnel à la concentration massique de particules abrasives lorsque l'interaction entre particules est négligeable. Dans le cas contraire, un flux de particules important réduit généralement l'érosion [52]. Ceci peut être expliqué par un accroissement du nombre de collisions entre particules, qui ont pour effet de dévier leurs trajectoires, de provoquer leur fragmentation ou leur désengagement pendant l'érosion.

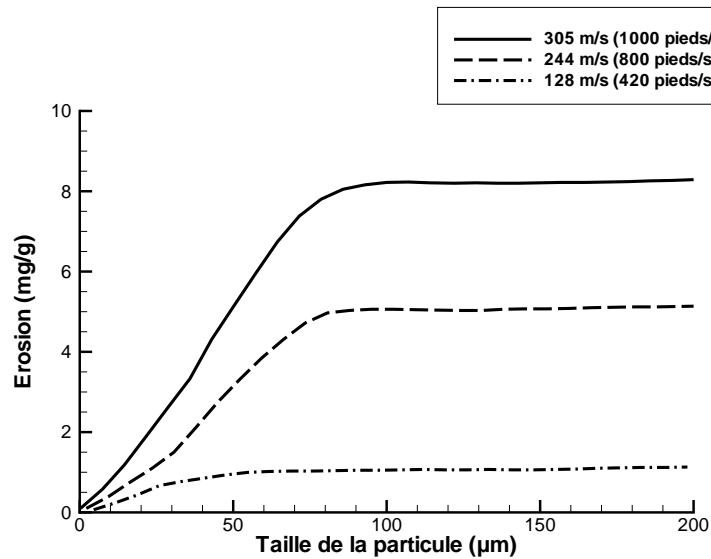


FIGURE 5.5 – Variation du taux d'enlèvement de matière en fonction de la taille de la particule pour trois valeurs différentes de la vitesse particulaire.

5.2.3.5 Effet du fluide porteur

La plupart des travaux expérimentaux ou de modélisation de l'érosion ont été réalisés pour des écoulements gaz-particules ou des écoulements de particules sans fluide porteur [25], comme dans le cas où un fluide cryogénique tel que l'azote liquide peut être utilisé et qui change de phase quand il sort de la buse pour se transformer en particules solides. Benchaita *et al.* [55] et Hashish [15] ont tenu compte des forces qui agissent sur la particule abrasive de forme angulaire (ayant une ou plusieurs arêtes tranchantes) durant l'érosion d'un matériau ductile. Hashish [15] a ainsi montré que l'effet des forces hydrodynamiques sur la particule peut être négligé devant les forces de réaction du matériau. On considère que le rôle des liquides porteurs se limite à l'accélération des particules abrasives jusqu'à une vitesse permettant l'érosion du matériau cible.

5.2.3.6 Conclusion

Les études réalisées par les auteurs cités ci-dessus montrent que, aussi bien pour un matériau ductile que fragile, l'érosion par impact de particules solides dépend directement d'un nombre de paramètres dont les plus importants sont la vitesse et la masse particulaires ainsi que l'angle d'impact de la particule sur la cible.

5.3 Modèles analytiques d'érosion

Malgré la complexité du procédé d'érosion par impact de particules solides, des travaux ont abouti à des modèles analytiques sur lesquels nous nous sommes appuyés pour développer notre modèle d'enlèvement de matériaux couplé avec notre modélisation de l'écoulement du jet d'eau abrasif.

Les modèles d'érosion sont conçus, tout d'abord, à l'aide du calcul du volume de matière arraché lors de l'impact d'une seule particule. Le volume total enlevé est calculé en sommant les volumes enlevés par toutes les particules. L'expression obtenue est généralement une relation entre le volume arraché et les différents paramètres de l'écoulement et des particules qui sont impliqués dans le procédé. Un ou plusieurs paramètres empiriques issus des expériences sont généralement introduits pour corriger la valeur calculée du volume érodé. Cette démarche est appliquée dans les deux cas des matériaux ductiles et fragiles.

5.3.1 Modèle de Finnie

Le modèle de Finnie [7] s'applique aux matériaux ductiles. Le volume de matière enlevé par l'impact d'une particule isolée est calculé à partir des paramètres de la particule au moment de l'impact, essentiellement son énergie cinétique et son angle d'incidence, ce qui nécessite donc de calculer par ailleurs la trajectoire de l'abrasif. Cette opération est répétée pour l'ensemble des particules transportées par le jet d'eau abrasif. Le volume total est ensuite calculé en effectuant la somme des volumes élémentaires enlevés.

Finnie a simplifié le problème en faisant les hypothèses suivantes :

- le mouvement de la particule est considéré comme un mouvement plan ;
- la forme de la particule est quelconque, sa masse est m_p , elle est animée d'une vitesse v , attaquant la pièce sous un angle d'impact α ;
- la largeur b de la surface de contact entre la particule et la surface de la pièce est supposée constante durant la découpe ;
- le matériau est considéré comme parfaitement ductile et la coupe est uniquement la conséquence d'une déformation plastique ;
- la particule ne se fragmente pas durant la collision avec la pièce ;
- la contrainte moyenne de contact est constante, sa composante horizontale est notée σ_f ;
- les forces de réaction du matériau R_x et R_y (Figure 5.6), s'opposant au mouvement de la particule, sont supposées agir à l'extrémité de la partie en contact avec le matériau car la profondeur de coupe est petite, comparée à la taille de la particule ($y_t \approx 3 \mu m$ dans le cas d'une particule d'un rayon moyen $r_p \approx 300 \mu m$) ;
- le rapport de R_y à R_x , noté K , reste constant durant toute la période où la particule est en contact avec la pièce ;
- la valeur retenue de K est égale à 2 [7] ($K = \frac{R_y}{R_x} \cong 2$) ;
- par analogie avec les essais de la coupe conventionnelle des métaux [7, 8, 9, 54], la profondeur de contact entre la pièce et la particule L est prise comme le double de la profondeur de y_t ($\psi = \frac{L}{y_t} \cong 2$) ;
- l'extrémité du bout tranchant de la particule c a pour coordonnées x_t et y_t alors que son centre de masse (*c.g.*) est repéré par x , y et φ (Figure 5.6) ;
- la particule est supposée en rotation autour de son centre de gravité dans le sens des aiguilles d'une montre. Pendant l'enlèvement de la matière, elle tourne d'un faible angle φ ;

Les coordonnées du point c rapportées au repère centré au centre de masse (*c.g.*) s'écrivent pour φ très faible :

$$\begin{cases} x_t \approx x + r\varphi ; \\ y_t \approx y. \end{cases} \quad (5.3)$$

En se basant sur les hypothèses mentionnées ci-dessus, et en prenant l'origine des coordonnées au centre de gravité de la particule de masse m_p , les équations du mouvement de la

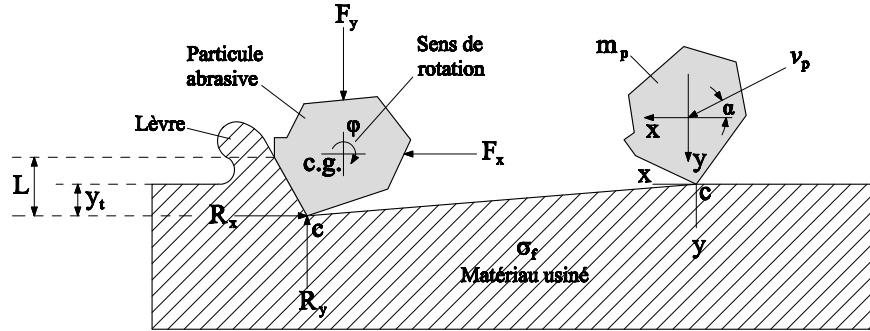


FIGURE 5.6 – Caractéristiques de l'enlèvement de matière par une particule abrasive dans le cas d'un matériau ductile [7].

particule s'écrivent :

$$\begin{cases} m_p \ddot{x} = -R_x ; \\ m_p \ddot{y} = -R_y ; \\ I \ddot{\varphi} = -r R_x . \end{cases} \quad (5.4)$$

En posant $\sigma_f = \frac{R_x}{bL}$, les équations (5.4) s'expriment comme suit :

$$\begin{cases} m_p \ddot{x} = -\sigma_f \psi y b ; \\ m_p \ddot{y} = -\sigma_f \psi y b K ; \\ I \ddot{\varphi} = -r \sigma_f \psi y b . \end{cases} \quad (5.5)$$

Dans la troisième équation, le couple dû à la force de réaction R_y est négligé devant celui créé par R_x .

En intégrant les équations (5.5) et en utilisant les conditions initiales à $t = 0$:

$$\begin{cases} \dot{x} = v \cos \alpha ; \\ \dot{y} = v \sin \alpha ; \\ \dot{\varphi} = \dot{\varphi}_0 ; \\ x = 0 ; \\ y = 0 ; \\ \varphi = 0 , \end{cases} \quad (5.6)$$

on obtient :

$$\begin{cases} x = \frac{v \sin \alpha}{\beta K} \sin \beta t + \left(v \cos \alpha - \frac{v \sin \alpha}{\beta} \right) t ; \\ y = \frac{v \sin \alpha}{\beta} \sin \beta t ; \\ \varphi = \frac{m_p r v \sin \alpha}{\beta K I} (\sin \beta t - \beta t) + \dot{\varphi}_0 t , \end{cases} \quad (5.7)$$

avec $\beta = \left(\frac{\psi \sigma_f b K}{m_p} \right)^{0,5}$.

Le processus d'érosion se termine dans les deux cas suivants :

- rebond de la particule après l'impact : $y = 0$;
- encastrement de la particule dans la matière : $\dot{x}_t = 0$.

En utilisant la deuxième équation de (5.7), le rebond se produit pour un temps $t_1 = \frac{\pi}{\beta}$. Pour déterminer le temps d'impact t_2 dans le cas de l'encastrement on procède de la façon suivante. On suppose que $\dot{\varphi}_0 = 0$ (la vitesse du bout tranchant de la particule $r\dot{\varphi}_0$ peut être négligeable devant les deux composantes $v \cos \alpha$ et $v \sin \alpha$ de la vitesse). On pose $\gamma = 1 + \frac{m_p r^2}{I}$ où I est le moment d'inertie de la particule. En utilisant les équations (5.7), on obtient alors le temps t_2 comme suit :

$$t_2 = \frac{1}{\beta} \cos^{-1} \left(1 - \frac{K}{\gamma \tan \alpha} \right). \quad (5.8)$$

On définit un angle d'impact limite α_0 . Si $\alpha \geq \alpha_0$, on a encastrement, sinon on observe un rebond de la particule. L'angle α_0 peut être déterminé en égalant les deux expressions de t_1 et t_2 . On obtient :

$$\alpha_0 = \tan^{-1} \left(\frac{K}{2\gamma} \right). \quad (5.9)$$

Le volume δV de matière enlevée par la particule se détermine par l'intégrale suivante :

$$\delta V = b \int_0^t y_t dx_t \approx b \int_0^t y d(x + r\varphi). \quad (5.10)$$

En substituant les expressions de x , y et φ dans l'équation (5.10) et en considérant $t = t_1$ pour $\alpha \leq \alpha_0$ et $t = t_2$ pour $\alpha \geq \alpha_0$, le volume enlevé s'exprime de la façon suivante :

$$\delta V = \frac{m_p v^2}{\psi \sigma_f K} \left(\sin 2\alpha - \frac{2\gamma}{K} \sin^2 \alpha \right) \quad \text{pour } \alpha \leq \alpha_0 ; \quad (5.11)$$

$$\delta V = \frac{m_p v^2}{2\psi \sigma_f} \left(\frac{\cos^2 \alpha}{\gamma} \right) \quad \text{pour } \alpha \geq \alpha_0. \quad (5.12)$$

L'angle d'érosion maximale est obtenu grâce à (5.11), et vaut :

$$\alpha_{max} = \frac{1}{2} \arctan \left(\frac{K}{\gamma} \right). \quad (5.13)$$

La valeur de K est supposée égale à 2, ce qui implique, d'après Finnie, qu'un coefficient de frottement entre la particule et la surface de la pièce existe dont la valeur est prise égale à 0.5.

Finnie a également démontré à partir des expériences qu'il a menées que I se situe entre $\frac{m_p r^2}{3}$ et $\frac{m_p r^2}{2}$, ce qui conduit à une valeur de γ comprise entre 3 et 4 pour des grains polyédriques [54]. Il a réalisé des essais d'érosion sur trois matériaux ductiles : un alliage d'aluminium, un alliage de cuivre et un acier doux. Les particules abrasives étaient dans tous les cas des grains de carbure de silicium de granulométrie 46 (Mesh 46). Sous des angles d'impact de 20° , les mesures du volume arraché montrent une bonne corrélation avec le modèle. Le rapport des forces de réaction est $K = 2$; il en est de même pour ψ . La valeur de la contrainte de contact σ_f , qui montre une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux, est 4 à 5 fois la contrainte de cisaillement ou de traction obtenue à la suite d'essais mécaniques classiques. Finnie explique ce résultat par les conditions extrêmes de coupe : vitesse élevée des particules (76,2 m/s), très faible profondeur de coupe, vitesses de déformation très élevées et grandes déformations.

Limitations du modèle :

Malgré sa simplicité et ses nombreuses approximations, la modélisation de Finnie reste la référence en matière d'érosion d'un matériau ductile par un jet de particules abrasives.

Cependant ce modèle donne une variation du volume arraché en fonction de la vitesse des particules v de la forme :

$$\delta V = Av^2. \quad (5.14)$$

Expérimentalement, on constate que, pour les matériaux ductiles, l'exposant de la vitesse varie plutôt entre 2 et 3, tout en dépendant de l'angle d'impact et de la nature du matériau de la pièce.

Une autre limitation du modèle de Finnie tient au fait qu'il ne prévoit pas d'érosion par un jet normal à la surface du matériau. Il néglige aussi les déformations élastiques du matériau. Cet aspect de la coupe a été étudié par Bitter [1, 2].

Modèle amélioré :

Pour améliorer le modèle décrit précédemment, Finnie et Mac Fadden [11] ont proposé de placer le point d'application des forces de résistance du matériau R_x et R_y non plus à l'extrémité de la partie tranchante de la particule, mais plutôt au centre de gravité de la partie de la particule en contact avec la pièce. En introduisant cette modification, le couple dû à la force de réaction R_y n'est plus négligeable devant celui créé par R_x . Avec cette modification, seule l'équation du mouvement en ϕ change. En suivant la même méthode de calcul que celle décrite dans l'analyse initiale, le volume arraché dans le cas où la particule quitte la surface après découpe, *i.e.* $y_t = y = 0$ à $t = t_1$, s'écrit :

$$\delta V = \frac{m_p v^2}{2\psi\sigma_f} (\sin 2\alpha - 4 \sin^2 \alpha) + \frac{15\pi b}{4 r} \left(\frac{v \sin \alpha}{\beta} \right)^3 \quad \text{pour } \alpha \leq \alpha_0. \quad (5.15)$$

Dans le cas où la particule s'arrête, (*i.e.* $\dot{x}_t = 0$), le temps t_2 est déterminé numériquement par substitution de sa valeur dans l'équation (5.10) ; le volume enlevé δV est aussi obtenu numériquement.

On remarque qu'avec cette correction le modèle modifié donne une loi d'enlèvement de matière en $\delta V = Av^n$, avec n supérieur à 2. L'exposant n est variable en fonction de l'angle d'impact, en conformité avec les constatations expérimentales.

5.3.2 Modèle de Bitter

D'après Bitter [1, 2], le phénomène d'érosion causé par l'impact d'une particule solide est dû à deux modes d'enlèvement de matière. Le premier est le mode de « déformation » causé par la composante normale de la vitesse ($v \sin \alpha$), le second est le mode de « cisaillement » dû à la composante tangentielle de la vitesse ($v \cos \alpha$). Le progrès apporté par rapport au modèle de Finnie réside donc dans l'introduction de la notion d'érosion par « déformation ». Les essais de validation réalisés par Bitter ont été limités à des vitesses des particules ne dépassant pas 100 m/s.

Hypothèses du modèle de Bitter :

- la particule est sphérique de diamètre d_p ;
- elle est animée d'une vitesse v ;
- l'angle d'impact est α ;
- la particule ne se fragmente pas à l'impact ;
- la théorie de Hertz est utilisée pour déterminer la vitesse limite v_e , à partir de laquelle il y a déformation plastique et la hauteur h_e de l'empreinte élastique représentées sur la figure 5.7.

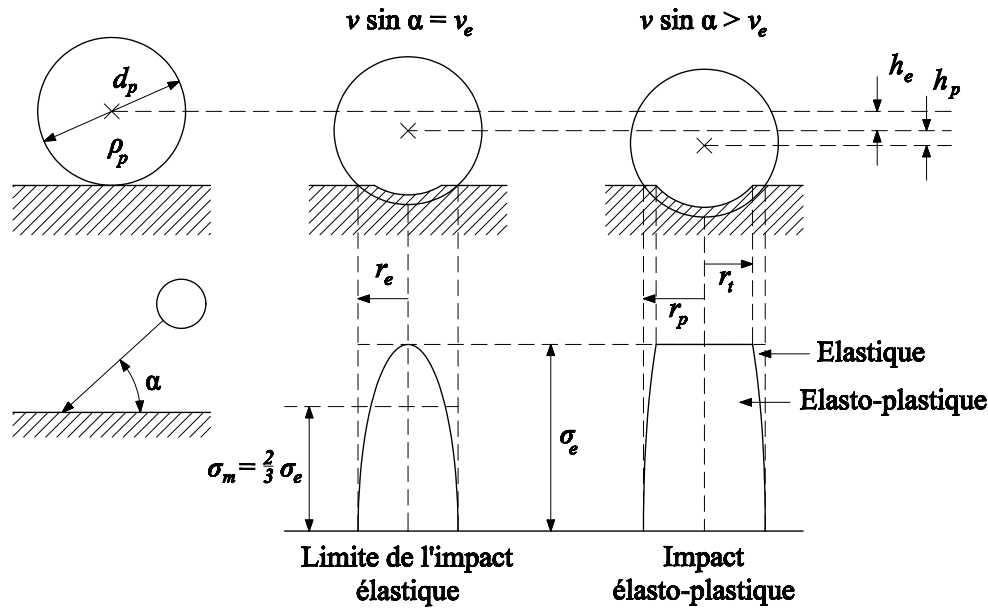


FIGURE 5.7 – Paramètres de déformation suivant Bitter.

Modèle de déformation :

Dans ce modèle, l'approche utilisée consiste à évaluer la dissipation d'énergie due à la déformation plastique, ceci dans l'hypothèse d'une collision élasto-plastique entre le matériau à éroder et le grain abrasif. Au cours de cette collision, la particule abrasive est indéformable mais la surface impactée subit une déformation élastique. En exprimant le bilan énergétique relatif à la composante normale de la vitesse, l'énergie cinétique d'une particule de vitesse v heurtant la surface du matériau avec un angle d'impact α peut s'écrire de la façon suivante :

$$\frac{1}{2} m_p (v \sin \alpha)^2 = Q_e + Q_s + Q_p = Q. \quad (5.16)$$

Q_e et Q_s représentent respectivement : l'énergie nécessaire pour atteindre la limite élastique et l'énergie élastique stockée dans la région soumise à déformation plastique. Q_p est l'énergie absorbée pour créer la déformation plastique permanente. La vitesse v_e est donnée par la théorie de Hertz [18] :

$$v_e = \frac{\pi^2}{2\sqrt{10}} \frac{\sigma_y^2}{\rho_p} \left(\frac{1 - \nu^2}{E} + \frac{1 - \nu_p^2}{E_p} \right)^2. \quad (5.17)$$

La hauteur de l'empreinte élastique a été trouvée en utilisant la théorie de Hertz, comme suit :

$$h_e = \sqrt{\frac{15 m_p}{4 \pi d_p \sigma_y} v_e}. \quad (5.18)$$

On obtient alors l'expression du volume de matière enlevée par déformation :

$$\delta V_d = \frac{m_p (v \sin \alpha - v_e)^2}{2 \epsilon_1}, \quad (5.19)$$

avec :

ϵ_1 : énergie nécessaire à l'enlèvement d'une unité de volume en mode de « déformation » ;

ν et ν_p : coefficients de Poisson respectifs du matériau de la pièce et de l'abrasif ;

E et E_p : modules d'Young respectifs du matériau de la pièce et de l'abrasif ;

σ_y : limite d'élasticité du matériau de la pièce ;

ρ_p : densité de la particule.

Modèle de cisaillement :

Pour ce modèle, deux possibilités peuvent être envisagées :

– la particule quitte le matériau après impact, *i.e.*, $\dot{x}_2 \neq 0$, (cas $\alpha \leq \alpha_0$) ;

– la particule s'arrête dans la pièce après impact, *i.e.*, $\dot{x}_2 = 0$, (cas $\alpha \geq \alpha_0$).

\dot{x}_2 est la composante horizontale de la vitesse de la particule. En utilisant le principe fondamental de la dynamique pour le mode de « cisaillement » :

$$-m_p \frac{d^2 x}{dt^2} = A \epsilon_2, \quad (5.20)$$

où ϵ_2 est l'énergie nécessaire pour enlever une unité de volume en mode de « cisaillement » (énergie/unité de volume), A est l'aire de la surface cisailée et $-m_p \frac{d^2 x}{dt^2}$ correspond à la force de réaction du matériau au cisaillement, Bitter obtient l'expression suivante pour le volume enlevé en mode « cisaillement » quand $\alpha \leq \alpha_0$:

$$\delta V_{c1} = 2m_p \frac{c(v \sin \alpha - v_e)^2}{\sqrt{v \sin \alpha}} \left[v \cos \alpha - \frac{c(v \sin \alpha - v_e)^2}{\sqrt{v \sin \alpha}} \epsilon_2 \right] \quad (5.21)$$

Dans cette expression, c est donnée par :

$$c = \frac{0,288}{\sigma_y} \sqrt[4]{\frac{\rho_m}{\sigma_y}}, \quad (5.22)$$

où ρ_m désigne la densité du mélange (fluide + abrasif). Le volume enlevé en mode « cisaillement » pour $\alpha \geq \alpha_0$ s'exprime comme :

$$\delta V_{c2} = \frac{\frac{1}{2} m_p [v^2 \cos^2 \alpha - K_1 (v \sin \alpha - v_e)^{3/2}]}{\epsilon_2} \quad (5.23)$$

avec :

$$K_1 = 0,82 \sigma_y \sqrt[4]{\frac{\sigma_y}{\rho_m}} \left(\frac{1 - \nu^2}{E} + \frac{1 - \nu_p^2}{E_p} \right)^2. \quad (5.24)$$

L'angle α_0 est déterminé par :

$$\frac{\cos \alpha_0}{\sin^{3/2} \alpha_0} = \frac{0,576 \sqrt{v} \sqrt[4]{\rho_m \epsilon_2}}{(\sigma_y)^{5/4}}. \quad (5.25)$$

A partir des deux modèles ci-dessus, le volume total de matière arrachée s'écrit donc :

$$\delta V = \begin{cases} \delta V_d + \delta V_{c1} & \text{pour } \alpha \leq \alpha_0 ; \\ \delta V_d + \delta V_{c2} & \text{pour } \alpha \geq \alpha_0. \end{cases} \quad (5.26)$$

5.3.3 Formule de Neilson et Gilchrist

Neilson et Gilchrist [34] ont travaillé sur l'amélioration du modèle d'érosion en mode de « cisaillement » de Bitter [2]. Pour ce mode, quand les particules impactent avec des angles d'impact élevés ($\alpha \geq \alpha_0$), la composante horizontale de la vitesse est supposée nulle et l'énergie élastique restituée à la particule est négligée.

La volume enlevé sera :

$$\delta V_{c2} = \frac{m_p v^2 \cos^2 \alpha}{2\epsilon_2}. \quad (5.27)$$

Dans les cas de faibles angles d'impact, la vitesse de la particule \dot{x}_2 s'exprime de la façon suivante :

$$\dot{x}_2 = \Gamma v^2 \cos^2 \alpha, \quad (5.28)$$

où Γ est donné par :

$$\Gamma = 1 - \sin\left(\frac{\pi}{2} \frac{\alpha}{\alpha_0}\right). \quad (5.29)$$

A faibles angles d'impact, le volume arraché dû au mode de cisaillement est donné par :

$$\delta V_{c1} = \frac{m_p (v^2 \cos^2 \alpha - \dot{x}_2^2)}{2\epsilon_2}. \quad (5.30)$$

En substituant les expressions de \dot{x}_2 (équation (5.28)) et de Γ (équation (5.29)) dans l'équation (5.30), l'expression de δV_{c1} devient :

$$\delta V_{c1} = \frac{m_p v^2 \cos^2 \alpha \sin n\alpha}{2\epsilon_2}, \quad (5.31)$$

avec $n = \frac{\pi}{2\alpha_0}$.

En remplaçant δV_{c2} dans l'équation (5.26) par sa nouvelle valeur et en négligeant v_e , la dérivée de δV par rapport à α dans le cas de grands angles d'impact ($\alpha \geq \alpha_0$) sera :

$$\frac{d(\delta V)}{d\alpha} = m_p v^2 \cos^2 \alpha \sin \alpha \left(\frac{1}{\epsilon_1} - \frac{1}{\epsilon_2} \right). \quad (5.32)$$

Dans le cas de faibles angles d'impact ($\alpha \leq \alpha_0$), en remplaçant δV_{c1} dans l'équation (5.26) et en négligeant v_e , la dérivée de δV par rapport à α permet de déterminer la valeur de l'angle d'érosion maximale, noté α_{max} :

$$\frac{\epsilon_2}{\epsilon_1} = \sin n\alpha_{max} - \frac{n \cos n\alpha_{max}}{2 \tan \alpha_{max}}. \quad (5.33)$$

Neilson et Gilchrist [34] ont montré que les valeurs de ϵ_1 et ϵ_2 ne sont pas des constantes propres au matériau usiné mais que ces deux paramètres dépendent essentiellement de la vitesse et des propriétés géométriques des particules abrasives.

Les deux dernières équations nous permettent de tirer les conclusions suivantes :

- si le matériau usiné a comme caractéristique $\epsilon_1 = \epsilon_2$, le volume arraché par une particule solide dans le cas où $\alpha \geq \alpha_0$ sera indépendant de l'angle d'impact α . L'angle α_{max} dans ce cas sera égal à α_0 ;

- pour un matériau qui a une résistance à la coupe qui est plus grande dans le mode de cisaillement que dans le mode de déformation, *i.e.* $\epsilon_2 > \epsilon_1$, le volume arraché augmente avec l'angle d'incidence α de la particule lors de l'impact. L'angle d'impact α_{max} conduisant à une érosion maximale est égal à 90° . Ce comportement correspond aux matériaux fragiles. Dans le cas contraire, *i.e.* $\epsilon_2 < \epsilon_1$ et pour $\alpha \geq \alpha_0$, le volume arraché diminue quand α augmente et $\alpha_{max} < \alpha_0$. Ceci correspond au comportement des matériaux ductiles ;
- pour $\frac{\epsilon_2}{\epsilon_1} = 0$, on peut distinguer deux possibilités :
 1. $\epsilon_2 = 0$: ce cas n'existe pas en pratique,
 2. $\epsilon_1 \rightarrow \infty$: dans ce cas l'enlèvement de matière de la pièce ciblée est uniquement dû à l'érosion en mode de cisaillement. Ceci correspond au modèle de Finnie [7] déjà détaillé dans la section précédente.

5.3.4 Modèle de Hashish

Hashish, qui a travaillé sur les jets d'eau abrasifs aussi bien en expérimentation qu'en modélisation, a suivi la même démarche que Finnie [7] pour développer son modèle d'érosion par impact d'une particule solide sur un matériau [14].

Comme l'indique la Figure 5.8, la particule abrasive est supposée de masse m_p , telle qu'elle impacte la pièce à éroder avec une vitesse v et suivant un angle α . Elle est repérée par son centre de masse (c.g.) ayant pour coordonnées x et y ; son diamètre moyen est noté par d_p et on suppose que la particule tourne d'un faible angle φ dans le sens contraire des aiguilles d'une montre pendant le processus d'érosion. Les coordonnées du point de contact c sont x_t et y_t . Le point c est supposé situé à une distance $\frac{d_p}{2}$ de ce point de contact, ce qui permet d'écrire :

$$\begin{aligned} x_t &= x - \frac{d_p}{2}\varphi ; \\ y_t &= y. \end{aligned} \tag{5.34}$$

Dans son modèle, Hashish a fait les hypothèses suivantes :

- le bout tranchant $[c, e]$ de la particule est de forme sphérique avec un diamètre noté d ;
- le matériau de la pièce ciblée est considéré comme parfaitement ductile, par conséquent la déformation subie est entièrement plastique ;
- le contact est continu entre la particule et le matériau et il s'étend entre deux points c et e ;
- les forces de réaction du matériau sont normales à la surface de contact engendrée par c et e , alors que les forces de frottement sont négligées ;
- la contrainte de contact σ_f entre la particule et la partie enlevée (la lèvre) du matériau est supposée constante tandis que la largeur de la surface de contact est variable.

Les forces de réaction du matériau à la coupe peuvent être exprimées en fonction de la contrainte σ_f :

$$\begin{aligned} R_x &= A_x \sigma_f ; \\ R_y &= A_y \sigma_f, \end{aligned} \tag{5.35}$$

où A_x et A_y sont les aires des projections de la surface de contact suivant les deux directions x et y respectivement.

On peut approcher A_y par :

$$A_y = \frac{\pi}{2} a^2, \tag{5.36}$$

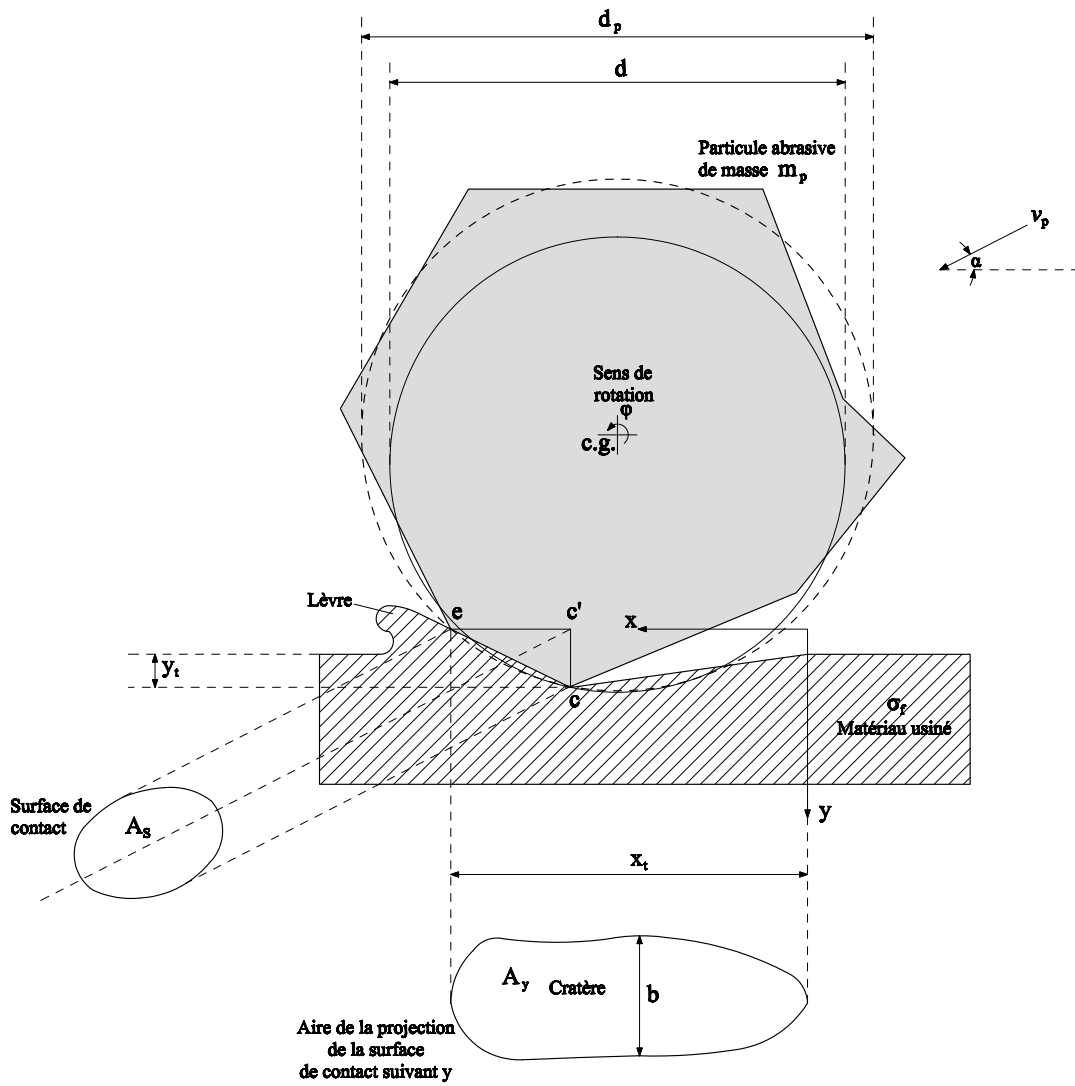


FIGURE 5.8 – Cratère créé par l'impact sur un matériau-cible d'une particule solide ayant une vitesse v et un angle d'incidence α [14].

où a est la longueur du segment $[c', e]$ (cf. Figure 5.8), qui vaut \sqrt{yd} dans le cas où la quantité y est très petite devant d .

Dans ce cas l'expression de A_y devient :

$$A_y = \frac{\pi}{2} y d. \quad (5.37)$$

La valeur de l'aire de la projection suivant x de la surface du cratère peut être exprimée approximativement comme suit :

$$A_x \approx \frac{4}{3} y \sqrt{yd}. \quad (5.38)$$

Ceci implique que les équations (5.35) peuvent être réécrites de la manière suivante :

$$\begin{aligned} R_x &= A_x \sigma_f \approx \frac{4}{3} \sigma_f y \sqrt{yd}; \\ R_y &= A_y \sigma_f \approx \frac{\pi}{2} \sigma_f y d. \end{aligned} \quad (5.39)$$

En reprenant alors la méthode utilisée par Finnie [7] pour retrouver le volume de matière enlevée par la particule, les équations de mouvement de la particule seront :

$$\begin{cases} m_p \ddot{x} = -R_x \approx -\frac{4}{3} \sigma_f y \sqrt{yd}; \\ m_p \ddot{y} = -R_y \approx -\frac{\pi}{2} \sigma_f y d; \\ I \ddot{\varphi} = r R_x \approx \frac{2}{3} \sigma_f d_p y \sqrt{yd}. \end{cases} \quad (5.40)$$

L'intégration de ces équations par rapport au temps donne :

$$\begin{aligned} \dot{x}_t &= v \cos \alpha - \Omega \left(\frac{v \sin \alpha}{\beta_1} \right)^{1,5} I_n; \\ y &= \frac{v \sin \alpha}{\beta_1} \sin \beta_1 t, \end{aligned} \quad (5.41)$$

avec $\beta_1 = \sqrt{\frac{\pi \sigma_f d}{2 m_p}}$, $R_f = \frac{d}{d_p}$, $\Omega = \frac{8 \beta_1^2 \gamma}{3 \pi \sqrt{d}}$, $\gamma = 1 + \frac{m_p r^2}{I}$ et $I_n = \int_0^t (\sin \beta_1 t)^{1,5} dt$.

L'expression de γ montre que sa valeur dépend du moment d'inertie de la particule, qui dépend lui-même de la sphéricité de la particule. On suppose que $I = \xi m_p r^2$ où $\xi = 0,5$ dans le cas des grains d'abrasifs ayant une sphéricité $s > 0,7$, et $\xi = 0,3$ dans le cas contraire.

La valeur du volume de matière enlevée peut être trouvée par l'équation :

$$\delta V = \delta V_a + \delta V_b, \quad (5.42)$$

avec :

$$\begin{aligned} \delta V_a &= \int_0^t A_x \dot{x}_t dt; \\ \delta V_b &= \int_0^t A_y \dot{y} dt. \end{aligned} \quad (5.43)$$

Comme dans le modèle de Finnie, Hashish considère que l'angle d'impact de la particule est le paramètre responsable du comportement de la particule après l'impact. La particule peut, après avoir enlevé un volume δV , soit quitter la surface du matériau ($y = 0$), soit s'arrêter dans la cratère creusé ($\dot{x}_t = 0$, $\dot{y} \neq 0$).

Dans le cas du rebond de la particule,

$$t_1 = \frac{\pi}{\beta_1} \quad (5.44)$$

et

$$\frac{\delta V_{c_1}}{d^3} = \frac{7}{6} \left(\frac{v}{v_k} \right)^{2,5} \sin 2\alpha \sqrt{\sin \alpha} \left(1 - \frac{7\gamma}{3\pi} \sqrt{\frac{v}{v_k}} \frac{(\sin \alpha)^{1,5}}{\cos \alpha} \right), \quad (5.45)$$

où :

$$v_k = \sqrt{\frac{3\sigma_f R_f^3}{\rho_p}}. \quad (5.46)$$

R_f étant la rondeur de la particule et ρ_p sa masse volumique.

Dans le cas de l'encastrement de la particule dans le matériau ($\dot{x}_t = 0$), la valeur de l'angle limite α_0 qui détermine le seuil au-delà duquel la particule peut rebondir (pour des angles d'incidence plus élevés donc) est tirée de la relation suivante :

$$\tan \alpha_0 \sqrt{\sin \alpha_0} = \frac{3\pi}{14\gamma} \sqrt{\frac{v_k}{v}}. \quad (5.47)$$

En calculant les valeurs de v_k pour différents types de matériaux et différents abrasifs, il a été prouvé que v_k prend des valeurs élevées pour des vitesses de particule qui peuvent aller jusqu'à 610 m/s. L'inégalité suivante est donc applicable dans le cas des angles d'impact inférieurs à α_0 :

$$\frac{7\gamma}{3\pi} \sqrt{\frac{v}{v_k}} \frac{\sin \alpha^{1,5}}{\cos \alpha} < 1. \quad (5.48)$$

Pour des faibles angles d'impact, l'équation (5.45) devient :

$$\frac{\delta V_{c_1}}{d^3} = \frac{7}{6} \left(\frac{v}{v_k}\right)^{2,5} \sin 2\alpha \sqrt{\sin \alpha}. \quad (5.49)$$

Cette équation peut être réécrite de la façon suivante :

$$\delta V_{c_1} = \frac{7}{\pi} \frac{m_p}{\rho_p} \left(\frac{v}{c_k}\right)^{2,5} \sin 2\alpha \sqrt{\sin \alpha}, \quad (5.50)$$

avec c_k un paramètre ayant la dimension d'une vitesse et qui relie les caractéristiques du matériau et de la particule. Son expression est donnée par :

$$c_k = \sqrt{\frac{3\sigma_f (R_f)^{\frac{3}{5}}}{\rho_p}}. \quad (5.51)$$

L'équation (5.47) devient :

$$\tan \alpha_0 \sqrt{\sin \alpha_0} = \frac{3\pi}{14\gamma} (R_f)^{\frac{3}{5}} \sqrt{\frac{c_k}{v}}. \quad (5.52)$$

Le volume arraché δV_{c_2} est alors égal à :

$$\delta V_{c_2} = \frac{\pi d^3}{2\gamma} \left(\frac{v}{v_k}\right)^2 \cos \alpha \left(1 + \frac{\alpha - \alpha_0}{\alpha_1 - \alpha_0} \tan^2 \alpha\right). \quad (5.53)$$

Cette expression est valable dans les cas où l'angle d'impact α se situe entre deux valeurs limites α_0 et α_1 repérées sur la figure 5.9.

α_1 est donnée par :

$$\tan \alpha_1 \sqrt{\sin \alpha_1} = \frac{3\pi}{7\gamma} \sqrt{\frac{v_k}{v}}. \quad (5.54)$$

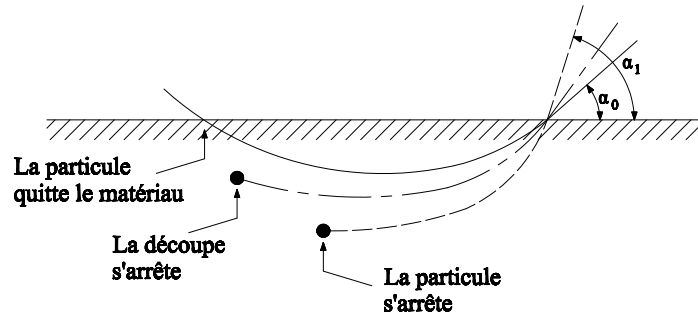
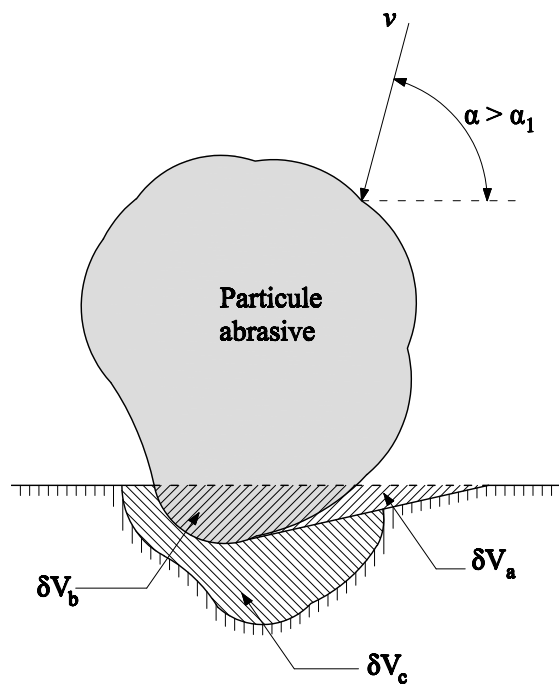
FIGURE 5.9 – Trajectoires des particules ayant un angle d'impact entre α_0 et α_1 [14].

FIGURE 5.10 – Erosion d'un matériau ductile par l'impact d'une particule avec un grand angle d'incidence [14].

A grands angles d'impact, la composante horizontale de la vitesse v_x devient négligeable. Dans ce cas, le volume érodé peut être décomposé en trois parties qui sont représentées sur la Figure 5.10.

Cette figure illustre le fait que le volume total de matière arrachée peut s'écrire sous la forme :

$$\delta V = \delta V_a + \delta V_b + \delta V_c. \quad (5.55)$$

Dans le cas où $\alpha > \alpha_1$, les valeurs de δV_a et δV_b deviennent négligeables ce qui réduit l'équation (5.55) à :

$$\delta V \approx \delta V_c. \quad (5.56)$$

Hashish propose la relation suivante, qui ressemble à celle proposée par Bitter dans le cas de l'érosion par déformation (équation 5.19), pour calculer δV_c :

$$\delta V_c = \frac{m_p v^2}{2\sigma_f} \sin^2 \alpha. \quad (5.57)$$

En résumé, le modèle de Hashish peut être présenté de la façon suivante :

$$\delta V = \begin{cases} \frac{7}{\pi} \frac{m_p}{\rho_p} \left(\frac{v}{c_k} \right)^{2,5} \sin 2\alpha \sqrt{\sin \alpha} & \text{pour } \alpha \leq \alpha_0 ; \\ \frac{\pi d^3}{2\gamma} \left(\frac{v}{v_k} \right)^2 \cos \alpha \left(1 + \frac{\alpha - \alpha_0}{\alpha_1 - \alpha_0} \tan^2 \alpha \right) & \text{pour } \alpha_0 \leq \alpha \leq \alpha_1 ; \\ \frac{m_p v^2}{2\sigma_f} \sin^2 \alpha & \text{pour } \alpha \geq \alpha_1. \end{cases} \quad (5.58)$$

La différence par rapport aux modèles précédents est que le modèle de Hashish prédit le volume arraché par l'impact d'une particule solide sur un matériau ductile pour tout l'intervalle $[0^\circ, 90^\circ]$. De plus, alors que les autres modèles se sont limités à des impact "secs", Hashish a pris en compte l'effet des forces hydrodynamiques sur le mécanisme d'érosion, une approche qui est potentiellement importante dans l'étude des jets d'eau abrasifs.

Pour simplifier l'étude, Hashish a repris le modèle de Finnie [7]. Les forces hydrodynamiques sont :

$$\begin{aligned} F_x &= \frac{1}{2} C_d \rho_e S (v \cos \alpha - \dot{x})^2 ; \\ F_y &= \frac{1}{2} C_d \rho_e S (v \sin \alpha - \dot{y})^2, \end{aligned} \quad (5.59)$$

avec C_d le coefficient de traînée de la particule, S la section de la particule projetée sur un plan normal à l'écoulement et ρ_e la masse volumique de l'eau. En plus des hypothèses proposées par Finnie, plusieurs simplifications du problème sont introduites :

- les forces hydrodynamiques sont appliquées sur le centre de rotation de la particule, ce qui conduit à un couple nul induit par ces forces ;
- le couple exercé par les forces de réaction du matériau (uniquement celui dû à R_x , la composante suivant x) n'est plus négligé dans ce cas.

Les équations de mouvement s'écrivent alors :

$$\begin{aligned} m_p \ddot{x} &= \frac{1}{2} C_d \rho_e S (v \cos \alpha - \dot{x})^2 - \sigma_f \psi b y ; \\ m_p \ddot{y} &= \frac{1}{2} C_d \rho_e S (v \sin \alpha - \dot{y})^2 - \sigma_f \psi k b y ; \\ I \ddot{\varphi} &= \sigma_f \psi b y (1 - K) r. \end{aligned} \quad (5.60)$$

Ce système d'équation peut être résolu numériquement pour calculer le volume de matière arrachée. La solution va correspondre à l'équation (5.10) déjà déterminée par Finnie.

Le rapport de la force de réaction R_y à la force hydrodynamique suivant y , F_y est égal à :

$$\frac{R_y}{F_y} = \frac{\sigma_f \psi b y K}{\frac{1}{2} C_d \rho_e S (v \sin \alpha - \dot{y})^2}. \quad (5.61)$$

Afin d'évaluer l'effet de la force hydrodynamique F_y , sa valeur maximale est déterminée à partir de l'équation (5.59) en prenant $C_d = 1$ et $\dot{y} = 0$. Le rapport $\frac{R_y}{F_y}$ devient dans ce cas :

$$\frac{R_y}{F_y} = \frac{\sigma_f \psi b y K}{\frac{1}{2} \rho_e S (v \sin \alpha)^2}. \quad (5.62)$$

D'après les expériences de Finnie, les valeurs $K = 2$ et $\psi = 2$ correspondent bien à la découpe de l'acier doux; en tenant alors compte de ces deux valeurs, en supposant que la particule de masse m_p a la forme d'une sphère de rayon $r = \frac{d_p}{2}$ et en posant $b = r$, $y = r$ et $S = \pi r^2$ dans le cas où $\alpha = 15^\circ$, l'équation (5.62) se simplifie en :

$$\frac{R_y}{F_y} = \frac{30 \sigma_f \psi K}{\pi \rho_e v^2}. \quad (5.63)$$

Un acier doux a une résistance moyenne à la découpe $\sigma_f = 2750 \text{ MPa}$ et la pression hydraulique est généralement de l'ordre de 275 MPa . Le rapport $\frac{R_y}{F_y}$ est donc égal dans ce cas à 191. La force exercée par l'eau sur la particule est ainsi négligeable par rapport à la résistance du matériau à la découpe. Ceci prouve que le rôle de l'eau dans les jets d'eau abrasifs est uniquement de contribuer au transport, à l'accélération et à la focalisation des particules - et pas directement au processus d'érosion.

5.3.5 Modèle proposé par Liu

Liu propose un modèle simple de prédiction de la profondeur du trou d'un perçage en se basant sur des travaux antérieurs de Bitter [1]. L'équation de Bernoulli permet de calculer la vitesse moyenne du jet :

$$v = \sqrt{\frac{2(p - p_0)}{\rho}} \approx \sqrt{\frac{2p}{\rho}}, \quad (5.64)$$

où p et ρ sont la pression et la masse volumique du fluide constituant le jet, p_0 est la pression à la sortie du jet. Le débit volumique du jet est donné par :

$$Q = \frac{\pi}{4} C_d d_0 v = \frac{\pi}{4} C_d d_0 \sqrt{\frac{2p}{\rho}}. \quad (5.65)$$

C_d et d_0 représentent le coefficient de décharge et le diamètre de la buse respectivement. La vitesse des abrasifs dépend de la concentration en particule dans l'écoulement, notée C_a . Liu évalue la vitesse des particules comme suit :

$$v_a = v_0 + \frac{ab}{b + C_a}, \quad (5.66)$$

où v_0 , a et b sont des constantes à trouver suite à des essais correspondant à certains fluides et à une pression donnée et pour différentes valeurs de C_a [27]. Des tests de perçage ont été faits sur des pièces de différentes propriétés mécaniques. Ces tests ont montré que l'enlèvement de matière n'a lieu que lorsque la vitesse de l'eau et des particules dépasse un certain seuil qui dépend de la taille des abrasifs (supposés sphériques) et propre à chaque matériau. Une

comparaison entre la vitesse seuil d'un jet d'eau pur et d'un jet d'eau chargé d'abrasif en grenat de diamètre moyen $44 \mu\text{m}$ met en évidence l'intérêt de l'utilisation de ces particules abrasives. Par exemple, les seuils de vitesse pour le lexan et l'aluminium dans le cas du jet d'eau pure ont été mesurés à environ 600 m/s et plus de 800 m/s , respectivement. Pour le lexan, le seuil de vitesse avec abrasifs est de 190 m/s seulement, soit environ un tiers de celle du jet d'eau pure. Ce seuil est de l'ordre de 210 m/s pour l'aluminium et 230 m/s pour l'acier inoxydable.

En supposant que les particules impactent avec un angle droit ($\alpha = 90^\circ$) et que la déformation élastique est négligeable Liu déduit, à partir de l'équation (5.19), la valeur du taux volumique d'enlèvement de matière \dot{V} qui est une fonction du débit massique \dot{m}_a et de la vitesse des particules v_a d'une part, et de la résistance au cisaillement du matériau impacté σ_f d'autre part :

$$\dot{V} = \frac{\dot{m}_a v_a^2}{2\sigma_f}. \quad (5.67)$$

En supposant que le diamètre du trou est proportionnel au diamètre du tube de mélange d_m , l'équation (5.67) peut être réécrite sous la forme :

$$\dot{h} = \frac{2\dot{m}_a v_a^2}{\pi d_m^2 \sigma_f}, \quad (5.68)$$

où :

\dot{h} est le taux de perçage (en profondeur). Suite à des études expérimentales, des modifications de l'équation (5.68) sont nécessaires parce qu'elle ne tient pas compte de la vitesse seuil d'enlèvement de matière. L'intégration des effets de seuil et du type de matériau attaqué (ductile ou fragile) donne une nouvelle formulation :

$$\dot{h} = \begin{cases} \frac{2\dot{m}_a v_a^2}{\pi d_m^2 \sigma_f} & \text{pour } v_a \geq v_t ; \\ 0 & \text{pour } v_a < v_t. \end{cases} \quad (5.69)$$

où $\sigma'_f = \sigma_f$ pour un matériau ductile et $\sigma'_f = v_a \sigma_f$ pour un matériau fragile.

Cette équation reflète une autre fois la dépendance de l'érosion uniquement de l'effet de l'impact particulaire. On supposant que l'eau se comporte comme si elle était en état de stagnation dans le trou, on peut calculer la vitesse des particules en utilisant la méthode de Newton :

$$m_a \frac{dv_a}{dt} = m_a \left(\frac{\partial v_a}{\partial t} + v_a \frac{\partial v_a}{\partial x} \right) = -C_d \rho A_a \frac{v_a^2}{2}, \quad (5.70)$$

avec C_d est le coefficient de traînée et A_a est la section transversale de la particule (supposée circulaire dans notre cas). A l'état d'équilibre ($\frac{\partial v_a}{\partial t} = 0$), l'équation (5.70) devient :

$$\frac{dv_a}{v_a} = -\frac{C_d \rho A_a}{2m_a} dx. \quad (5.71)$$

En intégrant cette équation (5.71) le long de la profondeur du trou on détermine l'expression de v_a :

$$v_a = v_{a0} e^{-k_2 h}, \quad (5.72)$$

où $k_2 = \frac{C_d \rho A_a}{2m_a}$. En substituant la valeur de v_a dans l'équation (5.69), on réécrit l'expression de \dot{h} comme suit :

$$\dot{h} = \begin{cases} k_1 v_{a0}^2 e^{-2k_2 h} & \text{pour } v_a \geq v_t ; \\ 0 & \text{pour } v_a < v_t, \end{cases} \quad (5.73)$$

avec $k_1 = \frac{2\dot{m}_a^2}{d_m^2 \sigma_f}$.

5.4 Synthèse des modèles existants

Les modèles présentés dans ce chapitre permettent d'évaluer le volume de matière arraché δV suite à l'impact d'une particule solide sur un matériau ductile. Cette particule est supposée rigide, de forme sphérique de diamètre d_p , de masse m_p , de masse volumique ρ_p et son angle d'incidence est noté α .

Ces modèles s'appuient sur la cinématique de la particule. Les équations de mouvement de la particule en x , y , et φ sont écrites et développées. L'analyse de ces équations permet de déterminer le volume unitaire enlevé δV sauf dans le cas du modèle de Liu qui cherche à trouver l'évolution de la profondeur h du trou.

Bitter distingue deux grands mécanismes d'érosion : le mode de déformation et le mode de cisaillement, qui correspondent respectivement à des angles d'impacts élevés et faibles pour les particules abrasives incidentes. Il crée son modèle en considérant l'effet de la vitesse de la particule suivant les deux directions \vec{x} et \vec{y} et fait intervenir deux propriétés mécaniques du matériau (ϵ_1 , ϵ_2). Ces propriétés ont été trouvées variables en fonction de la vitesse et de la forme de la particule par Neilson et Gilchrist, ce qui limite l'application du modèle.

L'érosion est généralement calculée en considérant un impact sec de la particule. Hashish a étudié l'effet de la couche de liquide sur le phénomène d'érosion en tenant compte du modèle de Finnie et a pu démontrer que l'effet des forces hydrodynamiques est négligeable par rapport aux forces de réaction du matériau. Le modèle proposé par Hashish a la particularité de faire intervenir le paramètre de forme de la particule dans le calcul de δV et peut être appliqué sur tout l'intervalle d'angles d'attaque $[0^\circ, 90^\circ]$.

Liu Cherche à trouver l'évolution de la profondeur du trou en faisant des hypothèses simples et en imposant une forme axisymétrique au trou. Il a validé son modèle suite à des expériences qui ont montré qu'à partir d'un certain moment, l'évolution du perçage se manifeste seulement en profondeur alors que son diamètre reste quasiment constant.

5.5 Modélisation de l'érosion

Le but de l'étude de ces modèles est de construire un modèle d'érosion fiable et représentatif de l'enlèvement de matière. Nous avons cherché à développer un modèle qui soit simple à implémenter, qui peut être appliqué localement au niveau de la maille, et qui comporte les termes les plus importants dans le phénomène d'érosion. L'enlèvement de matière dépend directement du matériau à usiner, de l'énergie cinétique particulaire, et d'une vitesse seuil propre à chaque matériau. Le taux d'enlèvement de matière pourra s'écrire comme suit :

$$\dot{V} = F(\dot{m}_a, v_a, \sigma_f, \alpha, \dots). \quad (5.74)$$

Ainsi, en nous appuyant sur les travaux de modélisation de l'érosion antérieurs, notamment ceux de Bitter et de Liu, nous exprimons le volume de la matière enlevée de la manière suivante :

$$\dot{V} = K \frac{\dot{m}_a v_a^2}{\sigma_f}, \quad (5.75)$$

Où :

\dot{V} est taux d'enlèvement de matière ;
 \dot{m}_a est le débit massique des particules ;
 v_a est la vitesse des particules ;
 σ_f représente la résistance du matériau à l'érosion ;
 K est un coefficient de corrélation.

Le volume enlevé pendant un temps dt (un pas de temps) peut s'écrire :

$$dV = K \frac{\dot{m}_a v_a^2}{\sigma_f} dt. \quad (5.76)$$

En posant C_a la concentration locale d'abrasifs, on aura :

$$C_a = \frac{\dot{m}_a}{v_a S}, \quad (5.77)$$

où S est la projection de la surface de l'anneau formé par la cellule là où la particule impacte.
 D'où :

$$\dot{m}_a = C_a v_a S. \quad (5.78)$$

En remplaçant \dot{m}_a par sa valeur dans l'équation (5.76) on obtient :

$$dV = K \frac{C_a S v_a^3}{\sigma_f} dt. \quad (5.79)$$

Ce modèle fait intervenir une variable appelée la vitesse seuil du matériau, autrement dit, la vitesse au-dessus de laquelle nous avons de l'enlèvement de matière. Pour cette variable (vitesse seuil), les valeurs correspondant aux matériaux les plus utilisés, issues de l'expérience, sont disponibles dans la littérature.

Fort de ce modèle, nous pouvons maintenant entamer la phase suivante qui consiste à coupler notre modélisation fluïdique à celle de l'érosion. Ça sera l'objet du sixième chapitre.

Chapitre 6

Simulation numérique du perçage par jet d'eau abrasif

Sommaire

6.1	Introduction	87
6.2	Modélisation et simulation du jet chargé de particules abrasives	88
6.2.1	Définition d'un cas de perçage vertical par jet d'eau abrasif	88
6.2.2	Mise en place de la simulation du perçage par jet d'eau abrasif	89
6.3	Modélisation de l'érosion	92
6.4	Modélisation de l'interaction particules-solide	93
6.5	Résultats	97

Un exemple de pièces à perforer pour lesquelles l'utilisation du jet d'eau abrasif devient avantageuse voire indispensable est constitué par le cas de trous de très petits diamètres à réaliser dans les sous-ensembles de moteurs aéronautiques. Non seulement les matériaux à usiner dans ce cas sont sophistiqués et difficiles à éroder, mais de surcroît, la géométrie et l'emplacement des trous sont généralement complexes. Dans de telles situations l'utilisation d'un autre procédé de perçage peut être limitée d'une part par le fait que les diamètres des trous qui peuvent être inférieurs à 0,4 mm et d'autre part par la réaction du matériau fonction de sa dureté et sa composition. Le perçage par laser par exemple, est déconseillé dans ce cas en raison de son effet négatif sur les caractéristiques de la surface du matériau usiné, qui rend nécessaires des post-traitements augmentant le coût global de l'opération.

6.1 Introduction

Nous venons de donner un exemple de l'intérêt industriel croissant que représente le procédé de perçage par jet d'eau abrasif. Dans ce genre d'usinage par jet d'eau, la buse ainsi que la pièce cible restent fixes l'une par rapport à l'autre durant toute la procédure de perçage alors que la découpe par jet d'eau abrasif se caractérise par une vitesse d'avance du jet par rapport à la pièce usinée. L'évolution du front de coupe dans ce cas dépend de la vitesse d'avance, de la vitesse du jet et des particules, de l'angle de découpe et de plusieurs autres paramètres non géométriques comme la taille et la masse des particules et les propriétés du fluide porteur. La vitesse d'avance donne au profil de découpe la forme d'un sillon linéaire variant suivant

cette vitesse programmée d'avance. Il n'est bien sûr plus possible de se contenter de faire des calculs en mode 2D axisymétrique dans ce cas : une (coûteuse) simulation en 3D devient donc nécessaire pour résoudre le problème de découpe par jet d'eau abrasif.

Le modèle à implémenter dans les deux configurations (perçage / découpe) a la même structure mais on bénéficie bien sûr dans le cas du perçage droit de la simplification théoriquement introduite par la symétrie axiale du profil du trou créé. En pratique, le trou percé a généralement la forme d'un ellipsoïde avec une section circulaire à l'entrée et la symétrie axiale est à peu près réalisée, d'autant plus parfaitement bien sûr que le matériau est d'une composition homogène.

Dans ce travail nous nous intéressons au perçage droit par une configuration 2D axisymétrique dont nous verrons qu'elle revêt déjà un niveau de complexité significatif.

Une autre difficulté est envisagée lors de la modélisation du perçage : dans les cas des trous débouchants, on doit prendre en compte un changement brusque de la topologie d'une partie de la paroi impactée. Cette partie doit en effet évoluer d'une paroi solide déformable en une sortie à l'air ambiant pour permettre au jet de sortir du domaine du calcul à travers ce trou.

6.2 Modélisation et simulation du jet chargé de particules abrasives

La simulation de l'usinage par jet d'eau abrasif est décomposée généralement en deux parties essentielles qui sont la simulation de l'écoulement du jet fluide et la prédiction des trajectoires des particules abrasives d'une part, la simulation du phénomène d'érosion du solide - décrite au chapitre précédent - d'autre part. Dans le présent travail, on a fait le choix de s'appuyer sur un logiciel du commerce (Fluent 6) pour le calcul de l'écoulement du jet chargé ; on intègre alors au sein de ce logiciel, sous la forme d'une fonction utilisateur, un modèle d'érosion qui utilise les contraintes introduites par les particules abrasives sur le matériau cible pour faire évoluer la forme de la paroi impactée.

6.2.1 Définition d'un cas de perçage vertical par jet d'eau abrasif

Comme on l'a déjà mentionné, les applications les plus courantes du perçage par jet d'eau abrasif se trouvent dans les domaines de l'aéronautique et des équipements spatiaux. Ainsi, dans le cadre d'un projet de recherche regroupant Arts et Métiers ParisTech, centre de Paris, et la Société Nationale d'Etude et de Construction de Moteurs d'Aviation (SNECMA) [40], nous nous sommes intéressés à la maîtrise du perçage par jet d'eau abrasif pour le refroidissement des pièces des moteurs à propulsion. Dans ce cadre, des études expérimentales ont été réalisées pour déterminer les propriétés des trous perforés en utilisant un jet d'eau chargé de particules abrasives. Une partie de ces essais a été réalisée sur des plaques d'acier de 2,0 mm d'épaisseur. Des séries des trous sont réalisées pour différents temps de perçage allant de 1 à 11 secondes, avec un incrément d'une seconde. Le jet d'eau est chargé de particules en grenat de diamètre moyen 120 μm . Le débit massique en particules est de 0,12 kg/min. Le rapport des diamètres du saphir et du tube de focalisation est 0,25 mm/0,8 mm. La longueur de ce tube est de 50,8 mm, la distance de tir étant de 1,0 mm.

Une simulation numérique préliminaire est lancée en tenant compte de ces conditions, dans le but de calculer les propriétés du jet à la sortie de la buse. Les mêmes configurations et

conditions aux limites que dans les cas de validation du chapitre 4 sont prises en compte pour retrouver les profils de vitesse du fluide et des particules, ainsi que le profil de la concentration du jet en particules à la sortie du tube de focalisation. Ces profils sont aussi moyennés de la même manière en espace et en temps. Un domaine de calcul en maillage structuré est construit en mode 2D axisymétrique. Ce domaine est rectangulaire, de longueur 5,08 cm et de largeur 0,4 mm. La pression de l'eau étant de 280 MPa, sa vitesse à la sortie du saphir est alors calculée à l'aide de l'équation (5.64). D'après Raïssi [41], l'eau entrant dans la chambre de mélange à la vitesse déterminée entraîne l'air dans le tube de focalisation dont la vitesse s'aligne rapidement avec la vitesse de l'eau figure 6.1. Ceci peut être démontré en appliquant la loi de conservation de mouvement où la vitesse du mélange devient :

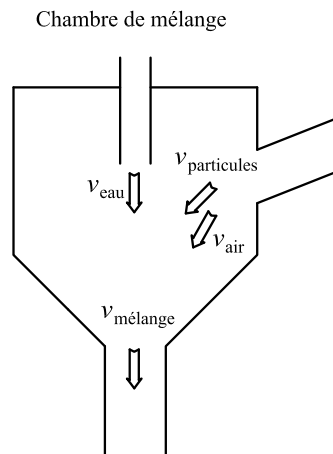


FIGURE 6.1 – Chambre de mélange. La vitesse moyenne du fluide homogène composé de l'eau et de l'air est notée $v_{\text{mélange}}$.

$$v_{\text{mélange}} = \frac{\alpha_{\text{eau}}\rho_{\text{eau}}v_{\text{eau}} + \alpha_{\text{air}}\rho_{\text{air}}v_{\text{air}}}{\rho_{\text{mélange}}}. \quad (6.1)$$

En supposant que $\alpha_{\text{eau}} = 0,0915$ et $\alpha_{\text{air}} = 0,9085$, la masse volumique du mélange devient $\rho_{\text{mélange}} = 90 \text{ kg/m}^3$. La vitesse de l'eau étant $v_{\text{eau}} \approx 749 \text{ m/s}$, celle de l'air est $v_{\text{air}} = 0 \text{ m/s}$, on détermine ainsi la vitesse moyenne du fluide porteur dans le canon de focalisation, $v_{\text{mélange}} = 760 \text{ m/s}$. Les profils de vitesse du fluide et des particules à l'entrée du tube, plus précisément à l'interface (figure 4.3), sont ensuite calculés à travers les équations (4.1) et (4.2) respectivement.

Les résultats de cette simulation, en particulier les profils de la vitesse du fluide, de la vitesse et du taux de présence des particules à la sortie du tube de mélange, vont servir dans la suite du chapitre comme conditions aux limites d'entrée du jet dans le domaine pour la simulation du perçage. Les paramètres réutilisés sont la vitesse du fluide porteur, la vitesse des particules et le taux de présence des particules dont les profils sont présentés sur la figure 6.2.

6.2.2 Mise en place de la simulation du perçage par jet d'eau abrasif

Les résultats obtenus par la simulation précédente vont permettre de réduire la taille du domaine de calcul. Celui-ci va être constitué seulement de la région séparant la buse de la

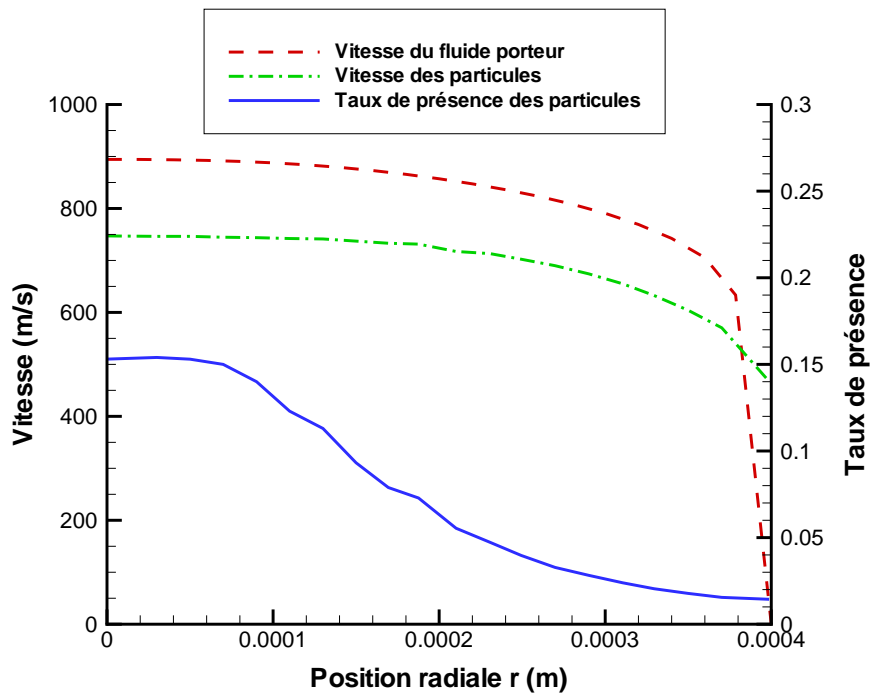


FIGURE 6.2 – Profils de vitesse du fluide porteur et des particules, et le taux de présence des particules à l’entrée du jet dans le domaine de calcul.

pièce usinée . Cette stratégie de non-prise en compte du canon de focalisation dans le domaine de calcul est rendue possible par le fait que les propriétés de l’écoulement et des particules en sortie de buse issues des simulations numériques sont fiables comme on l’a montré au chapitre 4, sur une configuration voisine, en confrontant nos résultats de simulation avec des expériences réalisées par Raïssi [40].

L’écoulement est simulé à l’aide du logiciel Fluent 6, mis en œuvre en retenant les ingrédients numériques suivants :

- le domaine de calcul est construit en mode 2D axisymétrique représenté sur la figure 6.3. Il est de forme rectangulaire. On y distingue l’axe de l’écoulement, l’entrée du fluide porteur et des particules dans le domaine qui est également l’extrémité du tube de focalisation et qui a la dimension du rayon intérieur de la buse, une sortie qui permet l’évacuation de l’air et du fluide, et la partie solide de l’extrémité de la buse. Un maillage non structuré en triangles est employé. Ce choix est pris à cause du développement prévu du trou qui rend impossible l’utilisation d’un maillage structuré. Le nombre initial des cellules dans ce domaine, avant toute déformation, est de 11471 cellules ;
- le calcul est réalisé en mode 2D double précision à cause de la petite taille du domaine et des grandes valeurs des paramètres de l’écoulement comme la vitesse et la pression par exemple ;
- le calcul est évidemment instationnaire à cause du déplacement des particules et de l’évolution du trou érodé et ensuite du maillage en fonction du temps ;
- une approche de type Volume of Fluid (VOF), telle que proposée par D.B. Kothe et W.J. Rider [23], permet de décrire le caractère diphasique de l’écoulement. Les frac-

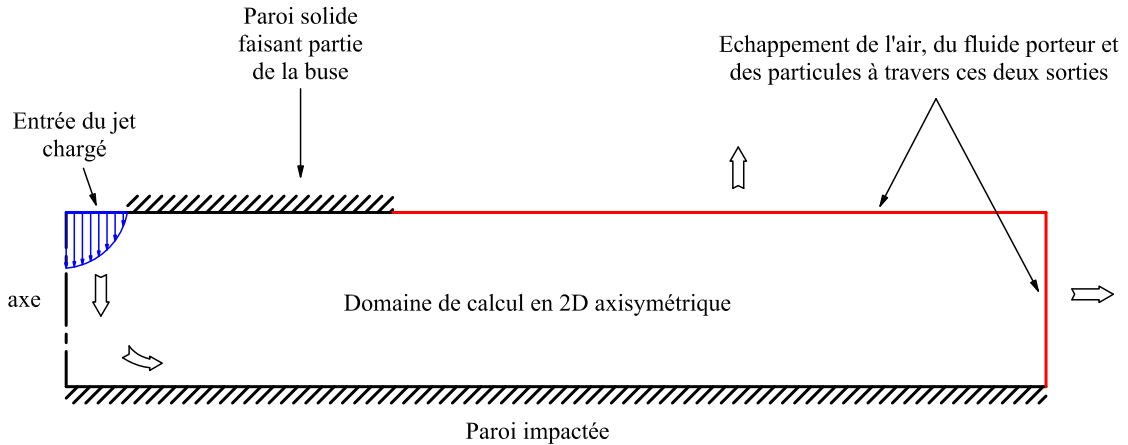


FIGURE 6.3 – Domaine de calcul.

tions volumiques α_l et α_g des phases liquide et gazeuse sont introduites et l'équation d'évolution de α_l est résolue tandis que α_g est obtenu en écrivant simplement :

$$\alpha_g + \alpha_l = 1. \quad (6.2)$$

La phase gazeuse est l'air ambiant alors que la phase liquide est dans ce cas considérée comme le mélange d'eau et d'air. Les propriétés physiques de ce mélange sont obtenues en suivant le schéma suivant :

- la masse volumique du fluide $\rho_{\text{fluide}} = 90 \text{ kg/m}^3$, composé d'eau et d'air, est calculé par :

$$\rho_{\text{fluide}} = \alpha_{\text{eau}}\rho_{\text{eau}} + \alpha_{\text{air}}\rho_{\text{air}}, \quad (6.3)$$

- la viscosité de ce fluide $\mu_{\text{fluide}} = 4,5439 \cdot 10^{-5} \text{ kg/m.s}$ est trouvée à l'aide de l'expression (4.5) donnée par Dolezalek et Schulze [5] et développée dans le chapitre 4. Dans notre cas l'indice A de l'équation (4.5) représente l'air alors que l'indice B représente l'eau,
- l'effet des particules abrasives est introduit dans le calcul de la viscosité par l'équation (4.9) (modèle de Nunziato [35]), la valeur de la viscosité du mélange fluide homogène - particules devient alors $\mu_{\text{fluide+particules}} = 4,5476 \cdot 10^{-5} \text{ kg/m.s}$;
- le caractère turbulent de l'écoulement est modélisé de façon statistique à l'aide du modèle de type $k - \varepsilon$ réalisable proposé dans T.-H. Shih et al. (1995) [48], bien adapté à la simulation du développement des jets ronds ;
- des schémas décentrés d'ordre 2 en espace sont employés pour discrétiser les équations de transport associées aux équations de conservation de la quantité de mouvement et des grandeurs turbulentes ;
- l'effet de la gravité est présent dans la simulation même si sa contribution est négligeable ;
- la présence de particules dans la phase liquide est prise en compte dans le solveur fluide par le biais d'un modèle de phase discrète. Celui-ci néglige les effets des interactions particule-particule ce qui suppose une concentration volumique de particules faible (moins de 10 %), ce qui est le cas de notre application. La trajectoire d'une particule appartenant à la phase discrète est calculée en intégrant l'équation d'équilibre de la particule, exprimée en formulation lagrangienne. Etant données les caractéristiques géométriques des particules, on ne fait intervenir que la force de traînée associée à chaque

particule. Cette force de traînée élémentaire est estimée à l'aide de corrélations fonctions du nombre de Reynolds local. L'interaction des particules avec la phase continue - fluide homogène composé d'un mélange d'eau et de l'air - est également prise en compte par l'intermédiaire d'un transfert de la quantité de mouvement (équation (2.42)) ;

- conditions aux limites :
 - on impose des sorties à la pression atmosphérique,
 - une condition de symétrie est définie sur l'axe,
 - à l'entrée du jet, le profil de vitesse résultat de la précédente simulation et illustré sur la figure 6.2 est imposé comme vitesse du fluide dont la proportion volumique à l'entrée est de 100 %,
 - on impose aussi sur cette paroi les profils de vitesse et du taux de présence des particules apparaissant sur la même figure ;
- la discrétisation temporelle est implicite et précise au premier ordre. Elle utilise une technique de pas de temps fictif ou pas de temps dual. A chaque itération en pas de temps physique, on fait intervenir des sous itérations en pas de temps fictif jusqu'à convergence. Les critères de convergence retenus sur les sous itérations sont les suivants : 50 sous itérations au maximum ou perte de quatre ordres de grandeur sur tous les résidus. En général, le pas de temps physique de la simulation choisi est suffisamment petit pour garantir que le second critère est atteint avant 50 sous itérations.

En résumé, les calculs ont été menés typiquement sur un domaine en 2D axisymétrique avec un maillage raffiné au niveau de la paroi impactée. La dimension typique du domaine est une distance de 1 mm entre la sortie de buse et la paroi impactée. La modélisation est instationnaire et le pas de temps retenu est $\delta t = 10^{-8}$ s.

6.3 Modélisation de l'érosion

Dans le cas des jets d'eau chargés d'abrasifs, on va se limiter à l'effet prépondérant de l'impact des particules solides sur la pièce usinée. Comme les matériaux usinés par le moyen des jets d'eau chargés sont généralement des matériaux difficiles à usiner et à hautes caractéristiques mécaniques, l'effet de l'impact du liquide reste relativement faible par rapport à celui de l'interaction particules-solide. Dans notre modèle, présenté dans le chapitre précédent, on calcule le volume de matière enlevée dV en fonction de la concentration et de la vitesse des particules, de la surface de l'indentation créée, de la résistance du matériau à l'érosion et du pas de temps du calcul. Ce volume s'exprime par :

$$dV = K \frac{C_a S v_a^3}{\sigma_f} dt. \quad (6.4)$$

Dans notre cas, K est supposée égale à 0,5.

Le choix de ce modèle est basé sur plusieurs critères dont :

- la possibilité de l'appliquer localement ;
- sa compatibilité avec les modèles de phase discrète et de maillage dynamique du solveur fluide.

6.4 Modélisation de l'interaction particules-solide

Les modèles de transport des particules solides permettent d'injecter à l'entrée du jet dans le domaine de calcul un certain nombre de particules. Les propriétés de ces particules, très précises, sont définies dans un fichier, appelé fichier d'injection. Celui-ci contient toutes les informations nécessaires pour injecter une ou plusieurs particules dans le domaine, *i.e.* position, vecteur de vitesse initiale, diamètre, température, masse volumique et débit massique. Ces informations sont issues des profils de vitesses et de taux de présence en fonction de la position radiale de ces particules par rapport à l'axe principal du jet.

Le jet abrasif quitte le tube de mélange et arrive sur la pièce cible ; le phénomène d'érosion débute. Dans le cadre de nos calculs de modélisation, l'interaction jet abrasif - matière, l'érosion qui en découle et le remaillage sont pris en compte grâce à trois fonctions appelées UDFs ou « User Defined Functions ». Ces fonctions, qui sont conçues et programmées par nos soins, sont liées entre elles et interagissent avec un fichier de sauvegarde des coordonnées des points de la paroi impactée, fichier nommé « paroi.impactee ». Ces fonctions sont détaillées dans la suite.

La première fonction modélise le rebond élastique des particules après leur impact sur la pièce cible. Cette modélisation ne prend en compte que le choc élastique des particules dépendant de leur angle d'incidence par rapport à la surface visée. A noter que la paroi impactée représentée sur la figure 6.3 est décomposée en deux parties, la partie déformable qui pourra être érodée qui s'étend de l'axe principal jusqu'à 1 mm de largeur et une autre partie non déformable représentée par le reste de paroi. Cette décomposition diminue le temps de calcul parce que le nombre de points qui subissent des déplacements est plus réduit. La condition limite de rebond particulaire, développée par nos soins, est donc imposée seulement sur la partie érodée de la paroi. Cette condition, en plus du calcul de la trajectoire de la particule après rebond, fait appel au modèle d'érosion à chaque impact détecté.

Le calcul du volume enlevé est réalisé par la deuxième fonction qui reprend les coordonnées et les propriétés de la particule impactante qui a été déjà captée par la première fonction. La cellule où se passe cet impact est ainsi repérée. La concentration en particules est donnée par Fluent dans cette cellule ; on peut alors appliquer la formule (5.79) pour trouver la valeur du volume de matière arrachée.

Comme nous travaillons en 2D axisymétrique, il faut être prudent lors d'une modification de la topologie de la surface du domaine de calcul. Le déplacement de la paroi se traduit par un enlèvement de matière de forme annulaire dont le volume est égal à la surface enlevée multipliée par $2\pi r_m$ où r_m est la distance radiale moyenne de cette surface par rapport à l'axe du jet. Le rayon r_m est supposé égal à la coordonnée radiale de la particule au moment de son contact avec le solide.

La question est maintenant de calculer et représenter l'enlèvement de matière.

En se référant aux travaux expérimentaux d'Isomoto Oka *et al.* [36], nous pouvons considérer que l'indentation créée suite à l'impact d'une particule sur l'acier dépend de sa vitesse. Leurs essais d'impacts sont faits à sec sans aucun fluide porteur, mais comme Hashish a démontré que l'effet des forces hydrodynamiques est négligeable devant la force de réaction du

matériau, on peut considérer, pour un intervalle de vitesse particulaire située entre 200 et 1000 m/s, que la largeur de l'indentation est égale au diamètre de la particule [36]. A l'aide de cette hypothèse, nous déterminons, lors du remaillage, les cellules qui vont subir une déformation. Celles ci sont les cellules de la paroi qui s'étendent de part et d'autre du point d'impact et dont les deux extrémités sont les plus proches l'une de l'autre mais qui vérifient en même temps la condition suivante : La distance entre ces deux extrémités est égale ou est légèrement supérieure au diamètre d_a de la particule. Un schéma représentatif est donné sur la figure 6.4.

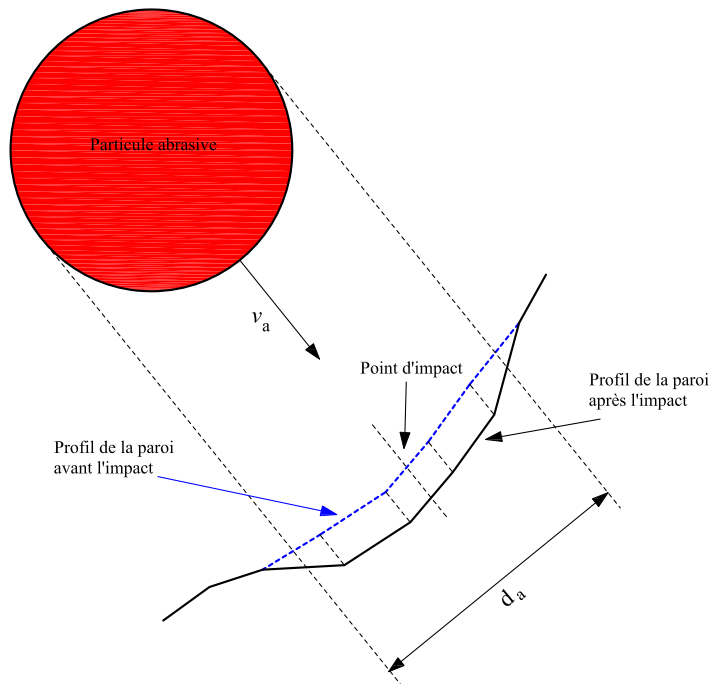


FIGURE 6.4 – Déformation de la paroi suite à l'impact d'une particule.

En supposant que tous les points qui sont affectés par l'enlèvement de matière, sont déplacés de la même valeur notée δ , nous pouvons facilement trouver l'expression de la surface de l'indentation creusée en fonction de δ . En supposant :

$$S = S(\delta), \quad (6.5)$$

l'équation (5.79) devient :

$$dV = K \frac{C_a S(\delta) v_a^3}{\sigma_f} dt. \quad (6.6)$$

La valeur de δ ainsi déterminée, et connaissant davantage l'angle d'impact de la particule, les coordonnées radiales d_r et axiales d_x des nouveaux points de la paroi sont calculées et sauvegardées dans « paroi.impactee » (figure 6.5).

La troisième fonction est appelée à chaque pas de temps. Son interaction avec les deux autres ne se fait pas directement, mais par l'intermédiaire du fichier de sauvegarde des coordonnées. En effet, à chaque pas de temps, cette fonction lit le fichier « paroi.impactee », les coordonnées des points de la paroi sont récupérées. Ensuite, le profil de la paroi est mis à jour

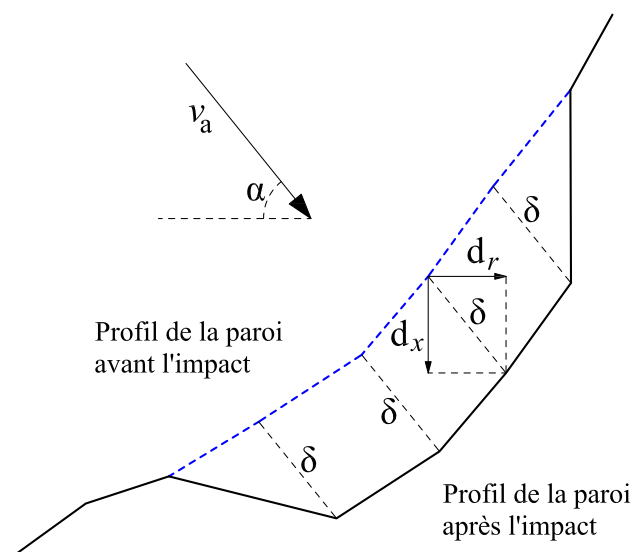


FIGURE 6.5 – Déplacements des points de la paroi.

et le domaine de calcul est remaillé à l'aide des modèles de maillage dynamique de Fluent, *i.e.* le « Spring-Based Smoothing Model » et le « Local Remeshing Model ».

En résumé, le modèle d'interaction est expliqué par l'organigramme illustré sur la figure 6.6 qui montre la démarche suivie. Durant un pas de temps dt , les tâches suivantes sont enchaînées :

- toutes les sous-itérations, le capteur imposé sur la paroi ciblée (dans sa partie modifiable) détecte les particules qui sont arrivées à cette paroi ;
- la zone d'impact et les cellules correspondant sont repérés ;
- la trajectoire de la particule en rebond est calculée ;
- le volume à enlever est déterminé ;
- le déplacement des points sur la paroi est calculé ;
- on sauvegarde dans « paroi.impactee » les positions des nouveaux points ;
- un test de convergence est effectué : on impose un maximum de 50 sous itérations avec des critères de convergence de 10^{-4} sur toutes les équations résolues :
 - le calcul est convergé. Dans ce cas le modèle de maillage dynamique récupère les coordonnées sauvegardées des points de la surface, met à jour la géométrie de cette paroi et remaillé le domaine de calcul,
 - le calcul n'est pas encore convergé. On reprend la sous itération suivante.

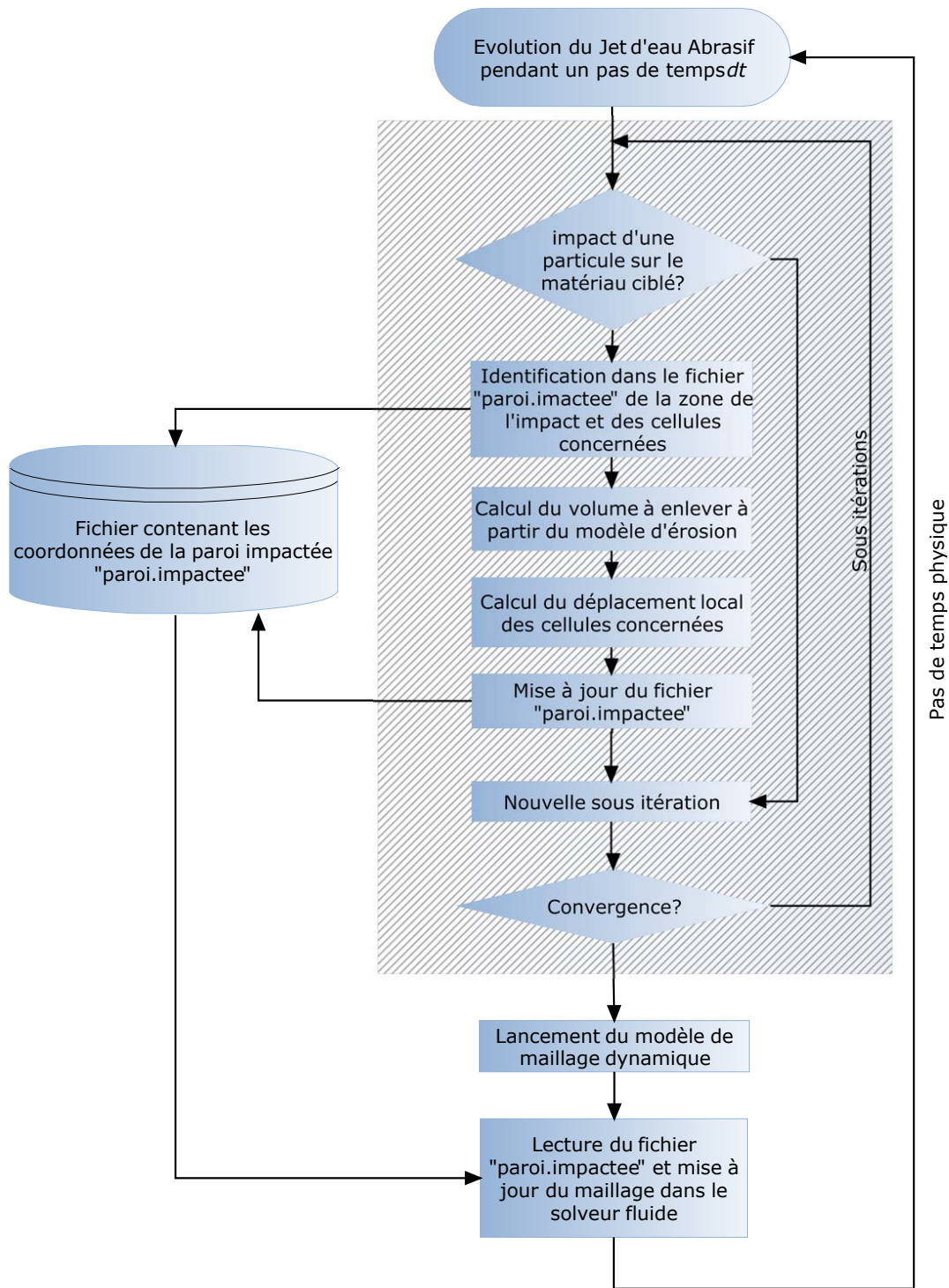


FIGURE 6.6 – Organigramme du code d'interaction jet et particules d'une part et matériau impacté d'autre part.

6.5 Résultats

Pour valider l'ensemble de ces modèles, une étude comparative avec des résultats expérimentaux est nécessaire. Plusieurs paramètres peuvent être abordés, en particulier les dimensions du trou en fonction du temps. Expérimentalement, pour pouvoir prendre des photographies de l'évolution du perçage, il faut arrêter le jet, couper la plaque métallique suivant le plan de symétrie du trou, et mesurer son profil (figure 6.7).

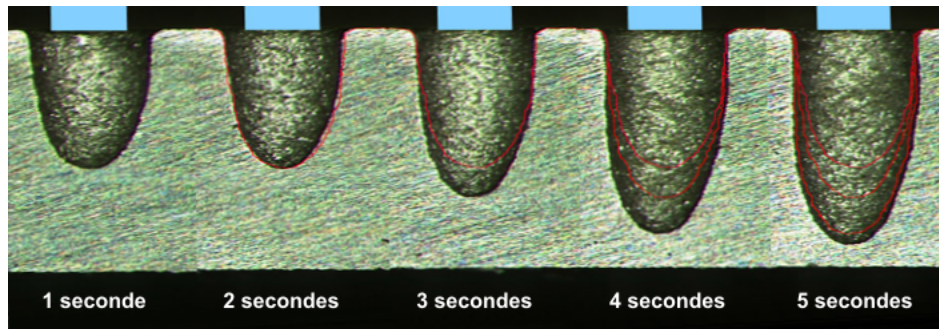


FIGURE 6.7 – Exemple de perçages non débouchant réalisés à Arts et Métiers, ParisTech.

C'est pourquoi extraire plusieurs mesures à partir d'un seul trou est impossible. La procédure consiste donc à faire le perçage sur plusieurs étapes. Une pièce métallique, en acier par exemple, est soumise à un jet d'eau chargé pendant des durées différentes dans des endroits différents mais qui ne sont pas très éloignés pour garantir des propriétés identiques du matériau ciblé. La durée de perçage de chaque trou est plus longue que celle du précédent, la différence étant un intervalle de temps à définir préalablement. Le cas de perçage expérimental mentionné ci-dessus consiste à faire onze trous ayant des temps de perçage différents et dont la différence est d'une seconde entre deux trous consécutifs. A partir du sixième trou, c'est à dire pour un temps de perçage de 6 s, le jet débouche à travers la plaque d'acier. Nos simulations s'arrêtent à $t = 5$ s.

Au fur et à mesure de la simulation du perçage, des sauvegardes automatiques des données de l'écoulement sont programmées. On en tire les fichiers correspondant aux temps : 0, 1, 2, 3, 4 et 5 s. En regardant dans un premier temps les domaines de calcul, on s'aperçoit qu'ils sont bien maillés, à l'exception de quelques cellules sur l'axe, dans la zone du trou tout en respectant les règles imposées par l'utilisateur pour contrôler la taille des mailles. Le maillage du domaine dans ces cas est illustré par les figures 6.8 à 6.13. L'augmentation du nombre de cellules ainsi que celle du nombre de points sont évidemment proportionnelles à l'augmentation du volume du domaine. Cette propriété est montrée par les deux figures 6.14 et 6.15. La première représente l'évolution du volume total du domaine de calcul ainsi que celles des nombres de cellules et de points dont il se compose alors que la deuxième figure montre l'évolution du volume de matière enlevé en fonction du temps de perçage ainsi que l'augmentation en nombre de cellules et en nombre de points dues au perçage.

La figure 6.16 montre l'évolution de la profondeur du trou (valeur mesurée sur l'axe). Il apparaît clairement que l'augmentation de la profondeur en fonction du temps n'est pas linéaire. Ceci a été déjà démontré analytiquement et est représenté par l'équation (5.73). On remarque sur cette figure que la différence des mesures expérimentales de la profondeur dans les deux cas correspondant à $t = 1$ et $t = 2$ s est presque nulle. Cette anomalie peut être

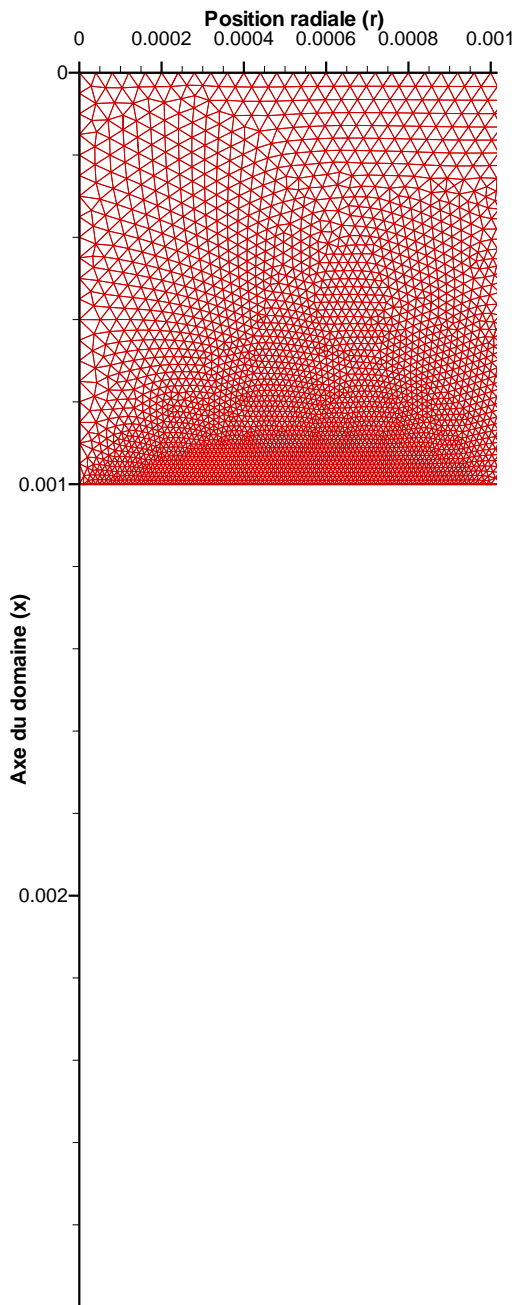


FIGURE 6.8 – Maillage du domaine de calcul dans la zone d'impact à $t = 0$ s.

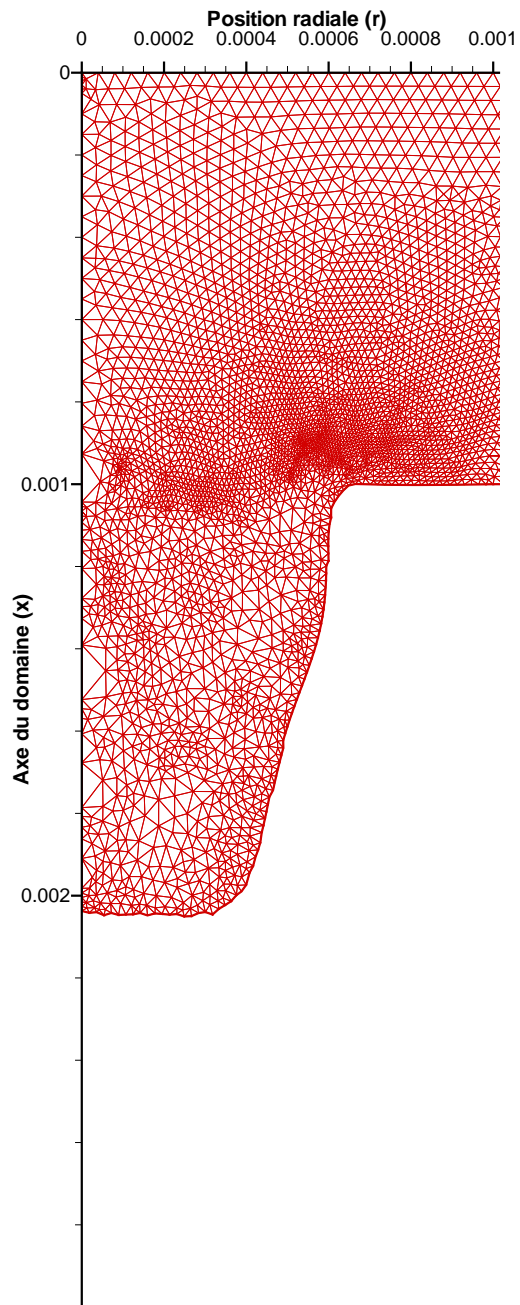


FIGURE 6.9 – Maillage du domaine de calcul dans la zone d'impact à $t = 1$ s.

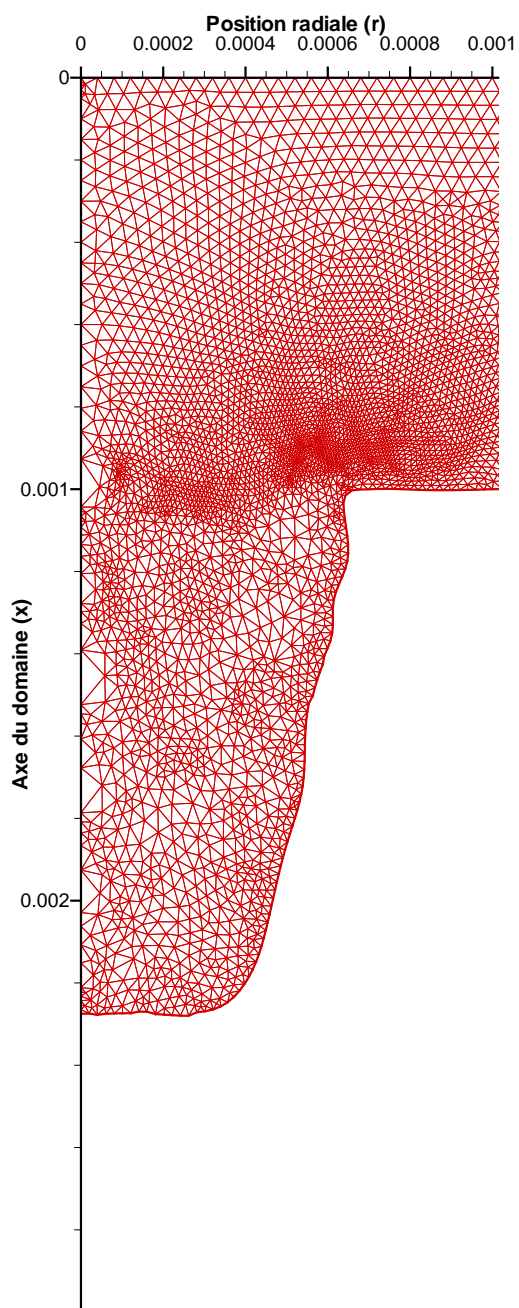


FIGURE 6.10 – Maillage du domaine de calcul dans la zone d'impact à $t = 2$ s.

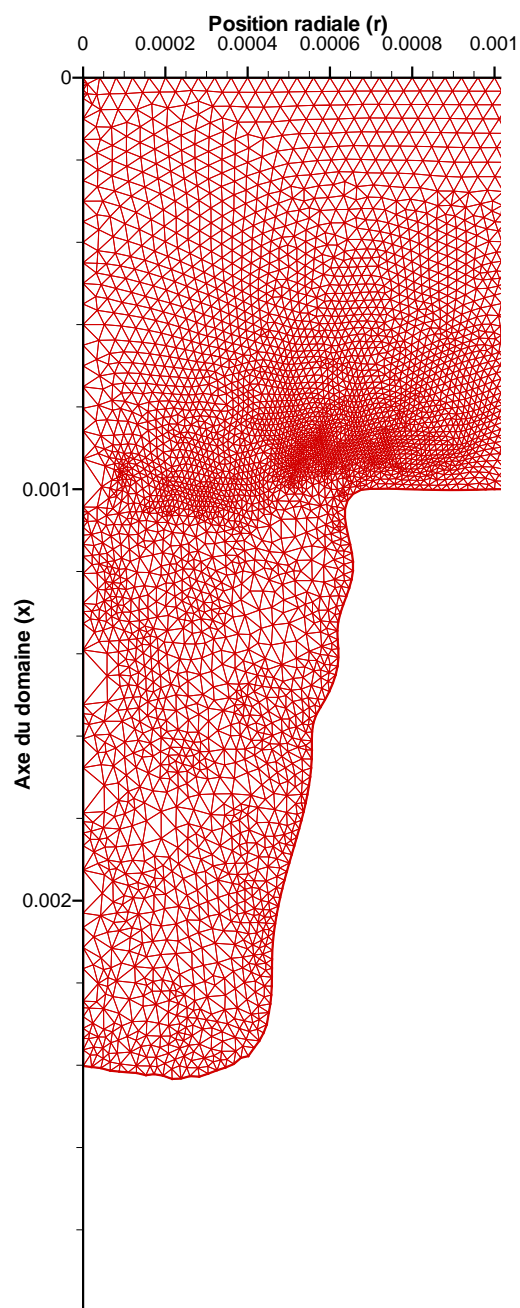


FIGURE 6.11 – Maillage du domaine de calcul dans la zone d'impact à $t = 3$ s.

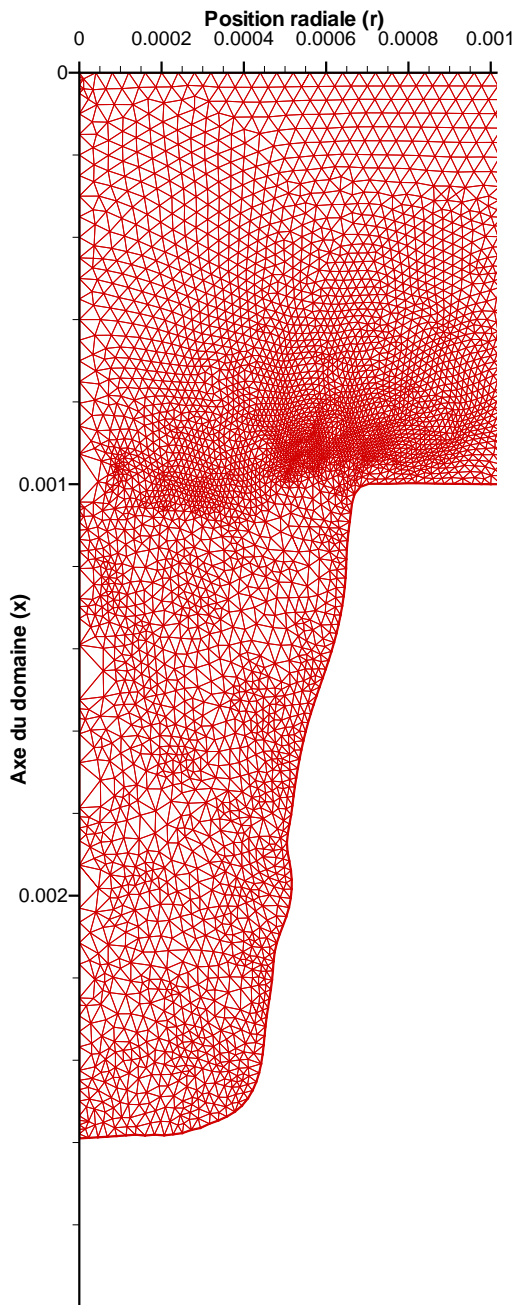


FIGURE 6.12 – Maillage du domaine de calcul dans la zone d'impact à $t = 4$ s.

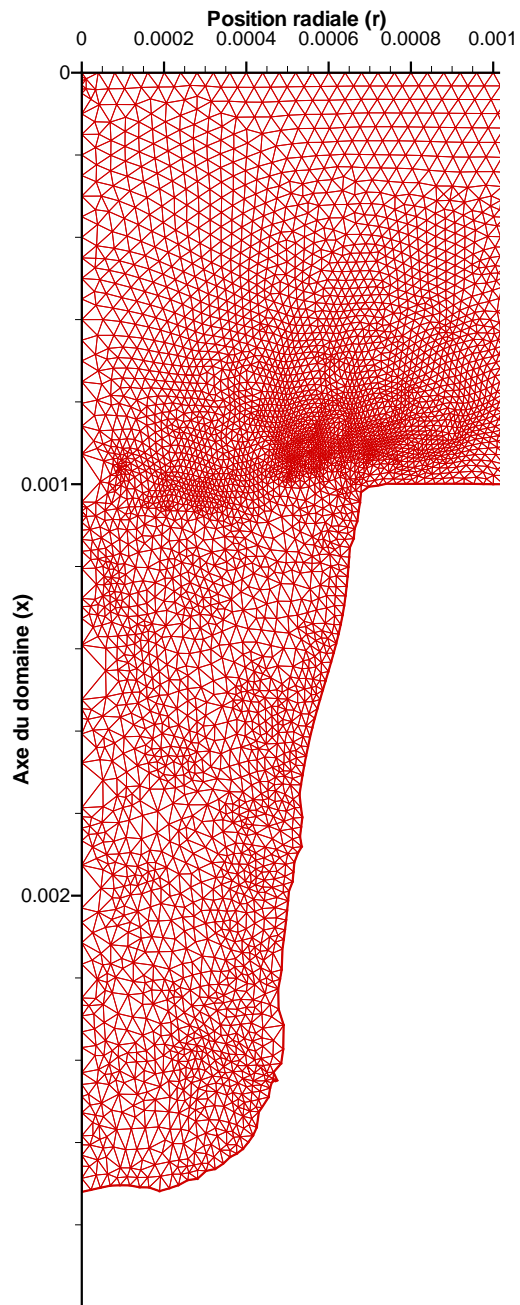


FIGURE 6.13 – Maillage du domaine de calcul dans la zone d'impact à $t = 5$ s.

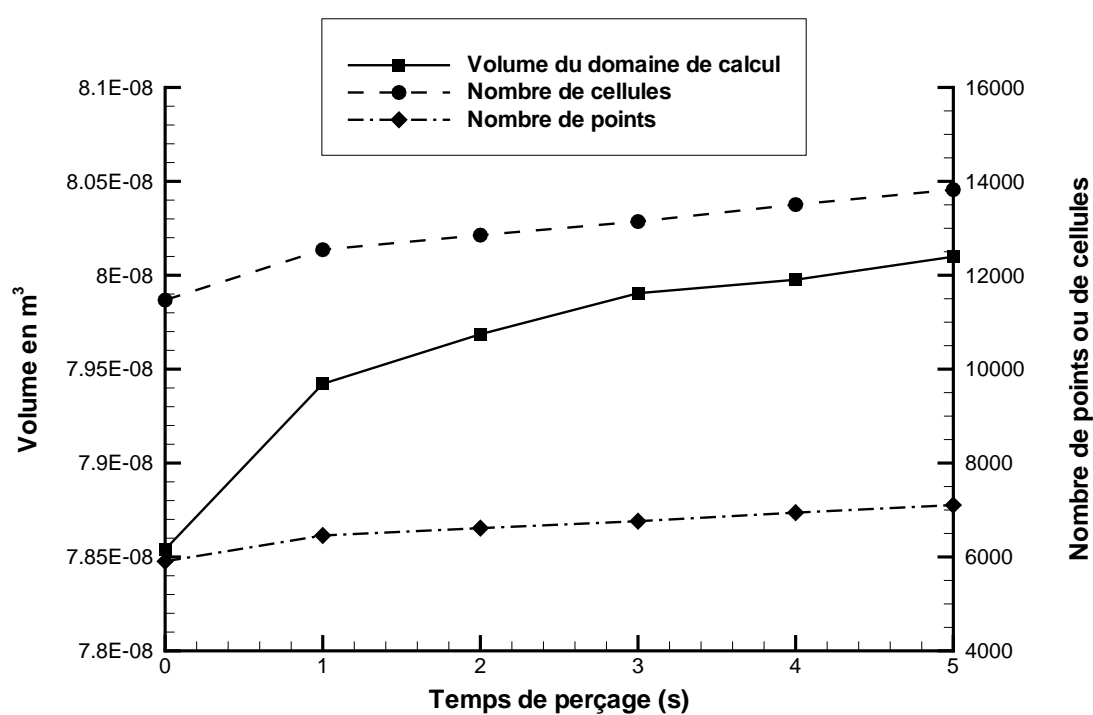


FIGURE 6.14 – Evolution du volume, du nombre des cellules et du nombre des points du domaine de calcul en fonction du temps de perçage.

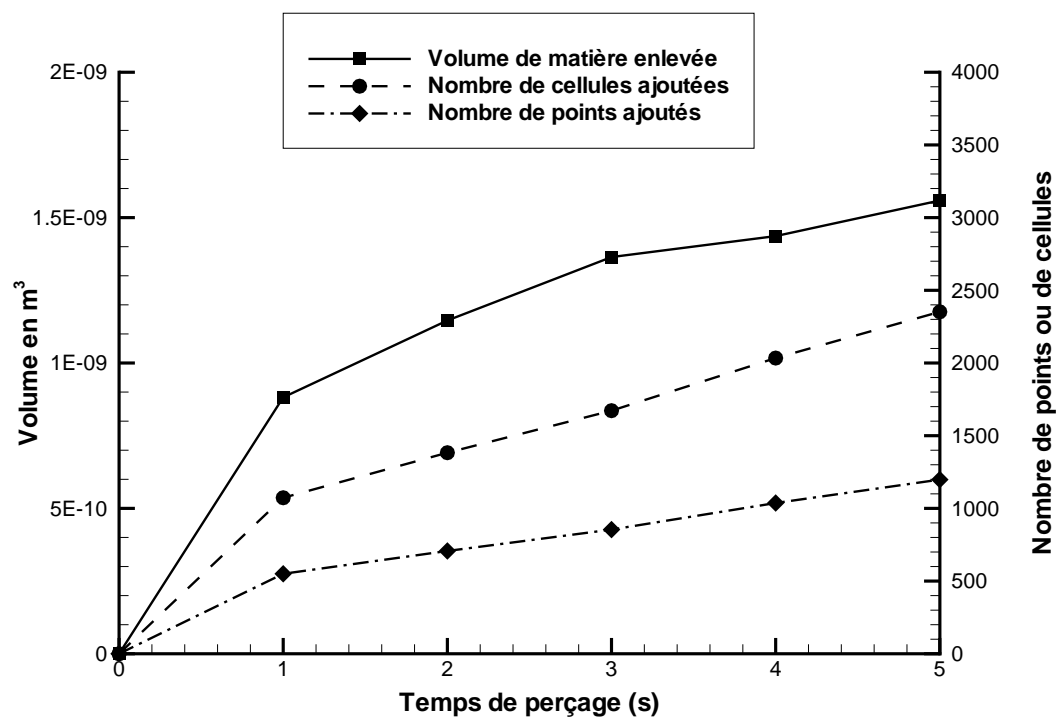


FIGURE 6.15 – Evolution du volume de matière enlevée, du nombre des cellules ajoutées et du nombre des points ajoutés dans le domaine de calcul en fonction du temps de perçage.

expliquée par la difficulté d'arrêter le jet d'eau aux moments exacts et par le décalage de la réaction de la pompe à la commande d'arrêt. Cette erreur est surtout remarquée dans les cas où le temps de perçage est relativement court.

Les figures A.1 à A.12 de l'annexe représentent les iso-contours de la vitesse (axiale et radiale) du fluide porteur. Ces figures montrent l'état du fluide à l'intérieur du perçage. En effet, le fluide est en état de quasi stagnation, ce qui cause la décélération des particules abrasives. Les particules subissent, surtout dans la zone profonde du trou, une vitesse de glissement et elles s'échappent des lignes des courants du fluide (représentées sur les figures A.13 à A.18) pour aller impacter la paroi du matériau.

Les six graphiques des figures 6.18 et 6.19 nous aident à comprendre ce qui se passe à l'intérieur du trou. Au fur et à mesure du développement de ce trou, l'avancement des particules devient moins rapide à cause de la force de traînée exercée par le fluide porteur dont le mouvement est aussi décéléré. La vitesse moyenne des abrasifs étant de 730 m/s environ à la sortie du tube de focalisation, la composante radiale v_{ar} est négligeable par rapport à la composante axiale v_{ax} . Plus on s'éloigne de la buse et plus on avance dans le perçage, plus la valeur de v_{ax} diminue et celle de v_{ar} augmente. Plus le perçage progresse, plus la vitesse axiale au fond du trou devient faible. Et comme notre modèle est issu de l'idée que l'érosion est la conséquence de l'impact des particules sur le solide, on peut comprendre la diminution exponentielle du pouvoir érosif du jet avec la profondeur de pénétration dans la cible.

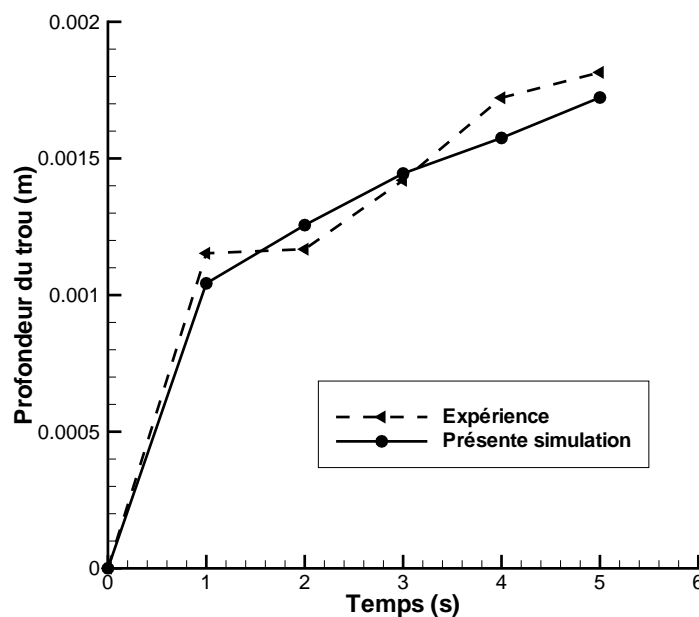


FIGURE 6.16 – Profondeur du trou en fonction du temps de perçage.

Le diamètre du trou percé est un autre point de comparaison. Il est mesuré à l'entrée du perçage. Comme sur la figure 6.17, à partir du moment où ce diamètre atteint une valeur qui vaut presque 1,5 fois le diamètre du jet, sa valeur reste quasi constante (ou augmente avec un taux très faible) pendant la procédure de perforage.

Une comparaison plus globale des résultats trouvés en simulation numérique et en expérience est illustrée par la série des graphiques de la figure 6.20. Sur ces illustrations, on peut remarquer que les trous expérimentaux ne sont pas parfaitement symétriques. On peut donc conclure que quelle que soit la précision de la manipulation réalisée, un certain nombre d'erreurs ne peut jamais être contrôlé surtout lorsque la tâche nécessite une haute précision comme dans le cas de perçage des trous parfaitement perpendiculaires au plan de la pièce en utilisant un jet dont le diamètre ne dépasse pas 1 mm. D'autre part, notre choix pour la simulation qui est faite en mode 2D axisymétrique ne peut pas reproduire cette dissymétrie.

Plusieurs autres paramètres peuvent être responsables des écarts rencontrés dans les comparatifs. On en cite :

- les profils de la vitesse et du taux de présence des particules à l'entrée du tube de focalisation dans la simulation secondaire. Ces profils sont des propositions basées sur le comportement des abrasifs dans la chambre de mélange et sont calculés par les équations (4.2) et (4.3). Donc une certaine incertitude doit être implémentée sous formes de paramètres empiriques dans les expressions de ces deux profils ;
- les propriétés du fluide porteur considéré comme un fluide homogène ne représentent pas tous les phénomènes physiques qui se produisent lors de son interaction avec les particules. En effet, à l'entrée du jet dans le tube de focalisation, le jet d'eau éclate pour former des petites gouttes d'eau qui entraînent et accélèrent l'air et les particules. Donc l'écoulement est triphasique et non plus biphasique comme nous l'avons considéré. Ceci peut se traduire par des forces de traînée secondaires dues aux impacts gouttes d'eau - abrasifs [41] ;
- le modèle d'érosion tient compte d'un impact uniquement normal à la paroi.
- l'emploi du mode 2D axisymétrique nous a obligé à considérer le volume enlevé comme étant un anneau dont la section représente la forme de l'indentation causée par la collision.

Malgré ces remarques, les modèles proposés conduisent à des résultats qualitativement et quantitativement satisfaisants.

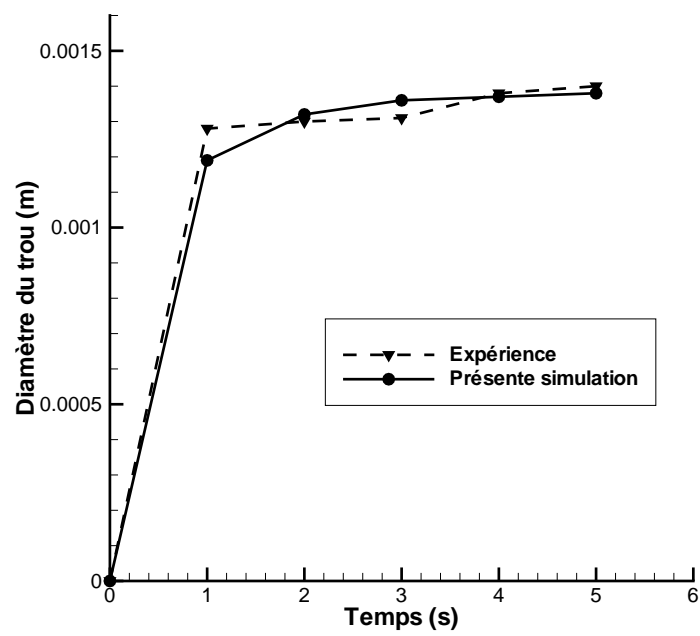


FIGURE 6.17 – Diamètre des trous en fonction du temps de perçage.

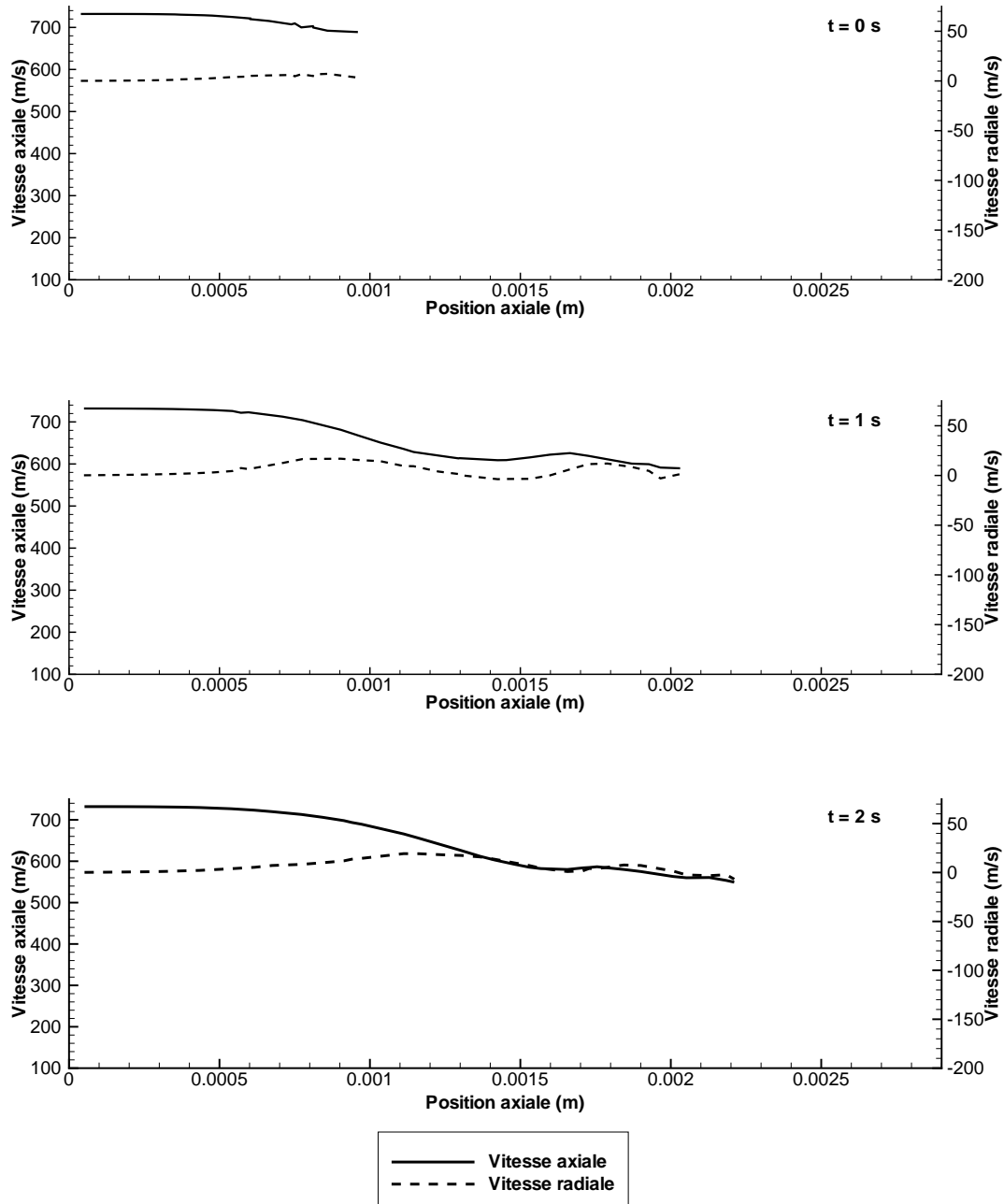


FIGURE 6.18 – Profils des vitesses moyennes des particules dans les deux directions, axiale et radiales dans les cas où $t = 0$, $t = 1$ et $t = 2$ s.

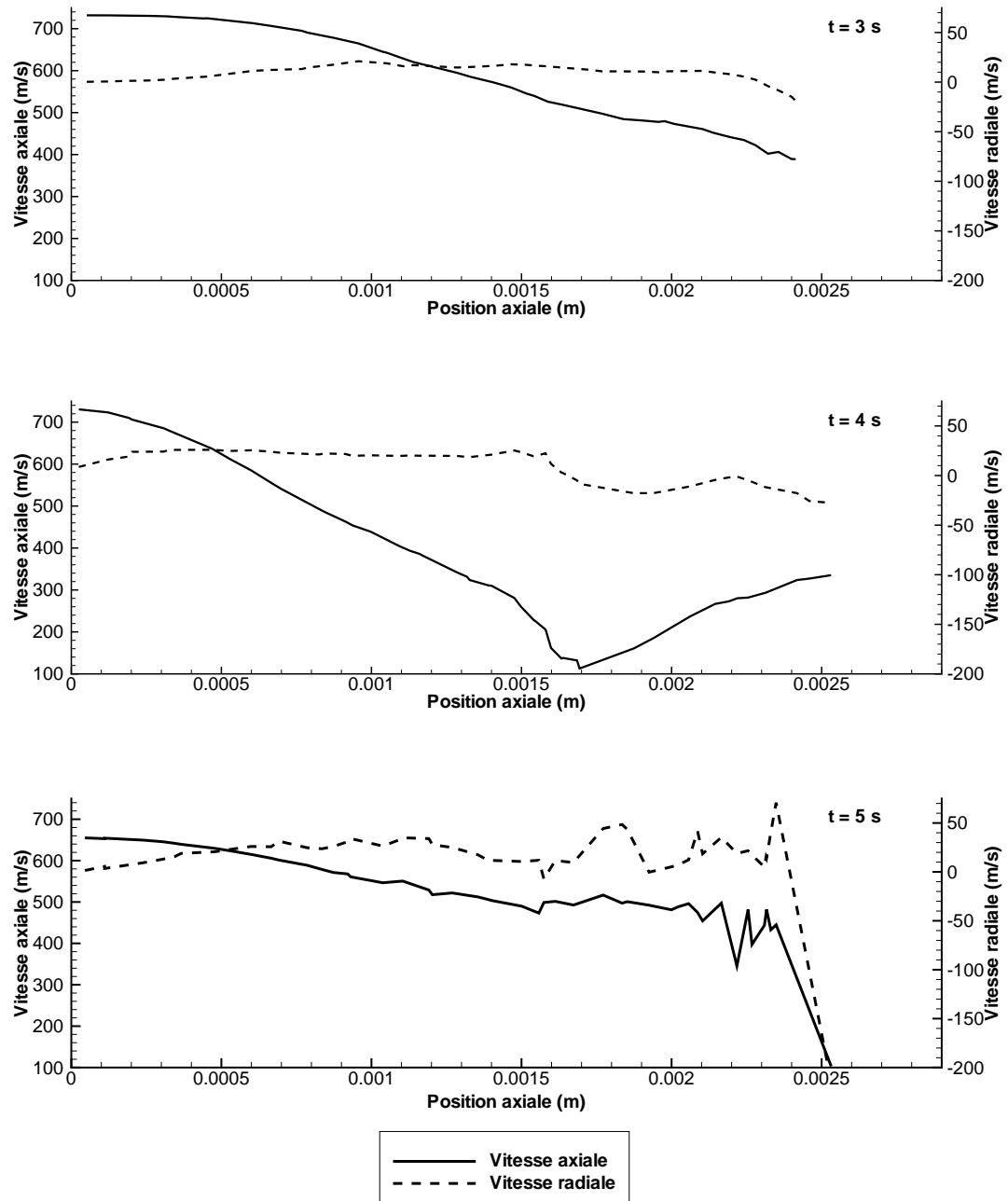


FIGURE 6.19 – Profils des vitesses moyennes des particules dans les deux directions, axiale et radiales dans les cas où $t = 3$, $t = 4$ et $t = 5$ s.

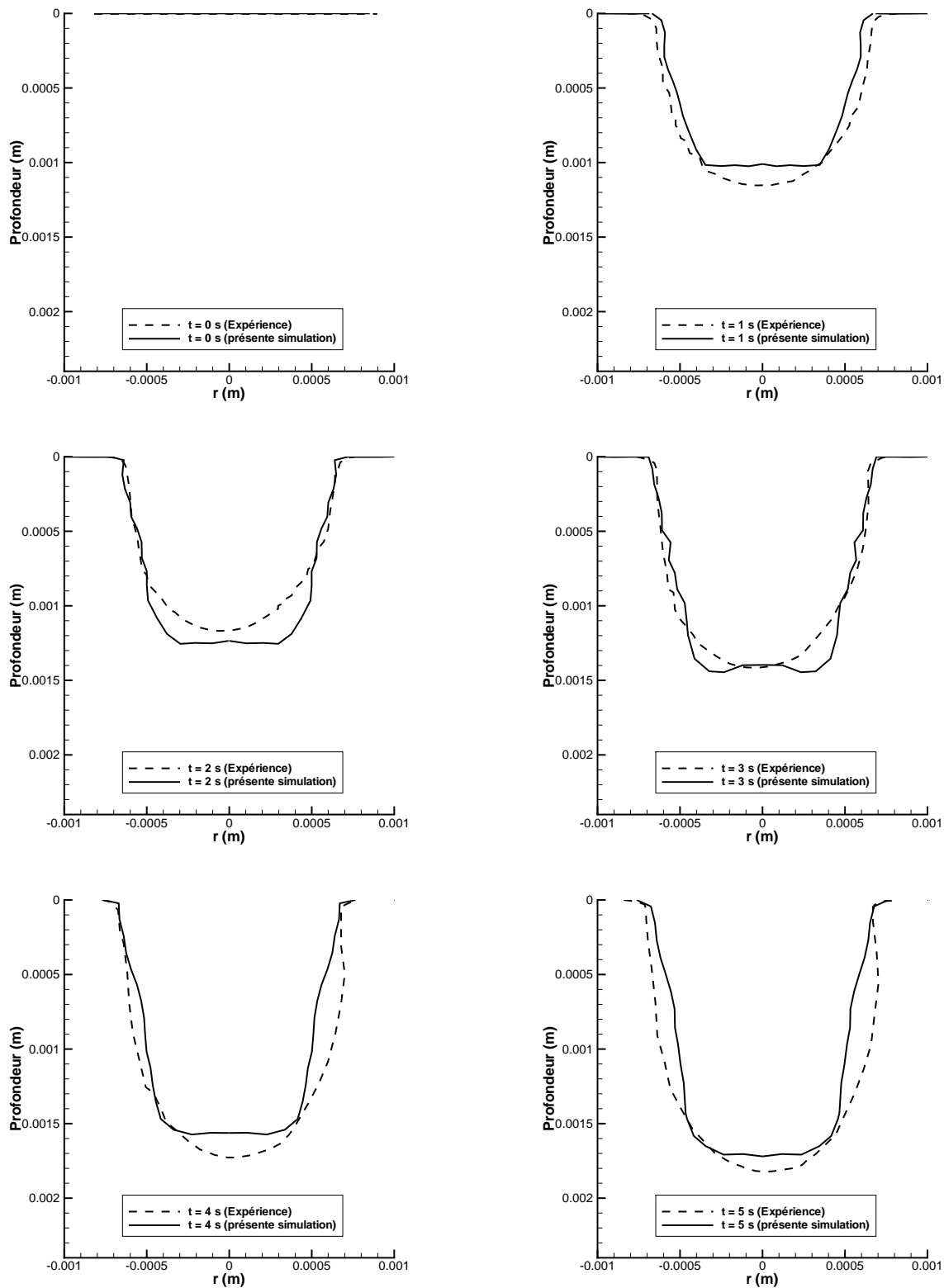


FIGURE 6.20 – Evolution du trou créé par un jet d'eau de 0,8 mm de diamètre dans une plaque d'acier. Comparaisons entre mesures expérimentales et simulation numérique.

Conclusion et perspectives

Dans cette thèse, nous avons mis en place une modélisation du procédé de perçage par jet d'eau abrasif. La première étape de cette modélisation a concerné l'écoulement du jet chargé de particules solides pour lequel nous avons utilisé une approche multiphasique. La deuxième étape a concerné la modélisation de l'érosion de la cible due à l'impact particulaire. La troisième et dernière étape a concerné le couplage du modèle fluidique à celui érosif.

Résultats

Etant donnée la complexité du problème et des phénomènes physiques mis en jeu, nous avons utilisé le logiciel Fluent 6 qui a été soumis à une procédure de validation de compatibilité avec les nombreux modèles à implémenter : modèles de turbulence, modèles d'écoulements multiphasiques, modèles de transport des particules et modèle de remaillage du domaine de calcul.

Dans nos simulations numériques, nous avons réduit la taille du domaine de calcul en supprimant le tube de mélange ce qui a diminué de moitié le nombre de cellules. Cette réduction est possible suite à la mise en œuvre d'une procédure de calcul des propriétés du jet et des particules à la sortie de la buse. Ensuite, ces informations, supposées invariantes avec le temps de perçage, sont introduites dans les simulations comme conditions aux limites à l'entrée du jet dans le domaine.

Le modèle d'érosion a été développé en s'inspirant des travaux antérieurs sur l'érosion particulaire. Il a été conçu pour interagir à chaque pas de temps avec l'écoulement et le flux des particules impactant la cible. Le couplage est accompli en se servant d'un fichier extérieur, sauvegardé aussi à chaque pas de temps, contenant les coordonnées des points composants la paroi impactée.

Cette configuration, relativement compliquée et coûteuse en ressources informatiques, a abouti à des bons résultats de simulation du perçage de trous non débouchants. La comparaison avec les mesures expérimentales effectuées à Arts et Métiers ParisTech a montré que les évolutions de la profondeur et du diamètre du trou en fonction du temps sont bien reproduites par la simulation.

Limitations

L'algorithme sur lequel se base notre modélisation numérique présente plusieurs inconvénients :

- le modèle d'érosion ne prend pas en compte l'angle d'impact de la particule pour déterminer la valeur du volume de matière arrachée, il suppose un angle d'impact normal à la paroi. Or, c'est un paramètre dont on a démontré la contribution à l'érosion dans le chapitre 5. En effet, le profil du perçage obtenu en employant ce modèle est mieux

reproduit dans la direction axiale que dans la direction radiale. Ceci est sûrement dû au fait que les impacts au fond du perçage se font sous un angle quasi normal, alors que l'enlèvement de matière sur les parois latérales est la conséquence des impacts des particules sortant du trou. L'angle d'impact dans ce cas est beaucoup plus faible, donc la modélisation de l'érosion doit être améliorée pour arriver idéalement à bien représenter l'effet de l'angle d'impact (figure 5.2).

- le temps de calcul est très long. De plus, Fluent 6 ne permet pas de réaliser des calculs parallèles dans le cas des écoulements multifluidiques avec injection des particules en même temps ;
- la simulation des trous obliques est impossible suite au choix du mode 2D axisymétrique ;
- les trous débouchants ne peuvent pas être réalisés : ce phénomène nécessite le changement ou la création d'une nouvelle condition limite remplaçant une partie de la paroi impactée par une condition de sortie à pression atmosphérique, ce qui est impossible avec Fluent.

Perspectives

L'amélioration de la modélisation de l'érosion passera par une meilleure représentation de l'effet de l'angle d'attaque des abrasifs. En effet, notre modélisation considère un impact normal de la particule sur la paroi et donc un enlèvement de matière par déformation. Or, la réalité est autre ; comme présenté sur la figure 6.21, cet impact se produit sous angle avec une composante tangentielle qui contribue à l'enlèvement de matière par cisaillement. Ce mécanisme d'enlèvement de matière a été étudié et modélisé par Bitter et Hashish... La démarche la plus logique est celle de calculer l'enlèvement de matière résultant de chaque composante, normale ou tangentielle, de la vitesse particulaire à l'impact. La prise en compte de ce mécanisme d'enlèvement de matière est susceptible de mieux reproduire les trous de perçage notamment au niveau de la paroi latérale où l'érosion est principalement due aux impacts, sous faibles angles d'impact, des particules sortant du trou. Ce développement fait l'objet de nos travaux actuels.

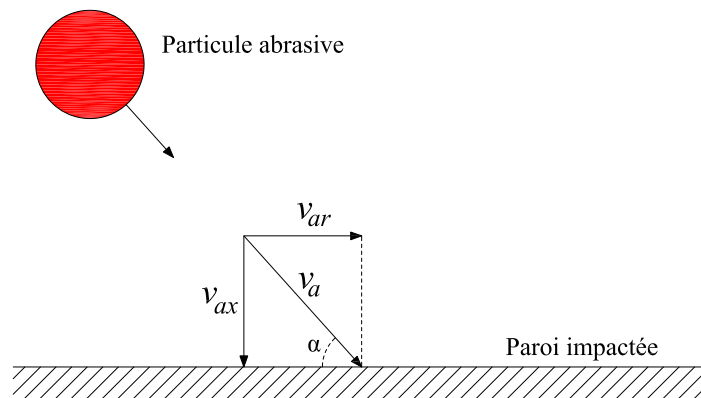


FIGURE 6.21 – Impact particule - paroi sous angle.

Un point important à aborder dans les modélisations futures est l'aspect 3D du domaine de calcul. Celui-ci devrait nous fournir de meilleurs résultats et nous permettrait de réaliser des trous sous angles au lieu de se contenter du perçage droit uniquement. Ce genre de maillage pourra probablement aboutir à la simulation de la découpe par jet d'eau. Il faut signaler

que le modèle de couplage solveur fluide - érosion que nous avons développé dans le cas 2D axisymétrique peut s'appliquer dans le cas 3D avec les deux différences suivantes :

1. la paroi impactée est une surface et non plus un segment ;
2. l'indentation est locale et non plus annulaire.

Dans notre modélisation de l'érosion, nous nous appuyons sur l'hypothèse d'un choc élastique, alors qu'en réalité, et à cause de l'enlèvement de matière, la particule abrasive cède une partie de son énergie à la paroi. Il faudra donc réfléchir à la mise en place d'un modèle de choc inélastique représentant cette interaction dissipative particule paroi.

Enfin, et parce que le perçage par jet d'eau abrasif est généralement débouchant, il faut parvenir à modéliser des trous de cette nature. La difficulté dans ce cas se manifeste pas le fait que la nature de la condition limite d'une partie de la paroi impactée (la partie débouchante) doit être modifiée quand la profondeur de perçage atteint la valeur correspondante à l'épaisseur de la pièce forée. Cette condition limite, étant une paroi solide déformable, doit être transformée en une sortie à pression atmosphérique dont la taille est aussi variable avec le temps. La modélisation de ce genre de perçage devra être abordée même si cela nécessite la recherche de nouvelles solutions et l'utilisation de nouveaux outils de simulation.

Annexe

Annexe A

Résultats de la simulation du perçage par jet d'eau

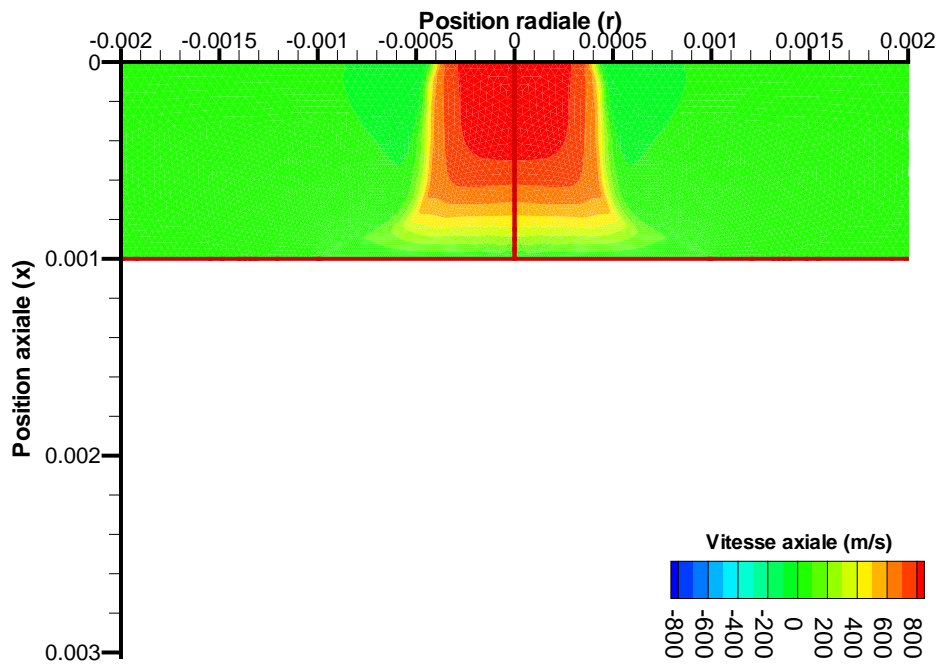


FIGURE A.1 – Iso-contours de la vitesse axiale du fluide à $t = 0$ s.

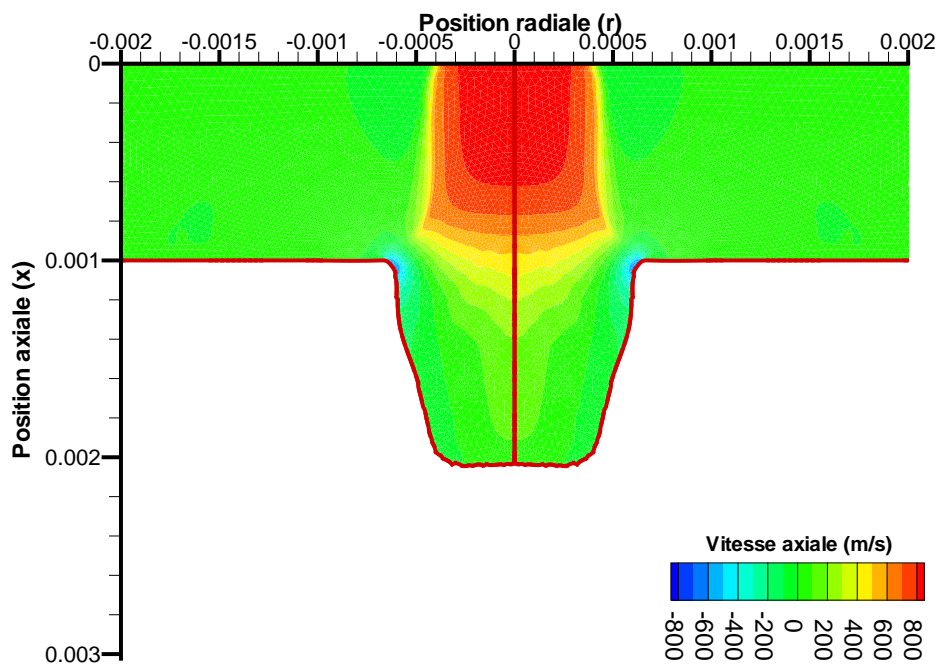


FIGURE A.2 – Iso-contours de la vitesse axiale du fluide à $t = 1$ s.

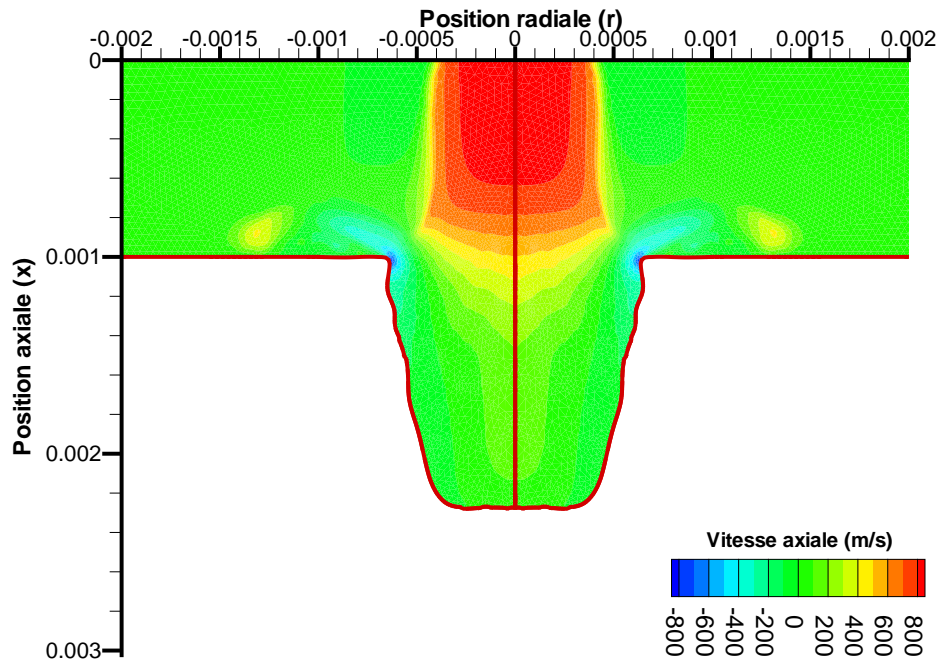


FIGURE A.3 – Iso-contours de la vitesse axiale du fluide à $t = 2$ s.

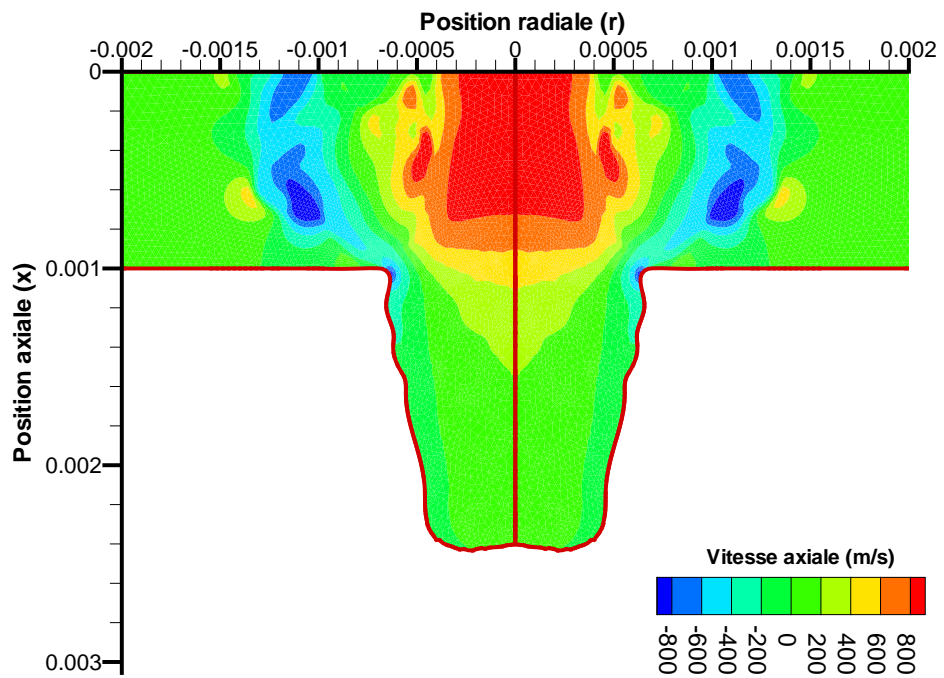


FIGURE A.4 – Iso-contours de la vitesse axiale du fluide à $t = 3$ s.

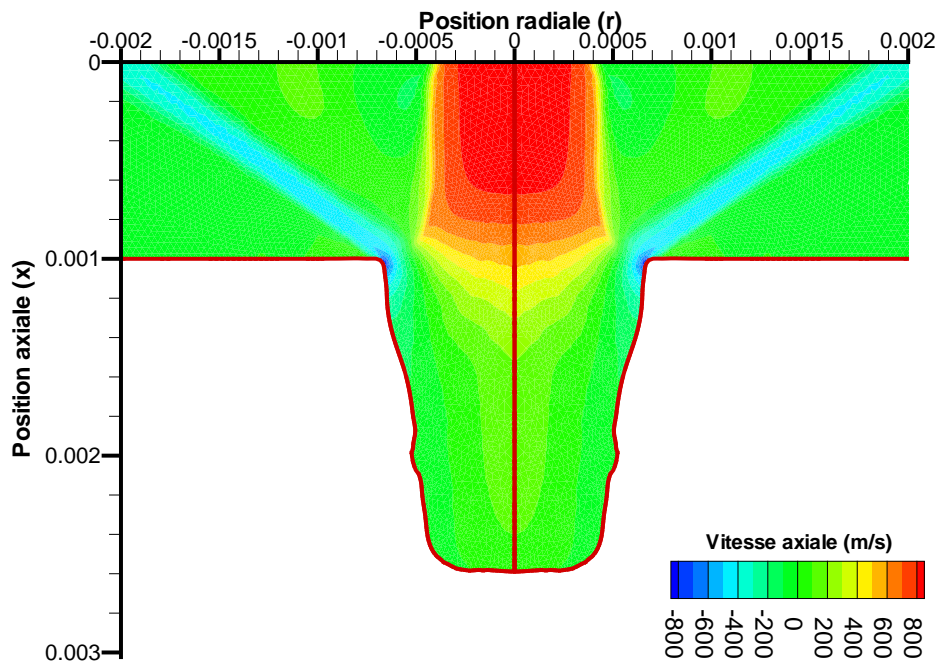


FIGURE A.5 – Iso-contours de la vitesse axiale du fluide à $t = 4$ s.

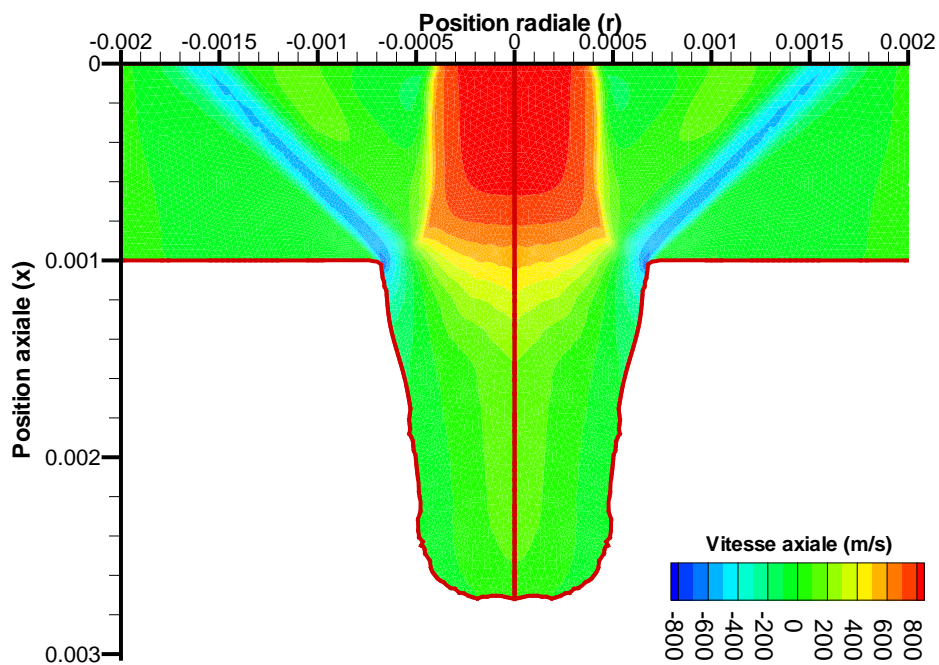


FIGURE A.6 – Iso-contours de la vitesse axiale du fluide à $t = 5$ s.

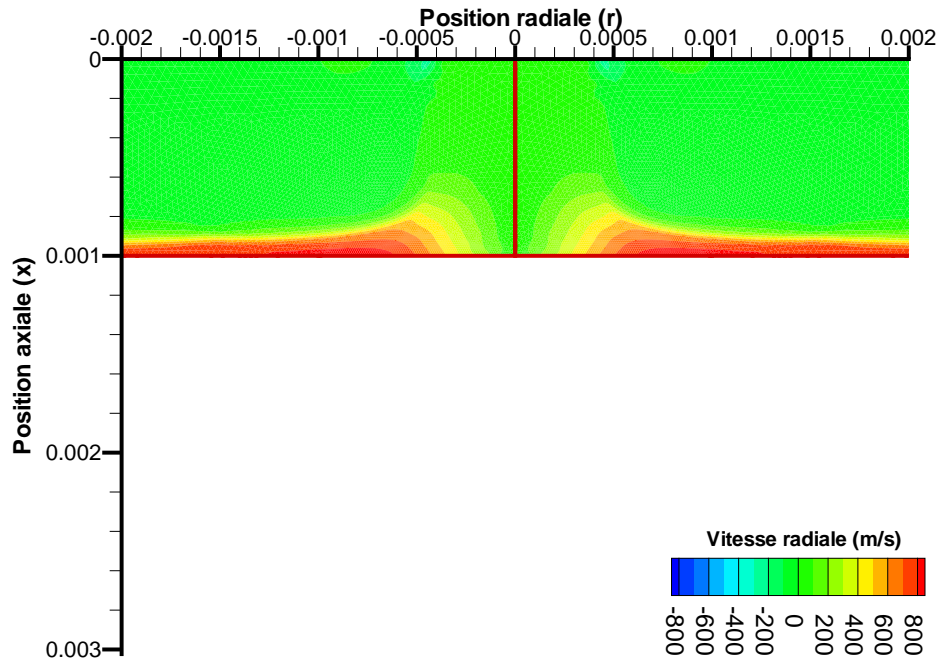


FIGURE A.7 – Iso-contours de la vitesse radiale du fluide à $t = 0$ s.

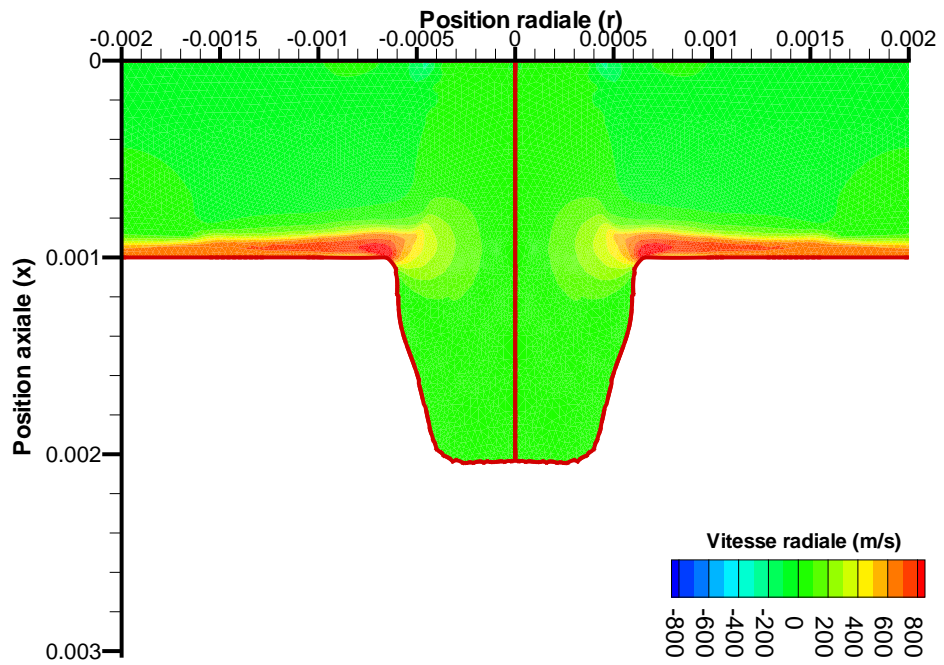


FIGURE A.8 – Iso-contours de la vitesse radiale du fluide à $t = 1$ s.

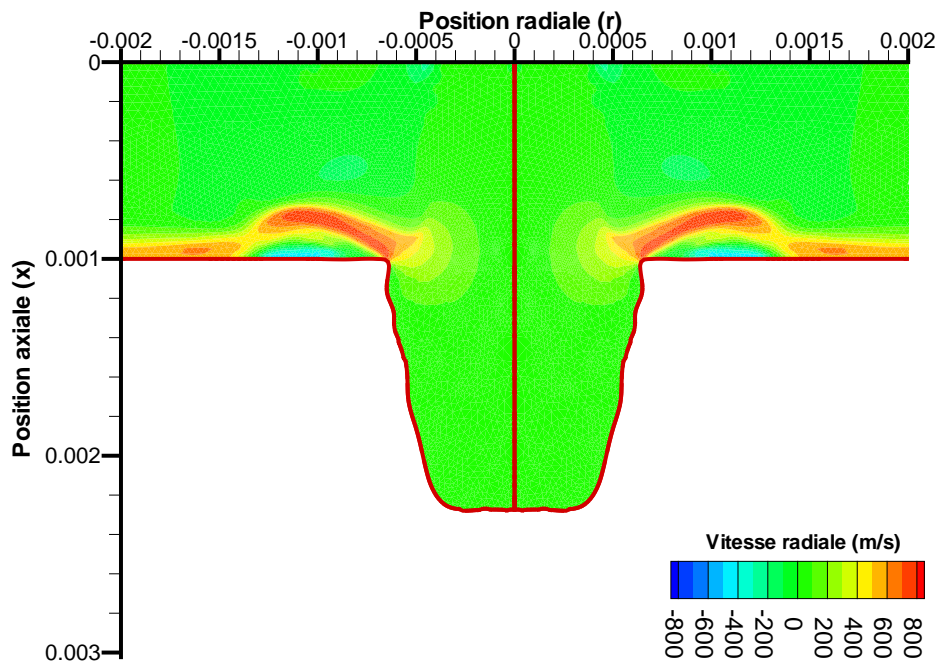


FIGURE A.9 – Iso-contours de la vitesse radiale du fluide à $t = 2$ s.

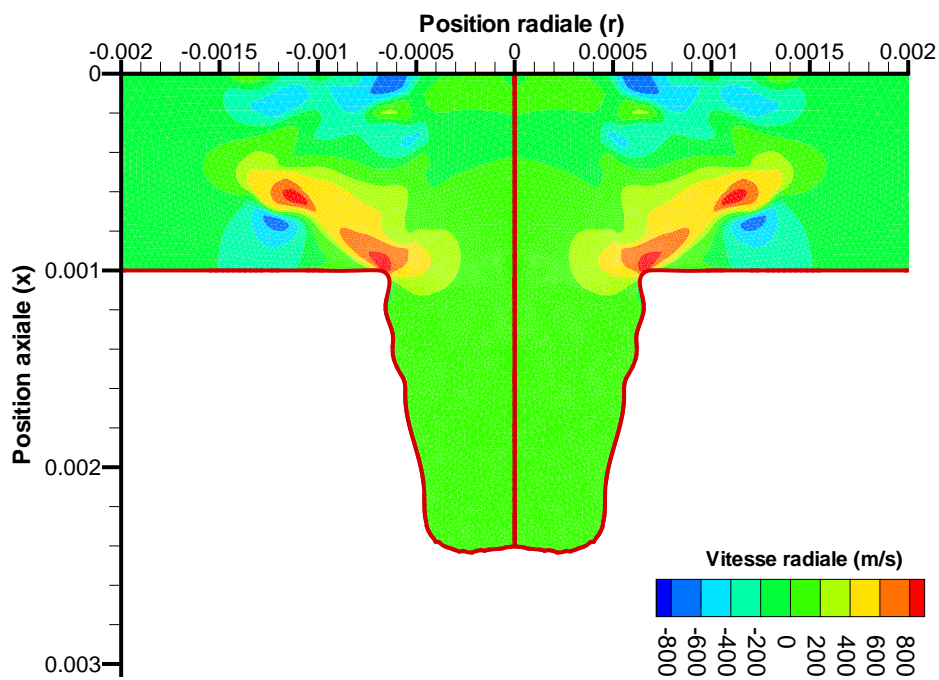


FIGURE A.10 – Iso-contours de la vitesse radiale du fluide à $t = 3$ s.

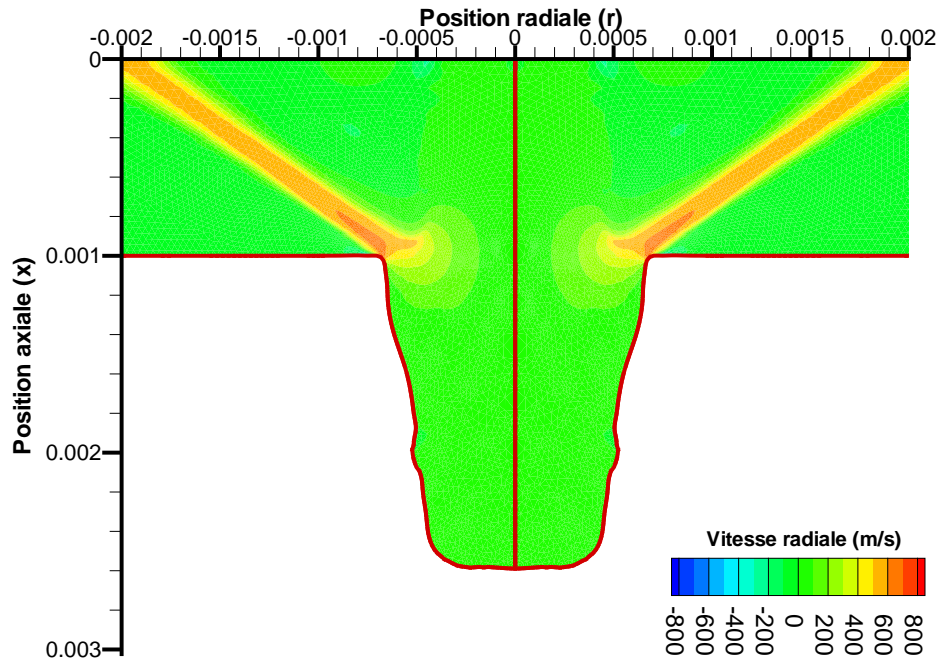


FIGURE A.11 – Iso-contours de la vitesse radiale du fluide à $t = 4$ s.

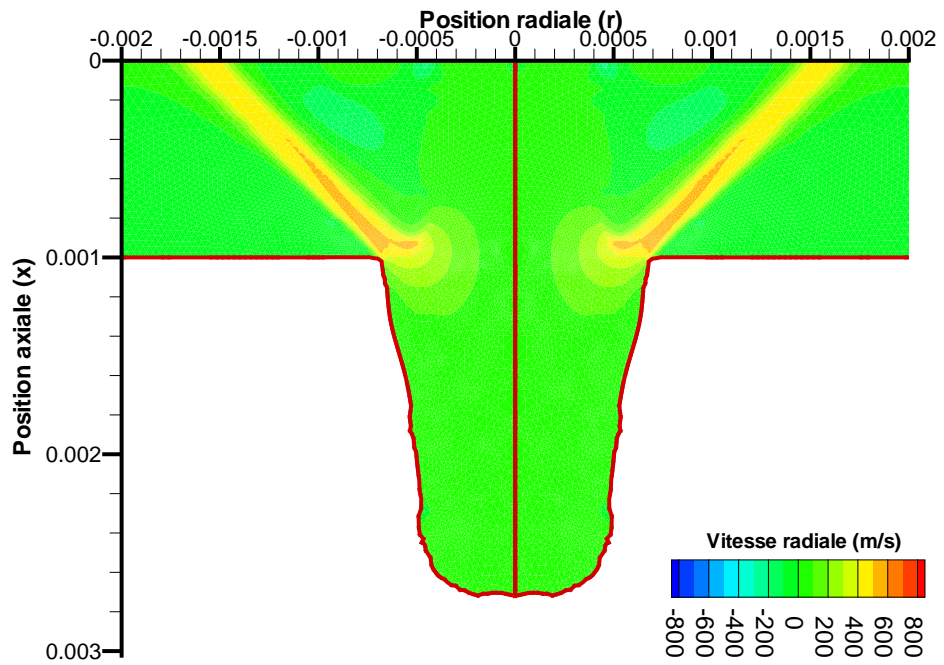


FIGURE A.12 – Iso-contours de la vitesse radiale du fluide à $t = 5$ s.

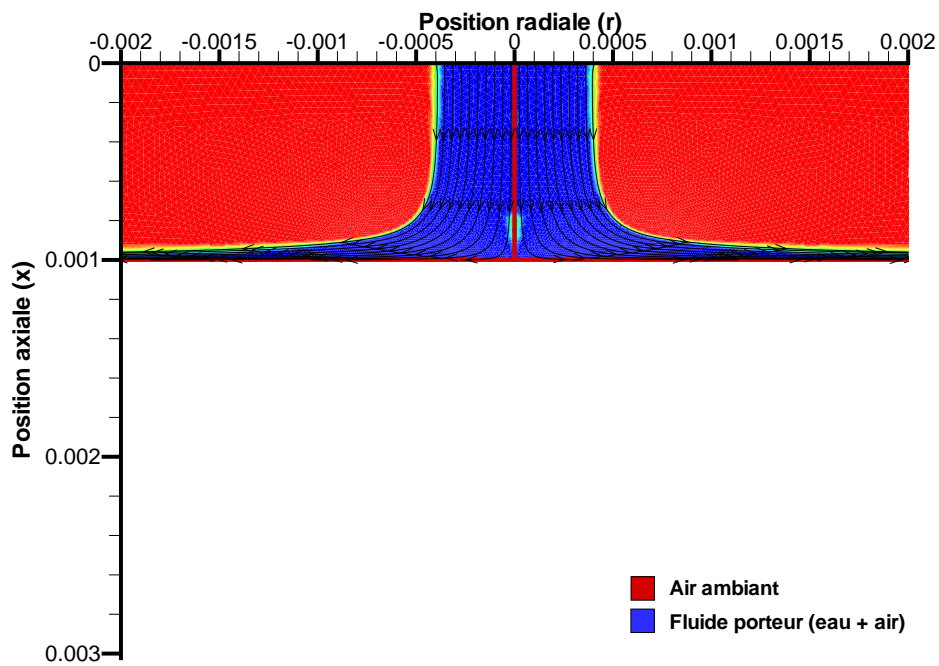


FIGURE A.13 – L'état de l'écoulement (iso-contours des phases) et les lignes des courants du fluide à $t = 0$ s.

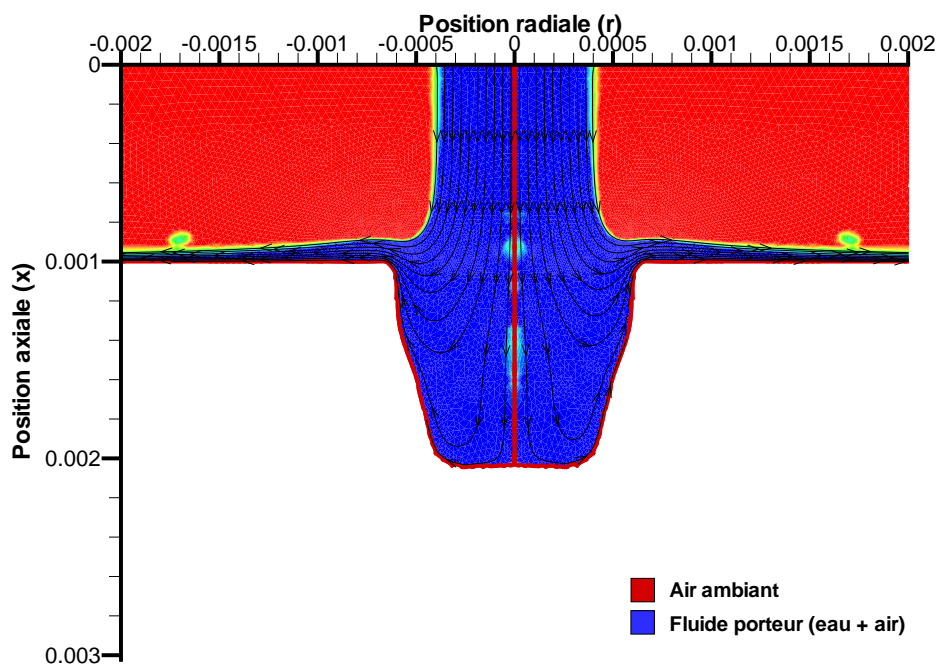


FIGURE A.14 – L'état de l'écoulement (iso-contours des phases) et les lignes des courants du fluide à $t = 1$ s.

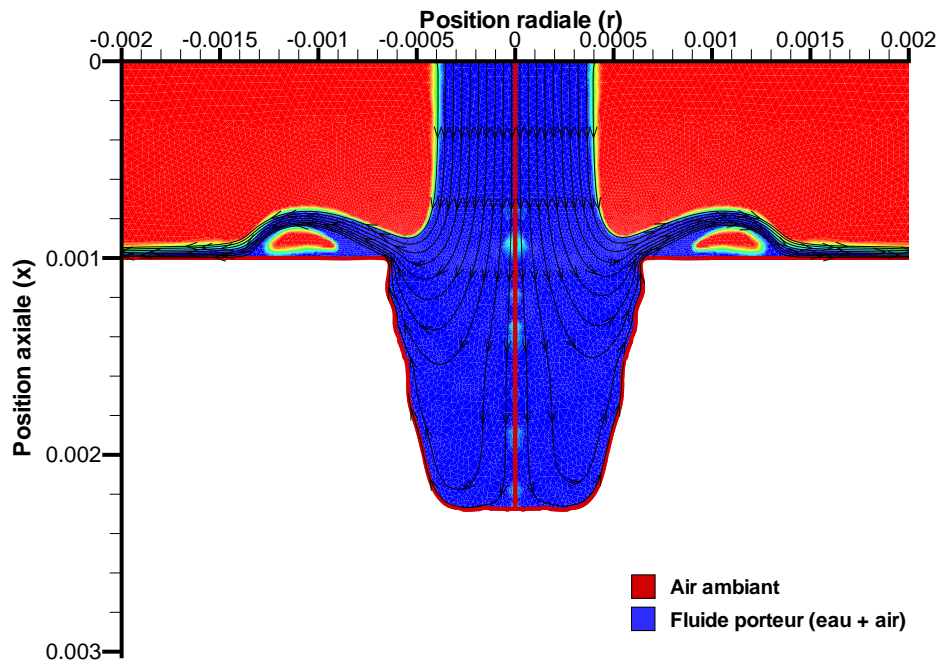


FIGURE A.15 – L'état de l'écoulement (iso-contours des phases) et les lignes des courants du fluide à $t = 2$ s.

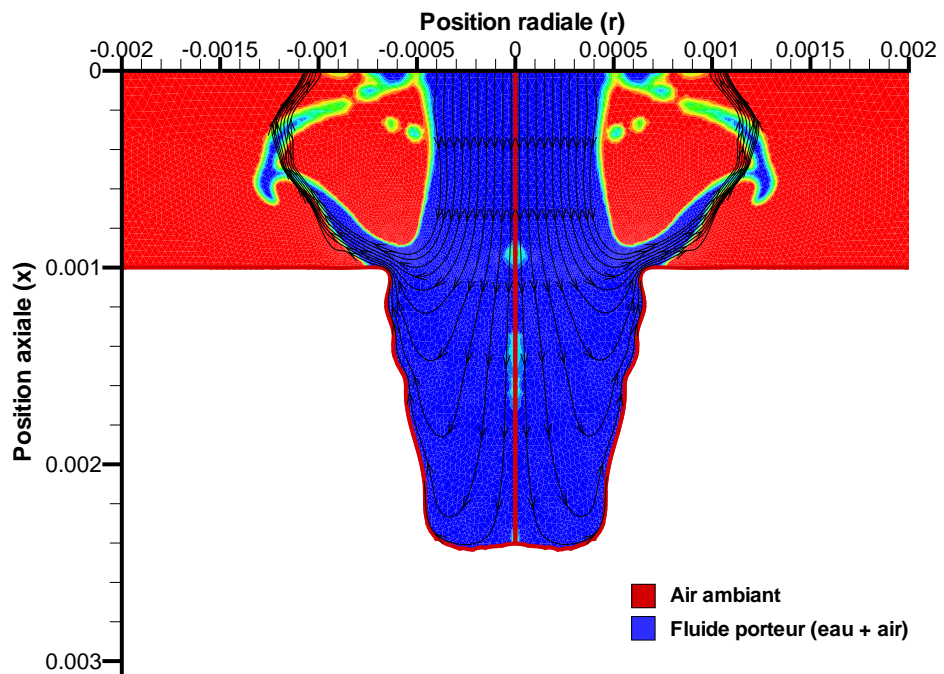


FIGURE A.16 – L'état de l'écoulement (iso-contours des phases) et les lignes des courants du fluide à $t = 3$ s.

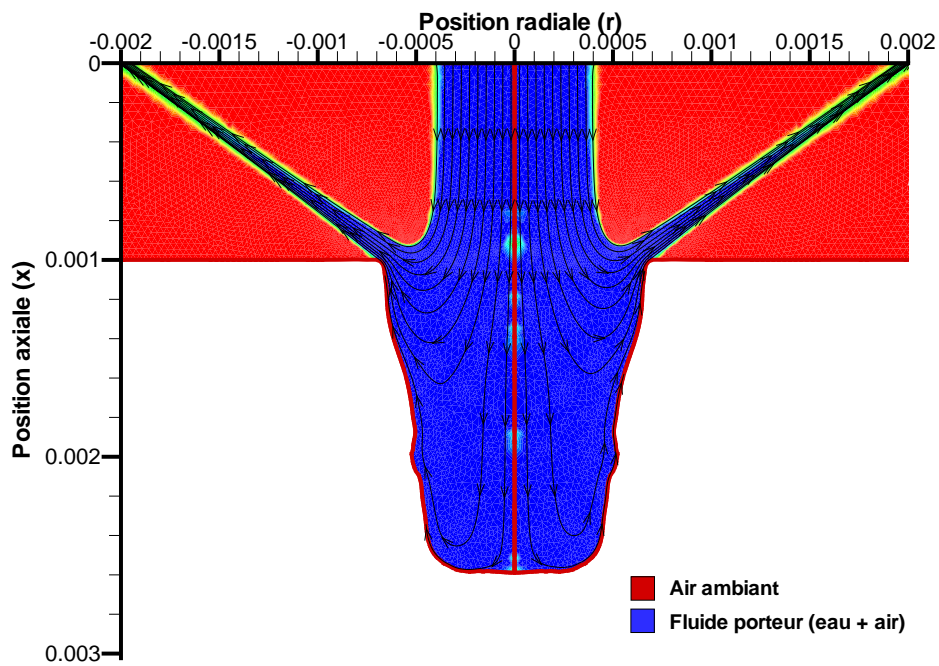


FIGURE A.17 – L'état de l'écoulement (iso-contours des phases) et les lignes des courants du fluide à $t = 4$ s.

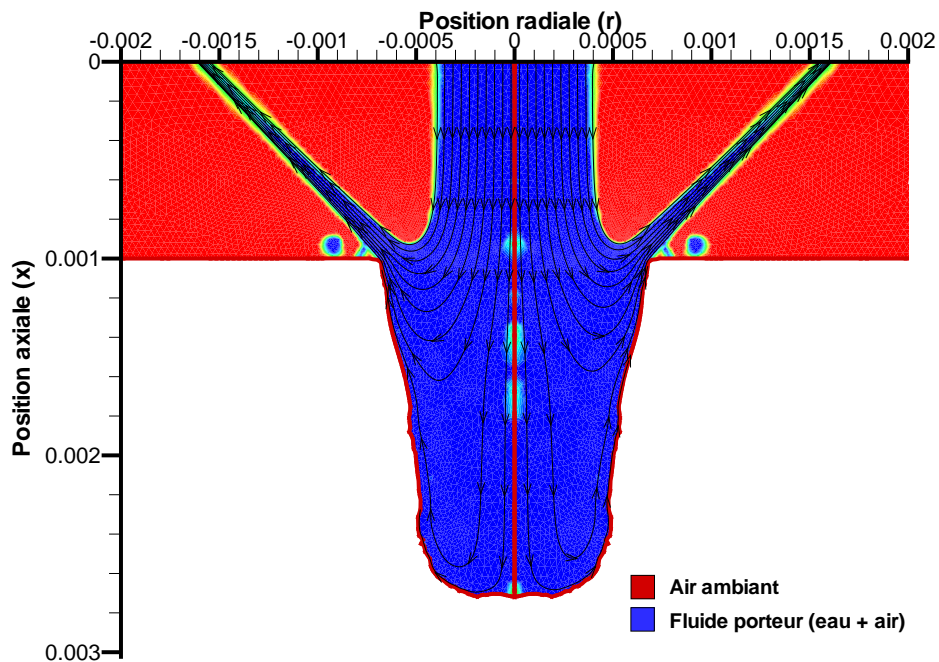


FIGURE A.18 – L'état de l'écoulement (iso-contours des phases) et les lignes des courants du fluide à $t = 5$ s.

Bibliographie

- [1] J.G.A. Bitter. A study of erosion phenomena : Part i. *WEAR*, 6, pp. 5-21, 1963.
- [2] J.G.A. Bitter. A study of erosion phenomena : Part ii. *WEAR*, 6, pp. 169-190, 1963.
- [3] L. Chen, E. Siores, and W.C.K. Wong. Kerf characteristics in abrasive waterjet cutting of ceramic materials. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 0890-6955(95)00108-5, 1995.
- [4] R.T. Deam, E. Lemma, and D.H. Ahmed. Modelling of the abrasive water jet cutting process. *WEAR*, 257, pp. 877-891, 2004.
- [5] F. Dolezalek and A. Schulze. Zur theorie der binären gemische und konzentrierten lösungen iv. *Z. Phys. Cem.*, 83, pp. 45-78, 1991.
- [6] A.G. Evance. Erosion. *edited by C.M. Preece, Academic Press, New York*, Vol. 16, pp. 1-65, 1979.
- [7] I. Finnie. The mechanism of erosion of ductile metals. *Proceedings of 3rd US Nat. Cong. of Appl Mech, ASME, New York*, pp. 527-532, 1958.
- [8] I. Finnie. Erosion of surfaces by solid particles. *WEAR*, 3, pp. 87-103, 1960.
- [9] I. Finnie. Erosion by solid particles in a fluid stream. *Erosion and Cavitation, ASTM STP 307*, pp. 70-82, 1962.
- [10] I. Finnie, A. Levy, and D.H. McFadden. Fundamental mechanisms of the erosive wear of ductile metals by solid particles. *W. F. Alfer (ed.), ASTM STP664, ASTM, Philadelphia, PA*, pp. 36-58, 1979.
- [11] I. Finnie and D.H. McFadden. On the velocity dependence of the erosion of ductile metals by solid particles at low angles of incidence. *WEAR*, 48, pp. 181-190, 1978.
- [12] A. Haider and O. Levenspiel. Drag coefficient and terminal velocity of spherical and nonspherical particles. *Powder Technology*, 58, 63-70, 1989.
- [13] G. K. Hargrave, T. C. Williams, K. Anandarajah, and N. A. Halliwell. The 3d velocity field of an impacting turbulent jet. *Journal of Physics : Conference Series. Second International Conference on Optical and Laser Diagnostics (ICOLAD 2005)*, 45, 162-172, 2006.
- [14] M. Hashish. An improved model of erosion by solid particle impact. *Proceedings of the 7th International Conference on Erosion by Liquid and Solid*, Paper 66, Cambridge UK, September 1987.
- [15] M. Hashish. A modeling study of metal cutting with abrasive waterjets. *J. Eng. Mater. Tech.*, ASME Vol. 106, pp. 88-100.
- [16] M. Hashish. Optimisation factors in abrasive-waterjet machining. *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 113, pp. 29-37, February 1991.

- [17] M. Hashish. A model for abrasive waterjet (awj) machining. *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 111, pp. 154-162, 1989.
- [18] H. Hertz. On the contact of elastic solids. *Misc. Papers, MacMillan and Company, London*, p. 142, 1896.
- [19] I.M. Hutchings. Mechanisms of the erosion of metals by solid particles. *Erosion : Prevention and Useful Applications*, edited by W.F. Alder, ASME STP 664, pp. 59-79, 1979.
- [20] L.K. Ives and A.W. Ruff. Erosion : Prevention and useful applications (edited by w.f. alder). *ASTM STP*, 664 pp. 5-35, 1979.
- [21] R.P. Kete, P.K. Das, and S. Chakraborty. Hydraulic jumps due to oblique impingement of circular liquid jets on a flat horizontal surface. *J. Fluid Mech.*, Vol. 573, pp. 247-263, 2007.
- [22] K. Knowles and M. Myszko. Turbulence measurements in radial wall-jets. 17, 71-78, 1998.
- [23] D.B. Kothe and W.J. Rider. Practical considerations for interface tracking methodes. *In Sixth Intern. Symposium on C.F.D., Lake Tahoe (Nevada)*, A Collection Of Technical Papers, pp. 628-632, 1995.
- [24] Bennacer Latif. *Etude et modélisation de la découpe d'un matériau ductil par jet d'eau abrasif*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure d'arts et Métiers, centre de Paris, 1998.
- [25] H.T. Liu. Hole drilling with abrasive fluidjets. *International Journal of Advanced Manufacturing Thechnology*, 32, pp. 942-957, 2007.
- [26] H.T. Liu, S. Fang, and C. Hibbard. Enhancement of ultrahigh pressure technology with ln2 cryogenic jets. *proceedings of the 10th American waterjett conference, Houston, texas*, August, pp. 14-17, 1999.
- [27] H.T. Liu, P. Miles, C. Hibbard, and N. Cooksey. Measurements of water-droplets and abrasive speeds in waterjets and abrasive waterjets. *Proceedings of the 10th American Waterjett Conference, Houston, texas*, August, pp. 14-17, 1999.
- [28] H.T. Liu, P. Miles, and SD. Veenhuizen. Cfd and physical modelling of uhp awj drilling. *Proceedings of the 14th International Conference on Jetting Technology, Brugge, Belgium*, 21-23 September, pp. 15-24, 1998.
- [29] M. Massoudi. A note on the meaning of mixture viscosity using the classical continuum theories of mixtures. *International Journal of Engineering Science*, Vol. 46, 677-689, 2008.
- [30] H.C. Meng and K.C. Ludema. Wear models and predictive equations : Their form and content. *WEAR*, 181-183, pp. 443-457, 1995.
- [31] A. Misra and I. Finnie. On the size effect in abrasive and erosive wear. *WEAR*, Vol. 65, pp. 359-373, 1981.
- [32] Andreas W. Momber and Radovan Kovacevic. *Principles of Abrasive Water Jet Machining*. Springer, 1998.
- [33] S. A. Morsi and A. J. Alexander. An investigation of particle trajectories in two-phase flow systems. *Journal of Fluid Mechanics*, 55, 193-208, September, 1972.
- [34] J.H. Neilson and A. Gilchrist. Erosion by a stream of solid particle. *WEAR*, Vol. 11, pp. 111-122, 1968.
- [35] J.W. Nunziato. in : Meyer (ed.), theory of dispersed multiphase flow. *Academic Press*, p. 191, 1983.

-
- [36] Yoshinori Isomoto Oka, Kazuo Nagahashi, Yukimasa Ishii, Yasuo Kobayashi, and Toshi-nori Tsumura. Damage behaviour of metallic materials caused by subsonic to hypervelo-city particle impact. *WEAR*, 258, pp. 100-106, 2005.
- [37] D.J. Phares, G.T. Smedley, and R.C. Flagan. The wall shear stress produced by the normal impingement of a jet on a flat surface. *J. Fluid Mech.*, Vol. 418, pp. 351-375, 2000.
- [38] M. Ramulu. Dynamic photoelastic investigation on the mechanics of waterjet and abrasive waterjet machining. *Optics and Lasers in Engineering*, 19, 1993.
- [39] P.V. Rao and D.H. Buckley. Proceedings. *6th Int. Conf. on Erosion by Liquid and Solid Impact*, Cambridge, September, 1983.
- [40] K. Raïssi and SNECMA Moteurs. Maîtrise du perçage par jet abrasif. *Projet de recherche*, 2004.
- [41] Kadour Raïssi. *Contribution à l'étude de la découpe au jet d'eau abrasif : Conception et optimization d'une tête de mélange*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure d'arts et Métiers, centre de Paris, 1995.
- [42] D.G. Riemdijk and J.G.A. Bitter. Fifth world petroleum congress. *New York, USA*, 1959.
- [43] A.W. Ruff and S.M. Weiderhorn. Erosion by solid particle impact. *Erosion (Edited by C.M. Preece)*, Vol. 16, pp. 64-124, 1979.
- [44] R. Sampaio and W.O. Williams. Viscosities of liquid-mixtures. *Z. Angew. Math. Phys. (ZAMP)*, Vol. 28, 607-614, 1977.
- [45] G.A Sargent, P.K Mehrota, and H Conrad. A model for the multiparticle erosion of brittle solids by spherical particles (paper no. 28). *Erosion : Prevention and Useful Application*, Proc. 5th Int. Conf. on Erosion by Liquid and Solid Impact Cambridge, England, 1979.
- [46] G.L. Shelddon and I. Finnie. On the ductile behavior of nominally brittle materials during erosion cutting. *J. Eng. for Ind. ASME Trans.*, pp. 393-400, 1966.
- [47] G.L. Sheldon and I. Finnie. On the ductile behavior of nominally brittle materials during erosion cutting. *Journal of Engineering for industry*, ASME, pp. 387-391, 1966.
- [48] T.H. Shih, W.W. Liou, A. Shabbir, Z. Yang, and J. Zhu. A new - eddy-viscosity model for high reynolds number turbulent flows - model development and validation. *Computers Fluids*, 24(3), pp. 227-238, 1995.
- [49] J.S. Shuen, A.S.P. Solomon, and Q.F. Zhang *et al.* The structure of particle-laden jets and non-evaporating sprays. *NASA*, CR-168059, 1983.
- [50] M. Sijercic, S. Belosevic, and Z. Stevanovic. Simulation of free turbulent particle-laden jet using reynolds-stress gas turbulence model. *Applied Mathematical Modelling*, 31, 1001-1014, 2007.
- [51] O. Simonin. Prediction of the dispersed phase turbulence in particle-laden jets. *Gas-Solid Flows, ASME 1991*, FED-Vol. 121, pp. 197-206, 1991.
- [52] G.E. Smeltzer, M.E. Gulden, and W.A. Compton. Mechanisms of metal removal by impacting dust particles. *J. Basic Eng.*, ASME Trans. Vol. 92, pp. 639-654, 1970.
- [53] N. Souris, H. Liakos, M. Founti, J. Palyvos, and N. Markatos. Study of impinging turbu-lent jet flows using the isotropic low-reynolds number and the algebraic stress methods. *Computational Mechanics*, 28, 381-389, 2001.
- [54] I. Finnie *et al.* Erosion : Prevention and useful application. *ASTM STP*, 664, pp. 36-58, 1977.
-

- [55] M.T. Benchaita *et al.* Asme trans. *J. Eng. for Ind.*, No 105, pp. 215-225, 1983.
- [56] G.P. Tilly. A two stage mechanism of ductile erosion. *WEAR*, Vol. 23, pp. 87-96, 1973.
- [57] R.E. Winter and I.M. Hutchings. Solid particle erosion studies using single angular particles. *WEAR*, Vol. 29, pp. 181-194, 1974.
- [58] Kenuke Yokoi and Feng Xiao. Mechanism of structure formation in circular hydraulic jumps : Numerical studies of strongly deformed free-surface shallow flows. *Physica D*, 161, 202–219, 2002.
- [59] Z. Yong and R. Kovacevic. Feedback control of chaotic circular point sets with arbitrary velocity profile. *Chaos, Solitons & Fractals*, Vol. 8, No. 3, pp. 313-326, 1997.
- [60] Z. Yong and R. Kovacevic. Fundamentals of constructing particle-laden jetflow by fractal point sets and predicting 3d solid-erosion rates. *Chaos, Solitons & Fractals*, Vol. 8, No. 2, pp. 207-220, 1997.
- [61] Z. Yong and R. Kovacevic. Modeling of jetflow drilling with consideration of the chaotic erosion histories of particles. *WEAR*, 209, 284-291, 1997.

Modélisation et simulation numérique du procédé de perçage non débouchant par jet d'eau abrasif

Résumé : Actuellement, nous assistons à une croissance forte de l'emploi des machines d'usinage par jet d'eau haute pression (HP) dans de nombreuses applications industrielles, notamment celle du perçage. Afin d'accompagner cette tendance et pour permettre une avancée technologique significative de ce procédé de fabrication, nous nous proposons, dans le cadre de cette thèse, de modéliser et simuler numériquement le perçage par jet d'eau abrasif. Aujourd'hui, pour étudier l'interaction d'un jet d'eau chargé de particules avec la matière dans le cadre du perçage et ainsi comprendre le mécanisme d'enlèvement de matière, les chercheurs procèdent expérimentalement. Les expériences ainsi réalisées sont très complexes et difficiles à maîtriser. Compte tenu de ces difficultés, une approche numérique du problème du perçage par jet d'eau abrasif permettrait de porter un regard plus local sur l'interaction jet d'eau abrasif - matière et ainsi de mieux comprendre le phénomène d'enlèvement de matière. Notre modélisation prend en compte l'écoulement composé du jet et des particules abrasives, l'interaction de ce jet avec la matière et l'érosion produite sur la cible. Le choix de l'utilisation du logiciel Fluent 6 pour simuler l'écoulement a conduit à une étude de validation et de compatibilité avec nos conditions extrêmes de travail. Ce logiciel est couplé avec des modèles d'érosion et de remaillage du domaine de calcul. Cette configuration nous a permis de réaliser la simulation du perçage droit non débouchant d'une plaque en acier qui a été l'objet d'une étude expérimentale au sein d'Arts et Métiers Paris Tech en partenariat avec la SNECMA. La validation de notre modélisation est assurée par la comparaison des résultats fournis par les expériences et la simulation numérique qui montre un bon accord, moins de 10% d'écart, aussi bien pour la profondeur que pour le diamètre du perçage.

Mots-clés : *usinage par jet d'eau abrasif, perçage, érosion, interaction fluide structure.*

Numerical Simulation of Blind Holes Drilling by Abrasive WaterJet

Abstract: Due to the increasing growth of the use of abrasive waterjets in the industry, especially for drilling, the aim of this work is to understand the mechanism of material removal occurring when an abrasive water jet impinges on a solid body. Given the difficulty of achieving precise experimental studies where the spotlight is on the inside of the hole during the drilling process, the purpose of this thesis is to build a numerical model representing this machining process. Such a model involves: modeling the fluid jet and the abrasive particles, modeling of the erosion due to the particles impact on the target's surface and an interaction procedure between both models. The choice of using the Computational Fluid Dynamics software Fluent 6, led to a validation study made to demonstrate its ability and compatibility with our extreme conditions of work. It is coupled with models of erosion and remeshing of the computational domain. This configuration allowed us to achieve the simulations of the vertical drilling of a steel plate which was the objective of an experimental study at the Arts et Métiers ParisTech in collaboration with SNECMA. The validation of our modeling is obtained by comparing numerical results to experimental ones, *i.e.* the holes profiles, produced by our simulation are compared to those provided by the experiments. This comparison shows a good agreement for the hole's depth and diameter; the gap is never greater than 10%.

Keywords: *abrasive water jet machining, drilling, erosion, fluid structure interaction.*



