



Usinage de métaux durs par Jet d'Eau Abrasif

Charles, Tarek Sultan

► To cite this version:

Charles, Tarek Sultan. Usinage de métaux durs par Jet d'Eau Abrasif. Génie mécanique [physics.class-ph]. INSA de Toulouse, 2015. Français. NNT : 2015ISAT0028 . tel-01244408

HAL Id: tel-01244408

<https://theses.hal.science/tel-01244408>

Submitted on 15 Dec 2015

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.



THÈSE

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par :

Institut National des Sciences Appliquées de Toulouse (INSA de Toulouse)

Présentée et soutenue par :

Tarek SULTAN

le vendredi 4 décembre 2015

Titre :

Usinage des métaux durs par Jet d'Eau Abrasif

École doctorale et discipline ou spécialité :

ED MEGEP : Génie mécanique, mécanique des matériaux

Unité de recherche :

Institut Clément Ader

Directeur/trice(s) de Thèse :

M. Walter RUBIO et M. Patrick GILLES

Jury :

M. Philippe DARNIS, Professeur - Université de Bordeaux I, Examineur

M. Jean Yves HASCOET, Professeur - École Centrale de Nantes, Rapporteur

M. Tarek MABROUKI, Professeur - École Nationale d'Ingénieur de Tunis, Rapporteur

M. Walter RUBIO, Professeur - Université Toulouse III, Directeur de thèse

M. Patrick GILLES, Maître de conférences - INSA de Toulouse, Codirecteur de thèse

M. Guillaume COHEN, Docteur - Université Toulouse III, Examineur

M. Michel DELERIS, PDG - Société JEDO Technologies, Invité

Remerciements

Je remercie tout d'abord M. Marc SARTOR et M. Philippe OLIVIER, directeurs du laboratoire ICA, pour m'avoir accueilli durant toute la période de ma thèse.

Je tiens à remercier particulièrement mon directeur de thèse, M. Walter RUBIO pour avoir dirigé cette thèse et m'avoir accompagné jusqu'au bout de ce travail.

J'exprime toute ma gratitude à mon co-directeur de thèse M. Patrick GILLES d'avoir proposé et codirigé ce sujet et à M. Guillaume COHEN de l'avoir aussi encadré. Ils ont suivi ce travail avec patience tout au long des trois années et c'est grâce à leur soutien technique et moral et leur amitié que j'ai réussi à mener à bien ce projet. Ces années passées à travailler ensemble resteront pour moi un très bon souvenir.

Je remercie M. Michel DELERIS, PDG de la société « JEDO Technologies », d'avoir financé la dernière année de thèse de m'avoir accueilli au sein de son entreprise. Merci à François CENAC d'avoir participé directement ou indirectement à l'encadrement de cette thèse.

Je remercie les membres du Jury de thèse : M. Jean Yves HASCOET, M. Tarek MABROUKI et M. Philippe DARNIS de m'avoir fait l'honneur d'y participer.

Merci à tous mes collègues de travail, thésards et enseignants, pour toutes les discussions intéressantes et précieuses qui m'ont permis d'aller toujours vers l'avant.

Je n'oublie pas de remercier ma famille. Mes parents pour leur encouragement aussi bien matériel que moral qui m'a permis de faire cette thèse dans de bonnes conditions. A mon frère aîné Alexandre le « Dark Vador » de la physique pour ses conseils toujours très utiles. A mon frère Ziad le « Hulk » de la programmation, et dont ses conseils étaient toujours avantageux pour l'élaboration du programme de simulation des poches. Merci Rania pour ton soutien moral et ton inspiration qui m'ont aidé à réussir ce travail.

Remerciements

Résumé de thèse : « Usinage des métaux durs par jet d'eau abrasif »

L'industrie aéronautique nécessite l'utilisation de métaux durs et légers, comme le Titane et l'Inconel mais différentes problématiques d'usinage en fraisage ou par usinage chimique compliquent leur mise en œuvre. L'objectif du travail de thèse est de développer une méthode d'usinage non débouchant de ces métaux durs par jet d'eau abrasif (JEA) pour la réalisation de poches. Actuellement, ce procédé est limité à la découpe mais en contrôlant les paramètres d'usinage il permet la réalisation de poches à profondeurs constante ou variable en maîtrisant les caractéristiques géométriques imposées. Ce travail présente l'étude de passages élémentaires et leur superposition afin de générer un parcours nécessaire à la réalisation d'une poche. Il introduit également diverses stratégies pour l'usinage de poches rectangulaires et propose une correction des paramètres opératoires afin d'obtenir un fond à profondeur contrôlée.

Abstract : « Abrasive waterjet milling of hard metals »

The aviation industry requires the use of hard and light metals such as Titanium and Inconel, but different machining problems in milling process or by chemical machining complicate their implementation. The aim of this thesis is to develop a controlled depth milling on these hard metals with abrasive water jet (AWJ) technology for pockets machining. Currently, this process is limited to cutting operation but by controlling the input parameters and the geometric characteristics it allows the realization of pockets with constant or variable depth. This work shows the study of elementary passages and their superposition to generate a necessary path for the realization of a pocket in AWJ. It also introduces a variety of strategies for machining rectangular pockets and provides a correction of the operating parameters to obtain a controlled depth.

Sommaire

1.1	Contexte particulier de l'étude	11
1.	Chapitre 1 : Etat de l'art sur le jet d'eau haute pression.....	1
1.2	Bibliographie	3
1.2.1	Introduction.....	3
1.2.2	Les machines de découpe jet d'eau	4
1.2.2.1	Architecture générale.....	4
1.2.2.2	Les constituants de la machine jet d'eau.....	4
1.2.3	La découpe au jet d'eau	5
1.2.3.1	Jet d'eau pure.....	5
1.2.3.2	Jet d'eau abrasif.....	6
1.2.3.2.1	Technologie	7
1.2.3.2.2	Les constituants et les paramètres du JEA et leurs influences sur l'usinage	9
1.2.3.2.3	Application multi matériaux	24
1.2.4	Usinage non débouchant par JEA.....	25
1.2.4.1	Introduction	25
1.2.4.2	Mécanismes d'enlèvement de matières	26
1.2.4.3	Description géométrique de l'incision	30
1.2.4.4	Phénoménologie du jet d'eau abrasif.....	34
1.2.4.5	Débit copeaux en JEA	36
1.2.4.6	Usinage de poches en JEA :	37
1.2.4.6.1	Utilisation de masques.....	38
1.2.4.6.2	Réalisation de poches en JEA	40
1.2.4.7	Paramètres géométriques d'une poche	41
1.2.4.7.1	Profondeur	42
1.2.4.7.2	Largeur	43
1.2.4.7.3	Angle sur le flanc.....	44
1.2.4.8	Stratégies d'usinage.....	45
1.2.4.8.1	Balayage simple.....	45
1.2.4.8.2	Balayage en aller-retour.....	45
1.2.4.8.3	Trajectoire en spirale	47
1.2.4.9	Application multi matériaux	48
1.3	Conclusion.....	49
2.	Chapitre 2 : Amélioration du modèle du profil d'incision dans du Ti6Al4V.....	51
2.1.	Objectif et principe de l'étude	53
2.1.1.	Méthode d'expérimentation	53
2.1.2.	Moyens et méthodes de mesures	53
2.1.2.1.	Projecteur de profil.....	53
2.1.2.2.	Scanner laser :	54
2.1.2.3.	Machine à mesure tridimensionnelle (MMT) :	55
2.1.2.4.	Profilomètre optique Alicona :	57

Sommaire

2.1.3.	<i>Etude de répétabilité</i>	59
2.1.3.1.	Répétabilité machine	62
2.1.3.2.	Répétabilité du procédé	62
2.2.	<i>Amélioration du modèle du profil d'incision</i>	64
2.2.1.	<i>Le modèle Gaussien utilisé dans la littérature.....</i>	64
2.2.2.	<i>Présentation des modèles mathématiques.....</i>	65
2.2.3.	<i>Etude expérimentale et corrélation avec les modèles mathématiques</i>	67
2.2.4.	<i>Interprétation du modèle Gauss Décomposé – Corrélation avec la physique d'un jet triphasique... 69</i>	
2.3.	<i>Débit d'enlèvement de matière</i>	72
2.3.1.	<i>Expérimentations sur les incisions et sur le débit copeaux.....</i>	72
2.3.2.	<i>Influence des paramètres opératoires sur les incisions et sur le MRR</i>	74
2.3.2.1	Discussion sur les incisions :	74
2.3.2.2	Discussion sur le MRR :	75
2.1.	<i>Conclusion.....</i>	79
3.	<i>Chapitre 3 : Usinage des poches en JEA</i>	81
3.1	<i>Introduction</i>	83
3.2	<i>Usinage de poches en JEA</i>	83
3.2.1	<i>Poches aux bords fermés.....</i>	83
3.2.1.1	Usinage de poches avec l'utilisation de masques de protection.....	83
3.2.1.2	Usinage de poches avec départ en pleine matière	85
3.2.2	<i>Les poches à bords ouverts :</i>	85
3.2.3	<i>Sommation des incisions</i>	86
3.2.3.1	Principe.....	86
3.2.3.2	Modèle de sommation	88
3.3	<i>Réalisation de poches</i>	89
3.3.1	<i>Caractérisation des mécanismes d'enlèvement de matière lors de l'usinage de poches.....</i>	89
3.3.1.1	Modèle de prédiction de profondeur de poches par sommation des incisions	89
3.3.1.2	Analyse des mécanismes d'enlèvement de matières lors de l'usinage des poches	93
3.3.2	<i>Modélisation de l'écart de profondeurs des poches</i>	94
3.3.2.1	Identification du débit d'abrasif optimal.....	94
3.3.2.2	Expérimentation	96
3.3.2.3	Résultats de l'expérience	97
3.3.2.4	Analyse des écarts entre la mesure et la modélisation des poches	98
3.3.2.5	Etude de la surface de recouvrement entre les incisions.....	100
3.3.2.6	Conclusion sur l'intégration de la surface de recouvrement dans le modèle d'écart	104
3.3.3	<i>Modèle de prédiction de l'ondulation de fond de poche : Wpas</i>	105
3.3.4	<i>Modèle de débit copeaux.....</i>	108
3.4	<i>Procédure de réponse au besoin client :</i>	109

Sommaire

3.4.1	Utilisation des modèles de prédiction :	110
3.4.2	Exemple d'application :	112
3.5	Méthodologie d'usinage en JEA pour d'autres matériaux métalliques.....	113
3.6	Conclusion.....	114
4.	Chapitre 4 : Stratégies d'usinage de poches fermées en JEA.....	115
4.1	Introduction	117
4.2	Simulation de l'usinage en JEA	117
4.2.1	Principe de la simulation	117
4.2.2	Interface graphique.....	118
4.2.2.1	La zone définition des parcours et matériaux	118
4.2.2.2	La zone à simuler et contrôles manuels	119
4.2.2.3	La zone graphique	119
4.2.2.4	Limites actuelles du simulateur	120
4.3	Problématiques géométriques	121
4.3.1	Phénomène de piétinement.....	121
4.3.2	Pas non constant	121
4.3.3	Solution envisagée.....	122
4.4	Stratégies d'usinage de poches rectangulaires	122
4.4.1	Usinage par balayage	122
4.4.1.1	Usinage par balayage en aller simple (Zig-Zig).....	122
4.4.1.2	Usinage par balayage en aller-retour (Zig-Zag).....	123
4.4.2	Usinage en spirale.....	124
4.4.2.1	Spirale simple	124
4.4.2.1.1	Arcs concentriques.....	125
4.4.2.1.2	Arcs égaux	126
4.4.2.1.3	Etude préliminaire sur les défauts de coins de poches:	128
4.4.2.1.4	Etude Géométrique	132
4.4.2.2	Simulation de la stratégie en spirale	138
4.4.2.3	Correction des défauts à l'aide du logiciel de simulation	139
4.4.2.4	Comparaison avec l'usinage réel	140
4.4.2.5	Application de l'usinage en spirale pour des rayons mixtes	142
4.5	Usinage de poches 3D	144
4.6	Conclusion.....	145
5.	Conclusion et perspectives	147
5.1	Conclusion générale	149
5.2	Perspectives	150

Sommaire

6.	Annexes	157
----	---------------	-----

1.1 Contexte particulier de l'étude

L'industrie aéronautique d'aujourd'hui nécessite l'utilisation de métaux durs et légers, comme l'alliage de Titane Ti6Al4V. Ce matériau possède une forte résistance à la corrosion et aux très hautes températures. Il peut aussi être utilisé dans des applications militaires, spatiales, marines et médicales.

Différentes problématiques d'usinage compliquent la mise en œuvre de ces matériaux. Notamment l'usinage à l'outil coupant de plaques d'épaisseur mince en métaux durs qui génère des efforts de coupe trop importants et impliquent des déformations incompatibles avec leur cahier des charges fonctionnel.

Actuellement, pour remédier à ce problème, les plaques de faible épaisseur sont usinées chimiquement par des attaques acides sur des zones délimitées avec des protections plastiques. Cet usinage chimique engendre des problèmes environnementaux et ne permet d'obtenir que des pièces à profondeur constante, principalement des poches à fond plat.

L'objectif de ce travail de thèse vise à développer une voie d'étude expérimentale portant sur l'usinage non débouchant par jet d'eau abrasif (JEA) pour les applications d'usinage des métaux durs, en particulier l'alliage Ti6Al4V Grade 5, dans le contexte aéronautique. Actuellement, ce procédé est largement employé dans l'industrie mais est limité à la découpe de tous les types de matériaux. En contrôlant les paramètres d'usinage afin de ne pas découper la pièce tout en enlevant de la matière et en réalisant des passages successifs décalés, cette technologie permet un usinage à des profondeurs constantes ou variables, ouvrant ainsi la voie à de nouvelles formes possibles et à une conception optimisée des pièces.

Ce mémoire de thèse comporte quatre chapitres :

Le premier présente un état de l'art sur la technologie du jet d'eau pure et du jet d'eau abrasif. Il décrit les procédés de découpe, introduit l'usinage non débouchant par jet d'eau abrasif, ainsi que ses caractéristiques et ses applications sur plusieurs matériaux.

Le deuxième chapitre décrit le jet d'eau chargé d'abrasifs, sa phénoménologie et sa forme. Il présente une comparaison de plusieurs modèles de corrélation avec les résultats mesurés lors du passage du jet sur la matière. Il débouche sur le choix du modèle adopté dans la suite du travail de thèse.

Le troisième chapitre présente l'usinage de poches ouvertes, en particulier leurs caractéristiques géométriques, le mode de génération et utilise le modèle du jet précédemment mis en place afin d'établir une prédiction de la profondeur usinée. Ce chapitre montre aussi une méthodologie globale de mise en place d'un usinage au jet d'eau abrasif sur un nouveau matériau. Il s'attache à détailler les étapes expérimentales préliminaires qui permettent d'établir une base de données nécessaire à la définition d'un modèle de prédiction de profondeur de poches.

Le quatrième chapitre introduit diverses stratégies d'usinage non débouchant de poches de formes rectangulaires. La mise en place d'un outil de simulation permet de prévoir un certain nombre de défauts et de proposer une correction adaptée au problème.



1. Chapitre 1 : Etat de l'art sur le jet d'eau haute pression

1.2 Bibliographie

1.2.1 Introduction

A la fin des années 1950, Norman Franz, ingénieur forestier à la recherche de nouveaux procédés pour découper les arbres en bois de construction, explore les bases de la découpe par jet d'eau à très haute pression [1]. En faisant tomber des poids lourds sur des colonnes d'eau pour forcer le fluide à passer par un orifice très fin, Norman Franz obtient des pressions d'eau assez puissantes pour découper le bois et d'autres matériaux.

Depuis la première application réussie dans les années 1970 par M. Hashish [2], le procédé de découpe jet d'eau a été industrialisé pour couper les matériaux tendres : carton, tissus et aliments congelés [3].

Au cours des dernières décennies, plusieurs travaux de recherche ont été établis pour comprendre le procédé et améliorer sa performance. M. Hashish [4] introduit l'état de l'art de la découpe par jet d'eau abrasif à très haute pression et une possibilité de faire du tournage avec cette technologie. A.W. Momber et R. Kovacevic [5] présentent les propriétés et la structure du jet d'eau abrasif, l'influence des paramètres du procédé de découpe et la modélisation de la découpe des matériaux fragiles et ductiles.

Les premières applications industrielles du procédé sont apparues au début des années 1980. Le jet d'eau abrasif était principalement utilisé pour la coupe de contour dans un plan [6]. Les possibilités d'utiliser le procédé d'usinage non débouchant par jet d'eau abrasif n'ont été explorées que récemment par exemple par A. Alberdi et al. [7] T. Gupta et al. [8] et V.K. Pal et al. [9].

Aujourd'hui, comme les technologies laser, plasma et électroérosion, la technologie du jet d'eau permet de découper tous types de matériaux. E. Siores et al. [10] et A.W. Momber [11] ont travaillé sur la découpe des céramiques, et J. Wang [12] et F. Cénac [13] sur les matériaux composites. En parallèle, les travaux de Hascalik et al. [14] et de G. Fowler [15] ont porté sur les métaux durs tels que le titane et dernièrement Escobar-Palafox et al. [16] sur l'inconel. Ces technologies offrent des opportunités d'usinage impossibles à réaliser par les outils coupants traditionnels du fait de la petite largeur de la découpe tout en laissant des faibles contraintes mécaniques et thermiques sur les pièces usinées.

Le jet d'eau est considéré comme un procédé de découpe très efficace. Il implique l'utilisation de l'eau sous haute pression en tant que moyen de coupe qui transmet des

quantités négligeables de chaleur à la pièce usinée. Les pièces créées par ce procédé ne contiennent aucun changement dans la structure cristalline généralement causé par la chaleur ou les efforts de coupe.

1.2.2 Les machines de découpe jet d'eau

1.2.2.1 Architecture générale

La machine de découpe au jet d'eau abrasif (figure 1.1) utilisée au cours de ces travaux de thèse est une machine Flow Mach 4 C. Les principaux éléments sont les axes de déplacement X, Y, Z et la tête de découpe.

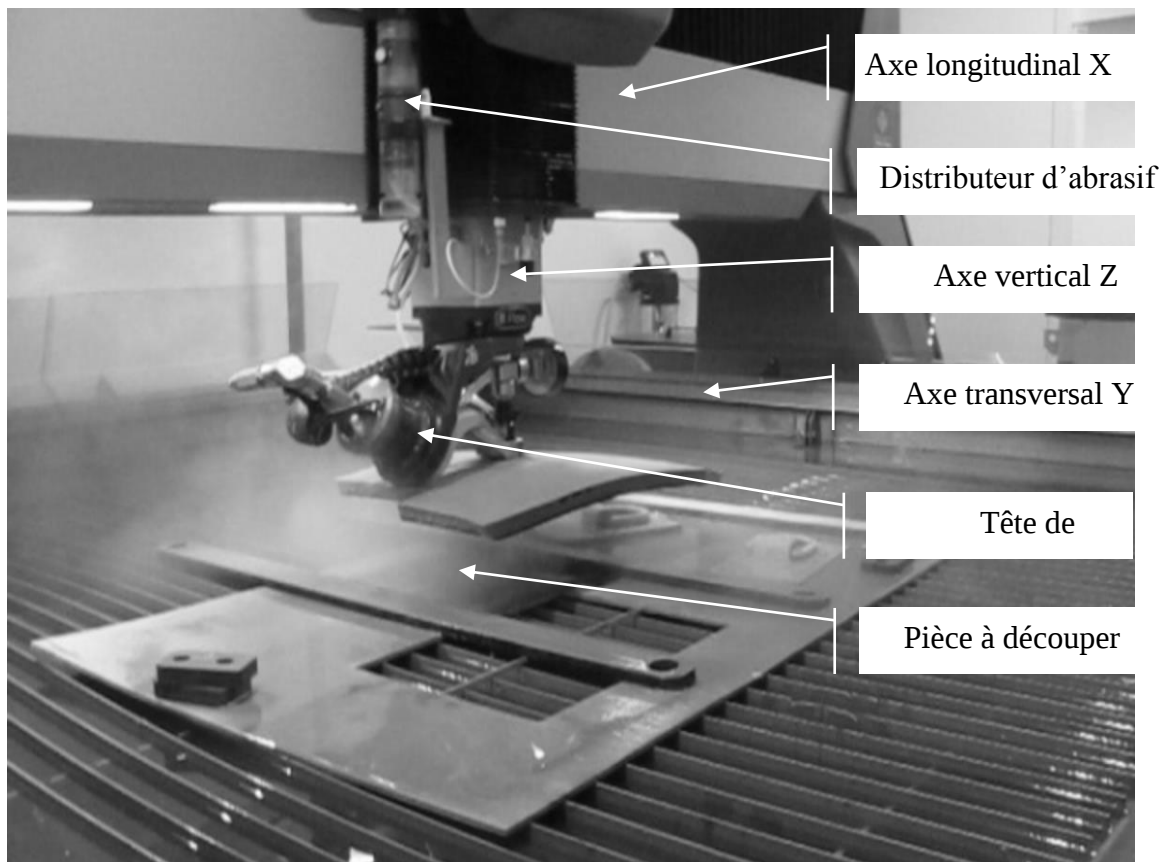


Figure 1.1 Machine jet d'eau Flow Mach4.

Cette machine est une machine de découpe mais, comme cela sera montré dans ce qui suit, le pilotage des paramètres d'usinage peut être utilisé pour produire un usinage non débouchant.

1.2.2.2 Les constituants de la machine jet d'eau

La machine JEA est une machine de production classique constituée de plusieurs éléments :

- Un châssis dynamique autorisant une vitesse d'avance maximale de 23000mm/min et une accélération maximale de $0,5\text{m.s}^{-2}$.
- Une pompe axiale Hyplex® de 30kW permettant d'utiliser une plage de pression allant de 400bar à 3850bar avec un débit maximum de 3,7 L/min.
- Une tête de découpe permettant la focalisation du jet et le mélange de l'abrasif dans l'eau. Le fonctionnement détaillé de cet organe machine est présenté dans le paragraphe suivant.
- Un pupitre de contrôle qui permet de commander la tête de coupe en utilisant le logiciel de FAO Flow Master.

1.2.3 La découpe au jet d'eau

1.2.3.1 Jet d'eau pure

Le jet d'eau pure (JEP) est utilisé pour découper des matériaux tendres. La découpe est rapide et efficace et utilise une force de coupe extrêmement faible [3].

Il est principalement utilisé pour couper les matières souples comme les tissus, le PVC, les matières plastiques, les tissus céramiques, les fibres de verre, le caoutchouc, le pain et le cuir.

C'est un outil propre qui trouve aussi des applications dans l'agroalimentaire grâce à l'effet décontaminant de la haute pression et au renouvellement constant de l'eau ainsi que dans le domaine médical. En effet, la découpe au jet d'eau pure permet une dissection précise d'organes humains [17] et des tissus mous sans endommager les tissus solides tels que les nerfs ou les veines [18]. De plus, la précision de la découpe au jet d'eau pure permet de réparer les microfissures osseuses et d'assurer un traitement orthopédique en réalisant des perçages précis au niveau des os articulaires qui recevront des vis [19].

Une des premières applications du point de vue environnemental, a été le démantèlement des produits en fin de vie comme, par exemple, les pneus de véhicules automobiles en caoutchouc [20].

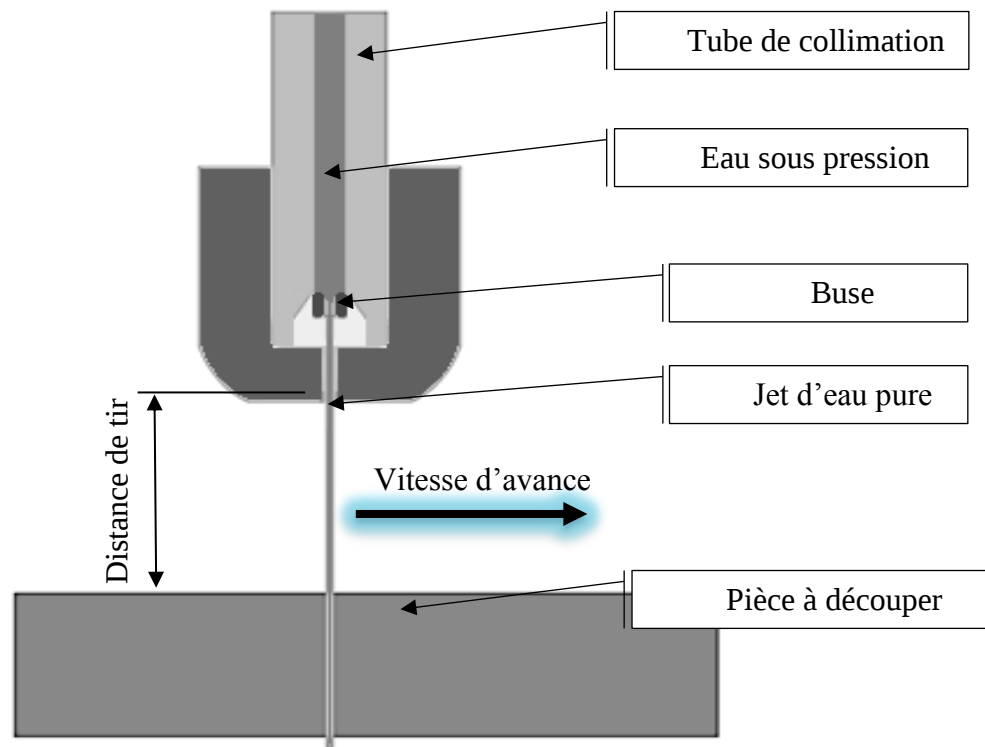


Figure 1.2 Tête de coupe en jet d'eau pure.

La tête de coupe (Figure 1.2) est la partie principale de la technologie JEP. Elle permet la transformation de la pression (énergie potentielle) en vitesse (énergie cinétique). Les pièces constituant la tête de coupe sont :

- un tube de collimation à travers lequel l'eau passe sous haute pression,
- une buse en saphir, rubis ou diamant ayant un petit orifice qui permet d'accélérer les particules d'eau qui la traversent,

1.2.3.2 Jet d'eau abrasif

La technologie de découpe par jet d'eau abrasif (JEA) est une amélioration de la technologie par jet d'eau pure destinée à la découpe de matériaux durs. Le jet d'eau abrasif (JEA) se définit comme étant un procédé de découpe mettant en œuvre le phénomène d'érosion. Pour cela un abrasif est mélangé à l'eau dans la tête de découpe (Figure 1.4). Lors de ce mélange, l'air qui est présent dans la conduite d'amenée d'abrasif est également incorporé au jet. Celui-ci contient alors un mélange d'eau, d'abrasif et d'air et devient donc triphasique. L'efficacité de la découpe en JEA réside dans l'énergie transmise aux particules abrasives et au temps d'exposition du jet sur la matière donc à la vitesse d'avance. Lorsque cette dernière est trop importante, l'énergie du jet peut localement ne pas être assez importante pour traverser la pièce et la découpe ne débouche pas. En diminuant la vitesse, le

jet disposera de l'énergie nécessaire pour traverser la matière. A la vitesse limite de débouchage, la dépouille est très importante (de l'ordre du rayon de jet [21]). Au fur et à mesure que la vitesse est réduite, l'angle de dépouille diminue, puis s'annule et devient même négatif pour de très faibles vitesses (Figure 1.3).

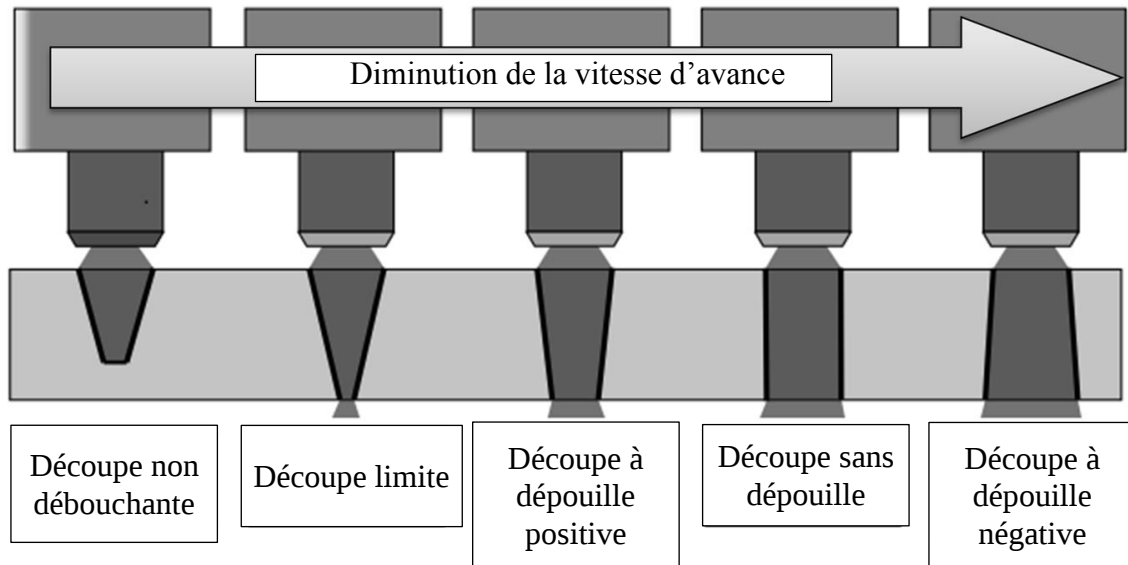


Figure 1.3 Evolution de la dépouille d'après F. Cénac [21]

Les vitesses des particules abrasives sortant du jet peuvent atteindre 2 à 3 fois la vitesse du son [21] et ce jet triphasique impacte la pièce en provoquant un enlèvement de matière sur tout type de matériaux. Le JEA possède de nombreux avantages comparé aux autres procédés d'usinage tels que la découpe laser ou l'électroérosion :

- aucune ou très peu de variation thermique de la pièce usinée [5]. Cet atout est particulièrement utile pour couper des pièces pour lesquelles la chaleur peut modifier les propriétés du matériau,
- le JEA ne dégage aucun gaz toxique.

1.2.3.2.1 Technologie

Le jet d'eau abrasif étant obtenu en ajoutant de l'abrasif avec de l'eau sous pression, la tête de découpe est conçue de manière à permettre l'arrivée de l'abrasif et à le mélanger efficacement dans une chambre de mélange (Figure 1.4). Cette arrivée d'abrasif est produite d'une part par gravité car le distributeur d'abrasif (Figure 1.1) est situé au-dessus de la tête de découpe et d'autre part par effet venturi grâce au passage du jet d'eau dans la tête de découpe. Afin d'éviter un colmatage de la tête par l'abrasif, un clapet mécanique piloté ferme le distributeur d'abrasif avant l'arrêt du jet d'eau. Ainsi à la fermeture de l'abrasif, la conduite

d'arrivée se vide et le jet se purge rapidement jusqu'à ne plus contenir que de l'eau. Le jet d'eau peut alors être coupé. La façon dont l'abrasif se mélange au jet est un élément important et il sera détaillé dans le chapitre suivant.

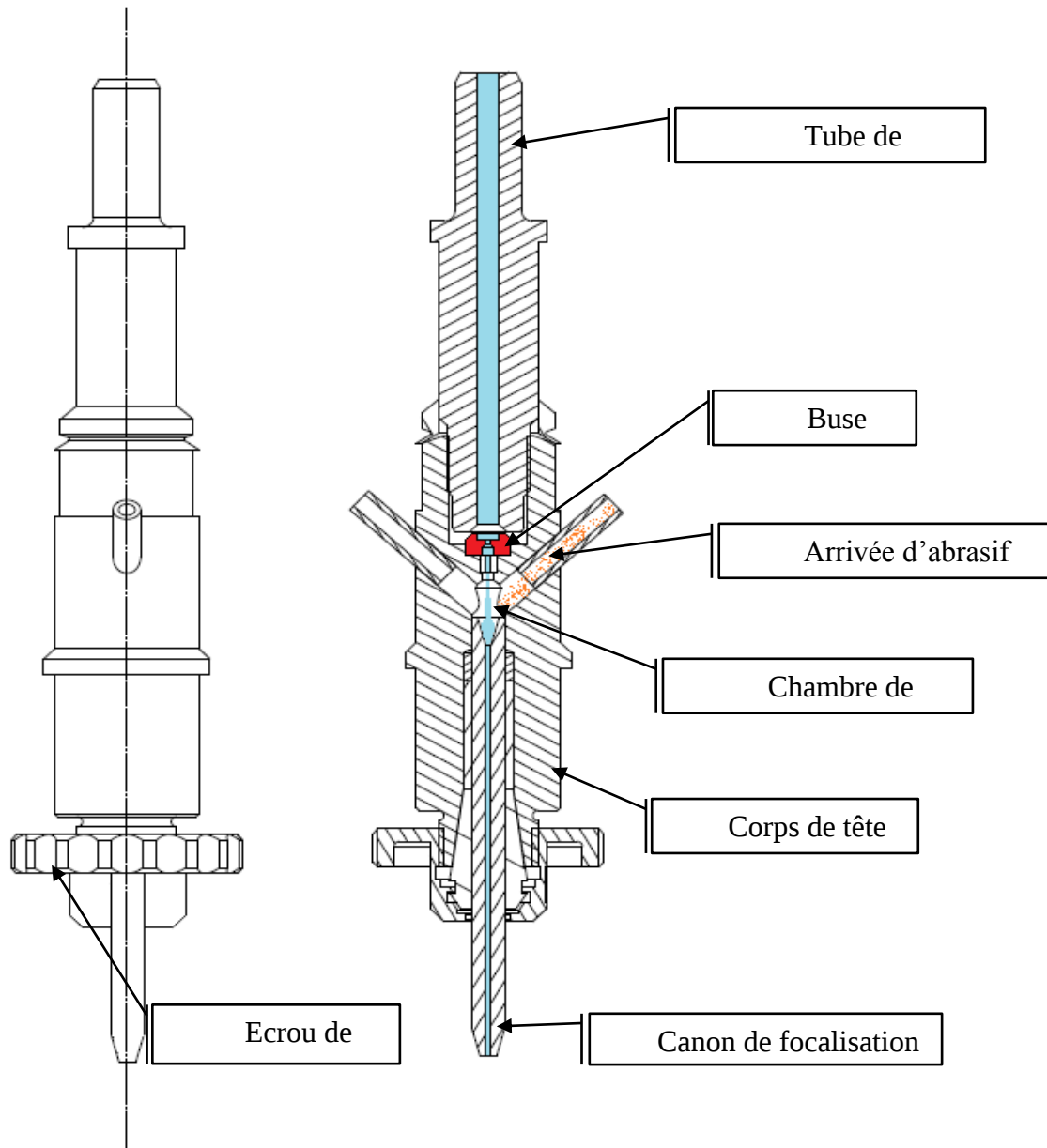


Figure 1.4 : Schéma de la tête de découpe en jet d'eau abrasif.

Après le mélange de l'abrasif avec l'eau au sein de la chambre de mélange (Figure 1.4), l'eau transmet aux particules abrasives la vitesse acquise grâce au faible diamètre de la buse qui transforme l'énergie de pression en énergie cinétique. Accélérées dans le courant du jet d'eau, les particules abrasives sont ensuite guidées dans le jet pour entrer dans le canon de

focalisation qui permet de concentrer le jet. Le Tableau 1.1 présente les composants de la tête de coupe et la fonction spécifique de chacun.

Eléments de la tête de découpe	Fonction
Tube de collimation	Produire une arrivée d'eau régulière vers la buse
Buse	Transformer l'énergie potentielle (pression) de l'eau en énergie cinétique (vitesse) du jet. Sa forme détermine le diamètre du jet et sa cohérence[21].
Chambre de mélange	Permettre un mélange de l'eau et des particules d'abrasifs aspirées dans le jet.
Corps de tête	Relier les composants de la tête de coupe
Ecrou de serrage	Serrer le canon de focalisation sur la chambre de mélange.
Canon de serrage (focalisation)	Contenir les particules dans le jet pendant leur accélération et focaliser le jet en le contraignant à suivre son axe.

Tableau 1.1 Les composants de la tête de découpe et leurs fonctions.

1.2.3.2.2 Les constituants et les paramètres du JEA et leurs influences sur l'usinage

1.2.3.2.2.1 Profil des vitesses dans le jet.

Il est nécessaire de présenter le profil du jet d'eau abrasif à la sortie du canon afin de montrer l'influence des différents paramètres sur le jet. La Figure 1.5 est une représentation du profil de vitesse des particules constituant le jet en fonction de la distance parcourue [5] après la sortie du canon de focalisation.

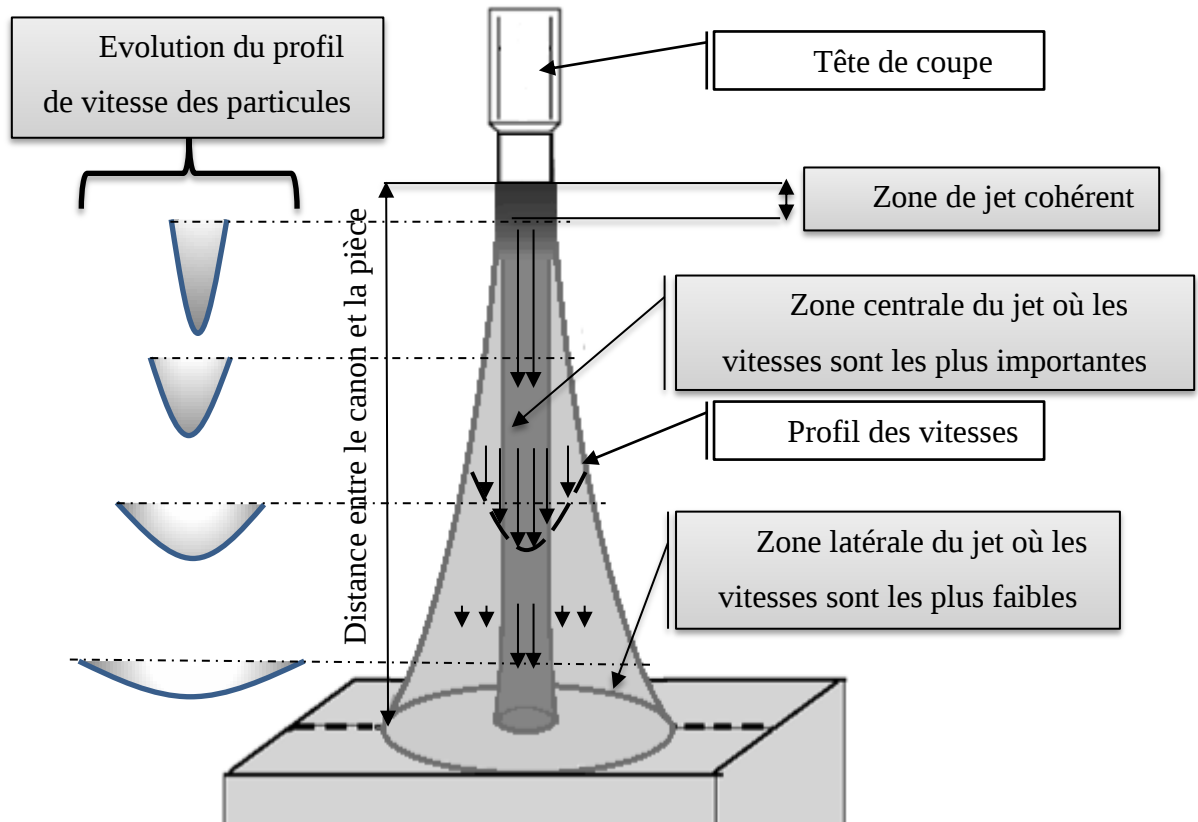


Figure 1.5. Représentation du profil de vitesse des particules constituant le jet.

Il existe trois zones dans le jet :

- une zone de jet cohérent où la diffraction est faible. Cette zone de forme quasi tubulaire est celle utilisée en découpe,
- une zone centrale qui constitue le cœur du jet et où les vitesses sont les plus élevées et les particules abrasives en faible quantité,
- une zone latérale qui contient une grande quantité de particules abrasives et où les vitesses sont plus faibles.

Les frontières entre ces zones sont mal identifiées, et peuvent varier entre chaque machine, entre chaque tête de découpe et en fonction des paramètres de pilotage de la machine. Le profil de vitesse (Figure 1.5) des particules a été décrit précisément par D.S. Srinivasu et al. [22] et Carrascal et al. [23]. Ils expliquent qu'il prend la forme d'une cloche qui s'élargit et s'aplatit au fur et à mesure que l'on s'éloigne de la tête de coupe.

La partie latérale correspond à une zone de brouillard où les vitesses des particules dans le jet sont les plus faibles. Une explication plus approfondie sur la forme du jet et son impact sur la pièce sera détaillée dans le chapitre suivant.

1.2.3.2.2.2 *L'air*

L'air est l'un des trois constituants du jet d'eau abrasif. Il est conduit par le tuyau d'alimentation d'abrasif et est aspiré avec les particules abrasives dans la chambre de mélange. La quantité d'air constitue la quantité dominante du jet d'eau abrasif. D'après M. Zaki [24] l'air représente 90% du volume du jet tri phasique. Néanmoins l'air ne produit pratiquement pas d'action mécanique et de ce fait ne contribue pas à l'enlèvement de matière sur la pièce.

1.2.3.2.2.3 *L'eau*

L'eau est connue depuis longtemps pour son effet érosif naturel. Cette érosion naturelle se retrouve dans les mers, les fleuves et les grottes où les roches se font sculpter par ce pouvoir caustique natif de notre première source de vie. Cette propriété de l'eau à basse pression a été mise en profit au dixième siècle par l'homme pour creuser les mines [25]. Depuis quelques décennies l'utilisation de l'eau à très haute pression dans la technologie du jet d'eau a permis de réaliser des découpes efficaces, précises, et très rapides.

L'eau utilisée dans cette technologie est l'eau du réseau préfiltrée (particules de taille supérieures à 10 μm) avant de rentrer dans la pompe. Elle est ensuite filtrée deux fois à l'entrée de la pompe par deux filtres, l'un de 1 μm et l'autre de 0.5 μm . Ce système de filtrage permet d'éliminer les macros et micros molécules qui peuvent colmater le pompage et détériorer la pompe [21].

1.2.3.2.2.4 *L'abrasif*

Les abrasifs sont des matériaux naturels ou synthétiques capables d'exercer une action mécanique permettant d'enlever de la matière sous forme de copeaux minuscules. En découpe comme en usinage par JEA, les caractéristiques influant des abrasifs sur l'enlèvement de matière sont principalement: la forme, la nature, la dureté et la densité de l'abrasif. Suivant les techniques d'usinage et les machines de découpe utilisées, le choix des abrasifs peut varier. Le plus utilisé pour la découpe est le grenat (*garnet* en anglais). Il existe aussi d'autres types tels que des billes de verre ou de l'oxyde d'aluminium blanc ou brun. Pour pouvoir observer, comparer et classer les différents abrasifs, la compréhension de ce qui les caractérise est nécessaire.

➤ Typologie

Les abrasifs sont en général divisés en deux grandes familles : les abrasifs d'origine naturelle ou les abrasifs résultant d'une opération de fabrication. La première est souvent utilisée pour les techniques simples, telles que la découpe, car elle peut être trouvée en grande quantité dans des mines ou des sableries et transformée très facilement par concassage et tamisage ; c'est le cas du grenat par exemple. La deuxième famille concerne les abrasifs fabriqués industriellement. Cela peut, malgré la complexité de leur mise en œuvre, permettre aux utilisateurs de choisir les caractéristiques souhaitées. Suivant le type d'abrasif et sa composition, plusieurs différences dans l'usinage des matériaux sont observées. L'une de ces différences est le taux d'enlèvement matière lors de l'usinage. Fowler *et al.* [26] [15] montrent que la vitesse d'avance est un paramètre important du choix du type d'abrasif. Ils mettent ainsi en avant le fait que l'usinage avec de l'oxyde d'aluminium blanc est adapté aux vitesses lentes (inférieures à 0.03m/s). Pour des vitesses rapides (au-dessus de 0.15m/s), l'oxyde d'aluminium marron est plus adapté. Entre ces deux vitesses, les deux abrasifs à base d'aluminium ainsi que l'abrasif composé de grenat enlèvent autant de matière pour la même quantité d'abrasif (Figure 1.6).

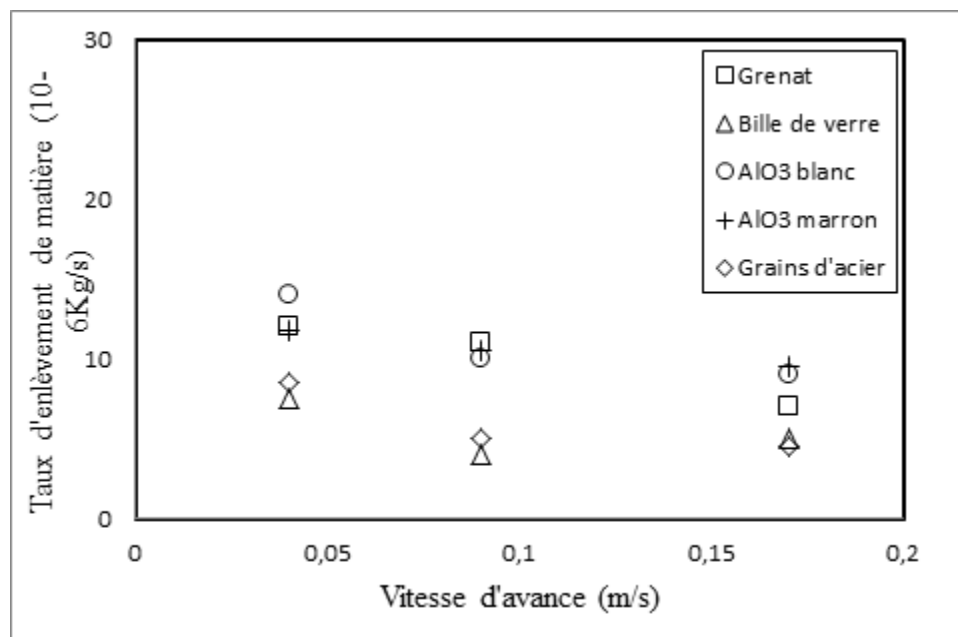


Figure 1.6 Évolution du taux d'enlèvement matière en fonction de la vitesse d'avance selon Fowler et al. [15]

L'état de surface varie aussi suivant le type d'abrasif utilisé d'après G. Fowler et al. [15]. Il explique que plus les particules abrasives sont dures plus la rugosité est importante. Parmi les différentes vitesses étudiées, l'abrasif type « *garnet* » génère une rugosité (Ra) bien supérieure à celle obtenue avec d'autres abrasifs (Figure 1.7).

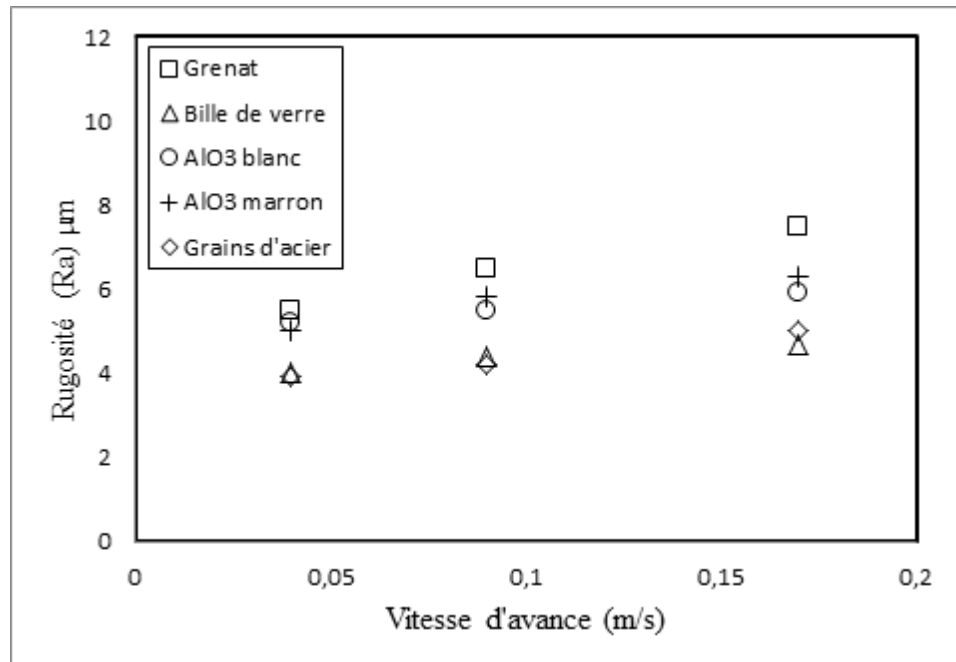


Figure 1.7 Évolution de la rugosité Ra en fonction de la vitesse d'avance [15]

En plus des abrasifs communs tels que les sables ou le grenat, de nouveaux abrasifs se développent afin d'expérimenter de nouvelles possibilités d'usinage. Les diamants synthétiques, par exemple, ont une dureté très importante grâce à leur composition de carbone pur. Ils sont utilisés pour la découpe, le ponçage et la gravure sur des matériaux durs. Axinte et al. [27] a expérimenté la découpe des matériaux poly-cristallins avec des diamants synthétiques de très petites tailles. Ces abrasifs ne sont cependant pas courants, et demandent un équipement adapté car ils entraînent une usure prématurée de la tête de découpe, en particulier de la chambre de mélange. H. Ke et al. a expérimenté les abrasifs magnétiques [28]. Il en existe deux types : les abrasifs élastiques et les non-élastiques. Les abrasifs magnétiques non-élastiques sont souvent des éclats de fer, alors que les abrasifs élastiques peuvent être par exemple un polymère thermoplastique recouvert de particules de carbure de silicium et de particules magnétiques. Les abrasifs magnétiques élastiques sont souvent utilisés pour améliorer la cohésion du jet [28], augmenter le taux d'enlèvement matière et obtenir une meilleure qualité de surface. Il faut cependant noter que pour utiliser ces abrasifs, une installation d'aimants est nécessaire.

➤ Taille et forme

La taille est un des éléments les plus observés dans la littérature. En effet, lorsque la taille des grains d'abrasif augmente, le JEA voit des changements dans :

- son énergie cinétique totale,
- la vitesse à laquelle l'abrasif arrive sur la pièce usinée,

- la diffusion du jet une fois sorti de la buse.

La taille des grains d'abrasif est un nombre exprimé en « mesh » qui signifie maillage en anglais. Ce nombre correspond au nombre de mailles au pouce carré de la grille utilisée pour tamiser l'abrasif considéré. Azimi et al.[29] ont fait l'hypothèse d'un travail avec des particules de sable parfaitement sphériques afin de pouvoir isoler l'influence de la taille des grains. Suivant cette hypothèse, la vitesse du sable augmente avec la taille des particules [29]. Ceci se justifie par le fait qu'avec une taille plus importante et une densité identique, les grains de sable sont plus réceptifs au transfert d'énergie cinétique de la part des molécules d'eau. De plus, Crowe [30] a prouvé que les particules les plus petites dissipent plus d'énergie car elles sont plus sensibles aux turbulences d'un jet. D'un autre côté, la focalisation du jet d'eau abrasif diminue lorsque la taille des grains augmente [29]. Cependant la courte distance entre la sortie de la buse et le matériau usiné (généralement 3 mm en découpe) génère une diffraction du fluide très faible. En revanche, nous verrons qu'en usinage cette distance peut devenir importante et la diffraction du jet considérable. En revanche, la vitesse à laquelle l'abrasif arrive sur la pièce usinée est à prendre en compte. En effet l'expression de l'énergie cinétique est :

$$E = \frac{1}{2} * m * v^2 \quad (1.1)$$

Dans cette expression, m (kg) est la masse de l'abrasif et v (m/s) sa vitesse. Une augmentation de la vitesse du jet est donc plus efficace que celle de la masse lorsqu'une augmentation de l'énergie d'impact est souhaitée.

Faber et Oweinah [31] concluent que la forme de l'abrasif est importante. En effet, en comparant des billes de verres sphériques avec des éclats de verres, le taux d'enlèvement de matière est entre 3 et 4 fois plus efficace avec les éclats de verres. Goodwin *et al.*[32] a fait la même observation en comparant l'effet de sable érodé et de sable industriel pour l'usinage. Il a été montré par cette étude que, plus les particules d'abrasif possèdent d'arêtes, plus l'usinage est efficace.

Mulhearn et Samuels [33] ont expliqué que l'impact sur une surface métallique par une particule plane (sans bord coupant) créait un écrouissage dû à l'érosion, ce qui confirme l'importance de la forme granulométrique de l'abrasif. L. Hlavac et al. [34] a observé que lors de l'incorporation de l'abrasif dans le jet d'eau, les particules se heurtent entre elles dans la chambre de mélange et engendrent ainsi une modification de leur forme avant d'impacter le

matériau. Suivant ce point de vue, l'importance de la forme des particules d'abrasif est donc difficile à considérer puisque les particules en sortie de jet n'ont plus leur forme initiale.

➤ **Dureté**

Les abrasifs sont généralement caractérisés par leur dureté et classés selon leur capacité à rayer un autre corps [35]. Fowler *et al.* [15] a pris en compte deux éléments importants dans la découpe par jet d'eau abrasif : la forme des particules de l'abrasif et leur dureté. Cette étude montre que leur forme a moins d'influence que leur dureté. En observant l'effet de la dureté sur l'usinage, Fowler montre que le taux d'enlèvement matière est plus important si la dureté des particules est grande. En revanche, les particules abrasives dures usent plus rapidement le canon. Ferrendier [35] montre que la composition de la particule abrasive est influente sur l'usinage. De plus le risque de fragmentation des particules impactant le matériau est plus important si l'abrasif utilisé a une faible dureté. Le Tableau 1.2 synthétise les effets de certains abrasifs sur un ensemble de matériaux. Les critères sont notés de + (mauvais) à +++ (bon). Les cases sombres représentent un abrasif très performant, alors que les cases grisées représentent un abrasif qui n'aura aucune utilité lors de l'usinage.

			Matériau à usiner										
				Verre		Alliage de Titane		Diamant Poly cristallin		Cuivre		Acier	
Abrasif			Coût	Taux d'enlèvement de matière	Etat de surface	Taux d'enlèvement de matière	Etat de surface	Taux d'enlèvement de matière	Etat de surface	Taux d'enlèvement de matière	Etat de surface	Taux d'enlèvement de matière	Etat de surface
Garnet	80 mesh	++	+++			+++	+	+		+++		+++	
	120 mesh		++		++	+	+		+++		+++		
	220 mesh		++		++	+	+		+++		+++		
Grenaille d'acier		+	+		+	+++			+		+		
Abrasifs magnétiques													
Oxydes d'alumine	Blanche	+++	+++		++	++	+	+++	+++		++		
	Brune	+++			++	+++			+++		++		
Carbure de silicium		+++	+++				+	+					
Billes de verre		+			+	+++			+				
Diamant synthétique							+++	+++					
Sable de silice		+++	+						++				

Tableau 1.2 Tableau de concordance matériau à usiner / type d'abrasif

1.2.3.2.2.5 La pression

L'eau acquiert son énergie potentielle par une pompe générant une pression. Celle-ci peut atteindre 4000 bars pour les pompes à pistons (Figure 1.8) et 6000 bars dans les surpresseurs (Figure 1.9). Les pompes à pistons axiaux sont généralement constituées de trois bielles-manivelles. Ces pistons permettent la compression de l'eau dans des chambres qui peuvent jouer le rôle d'accumulateur.

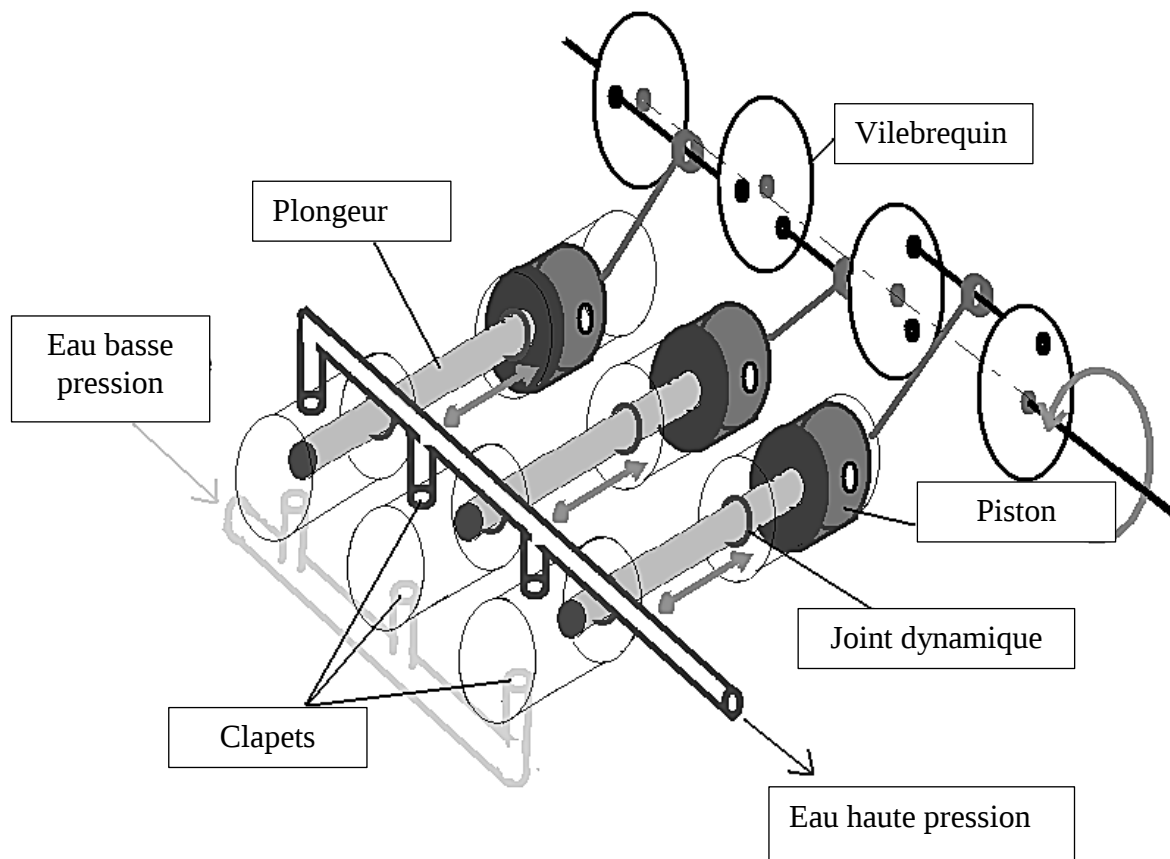


Figure 1.8 Fonctionnement d'une pompe à pistons axiaux [21]

Les surpresseurs sont des multiplicateurs de pression (Figure 1.9) qui assurent la transmission de pression depuis un circuit hydraulique (d'huile) vers un circuit d'eau. Un piston actionné par un fluide hydraulique (huile) est relié à un autre piston de plus petit diamètre qui génère la pression de l'eau. Ainsi la valeur de la pression de l'eau en sortie est celle de l'huile multipliée par le rapport des surfaces entre les sections des deux pistons. Ce type de pompes génère des pressions plus élevées mais moins régulières car elles fonctionnent à une fréquence faible de l'ordre de 40 cycles par minute.

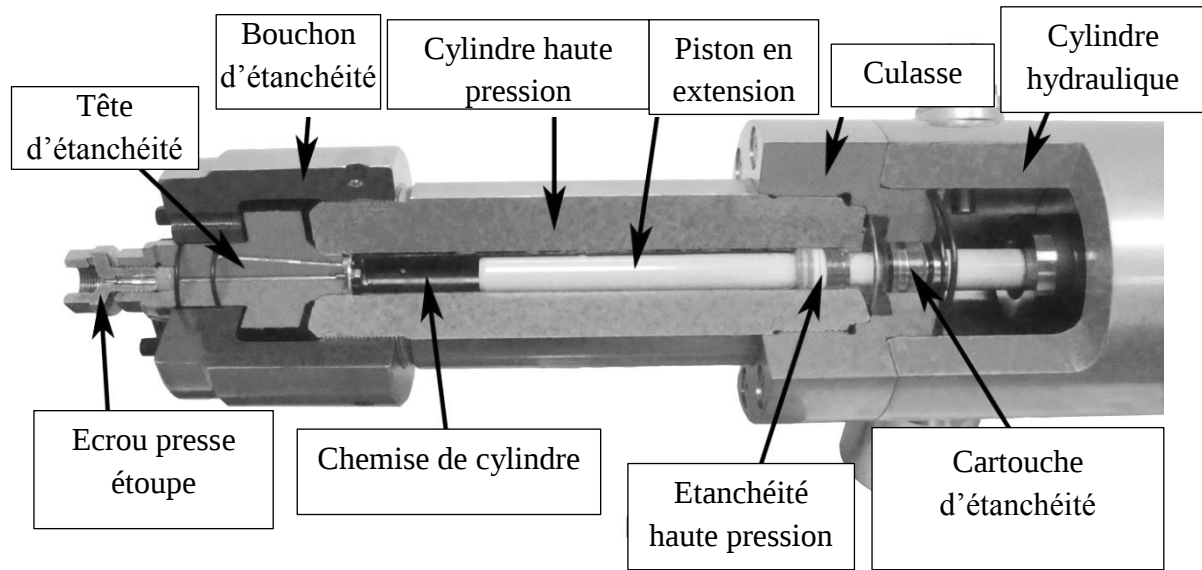


Figure 1.9 Schéma d'un surpresseur (KTM waterjet)

En découpe par JEA, les surpresseurs sont souvent utilisés à plein régime et l'aspect irrégulier du débit n'affecte pas la découpe. A l'inverse, en usinage non débouchant, une variation de pression, ou du débit, n'est pas autorisée car cela générerait une variation de la profondeur usinée. Pour cette raison, les pompes utilisées en usinage sont généralement les pompes à pistons (Figure 1.8).

La conversion de l'énergie potentielle de l'eau, supposée ici incompressible, en énergie cinétique est donnée par la relation (Eq. (1.2)) de Bernoulli :

$$v_{\text{eau}} = \sqrt{\frac{2 * (P_{\text{eau}} - P_0)}{\rho_{\text{eau}}}} \quad (1.2)$$

Dans cette expression, v_{eau} est la vitesse de l'eau, P_{eau} est la pression hydraulique, P_0 est la pression environnante et ρ_{eau} est la masse volumique de l'eau. La pression est le paramètre le plus influent sur la profondeur de coupe en JEA et Hashish [2] montre que cette dernière est proportionnelle à la pression.

1.2.3.2.2.6 La buse

La buse permet de transformer la pression exercée sur les particules d'eau en vitesse. Les buses sont constituées d'un orifice en diamant, rubis ou saphir et la forme conique du porte orifice en acier inoxydable favorise son centrage sur la tête de coupe (Figure 1.10).

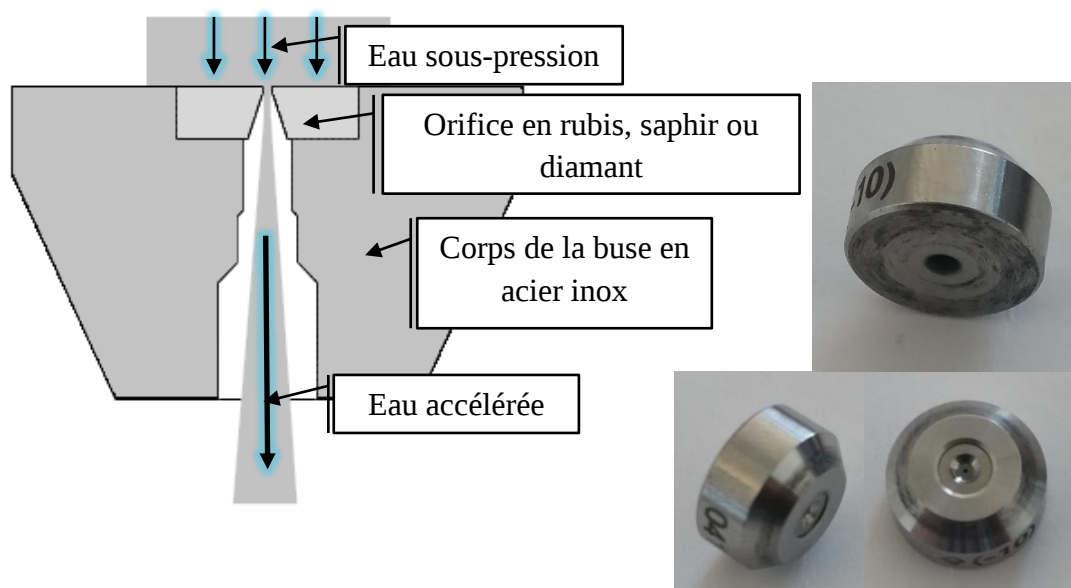


Figure 1.10 Buses (Flow)

D'un côté, le diamètre de buse permet d'ajuster le débit d'eau et d'un autre côté, le diamètre et la forme de la buse conditionnent la forme et la cohérence du jet.

1.2.3.2.2.7 La vitesse d'avance

La vitesse d'avance V_f (mm/min) représente la vitesse relative entre la tête de coupe et la pièce usinée (Figure 1.2). C'est un des paramètres les plus influents dans la technologie JEA. De nombreuses études utilisent l'influence de la vitesse d'avance sur la profondeur de coupe. Hascalik [14] étudie l'influence de ce paramètre sur la profondeur de coupe d'une plaque en Ti6Al4V de 5 mm d'épaisseur (Figure 1.11 (a)). En choisissant une pression de 1500 bars, un angle d'impact de 90° , une distance de tir de 3mm et un débit d'abrasif de 0.005Kg/s. Cette étude présente l'évolution de la profondeur de la zone de coupe acceptable en fonction de l'avance du jet. Il dissocie trois zones de coupe sur le flanc usiné du matériau : la première appelée IDR (*Initial Damage Region*) qui correspond à la zone détériorée, la deuxième SCR (*Smooth Cutting Region*) qui constitue plus de 60% de l'épaisseur totale et correspond à la zone acceptable, et la dernière RCR (*Rough Cutting Region*) recouvre la zone où la rugosité est la plus élevée (Figure 1.11 (b)).

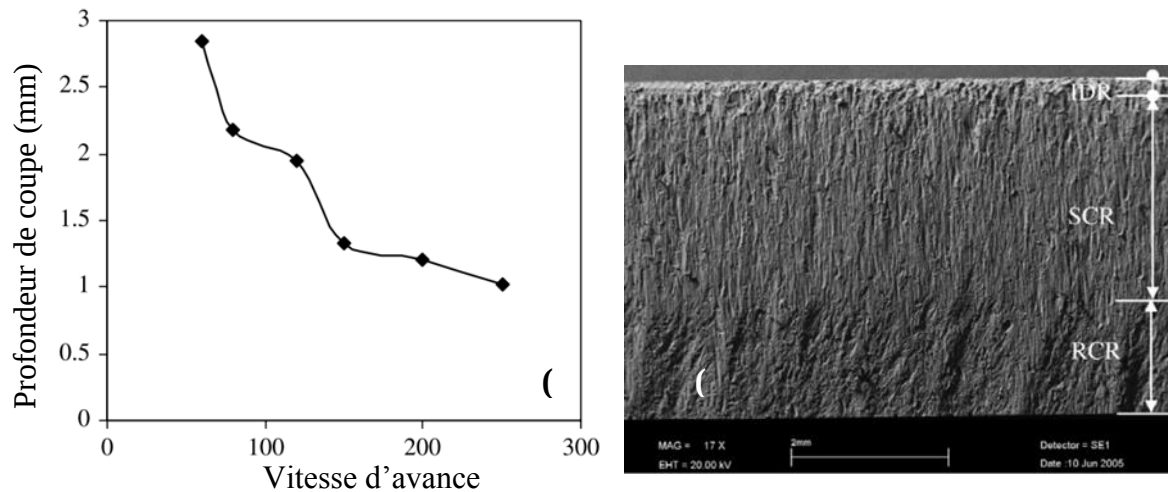


Figure 1.11 Evolution de la profondeur de coupe en fonction de la vitesse d'avance [14]

La présence de ces trois zones montre que le JEA perd son énergie érosive au fur et à mesure qu'il pénètre la pièce. De nombreuses études considèrent le retard du jet (Figure 1.12). au cours de la découpe sur les céramiques, les roches, le marbre, les diamants et les métaux [10], [27], [36]–[38]. Si l'énergie cinétique des particules constituant le jet n'est pas suffisante pour traverser le matériau, la vitesse d'avance sera la cause majeure du retard du jet. De ce fait, plus la vitesse d'avance est importante plus la zone à forte rugosité augmente (Figure 1.12).

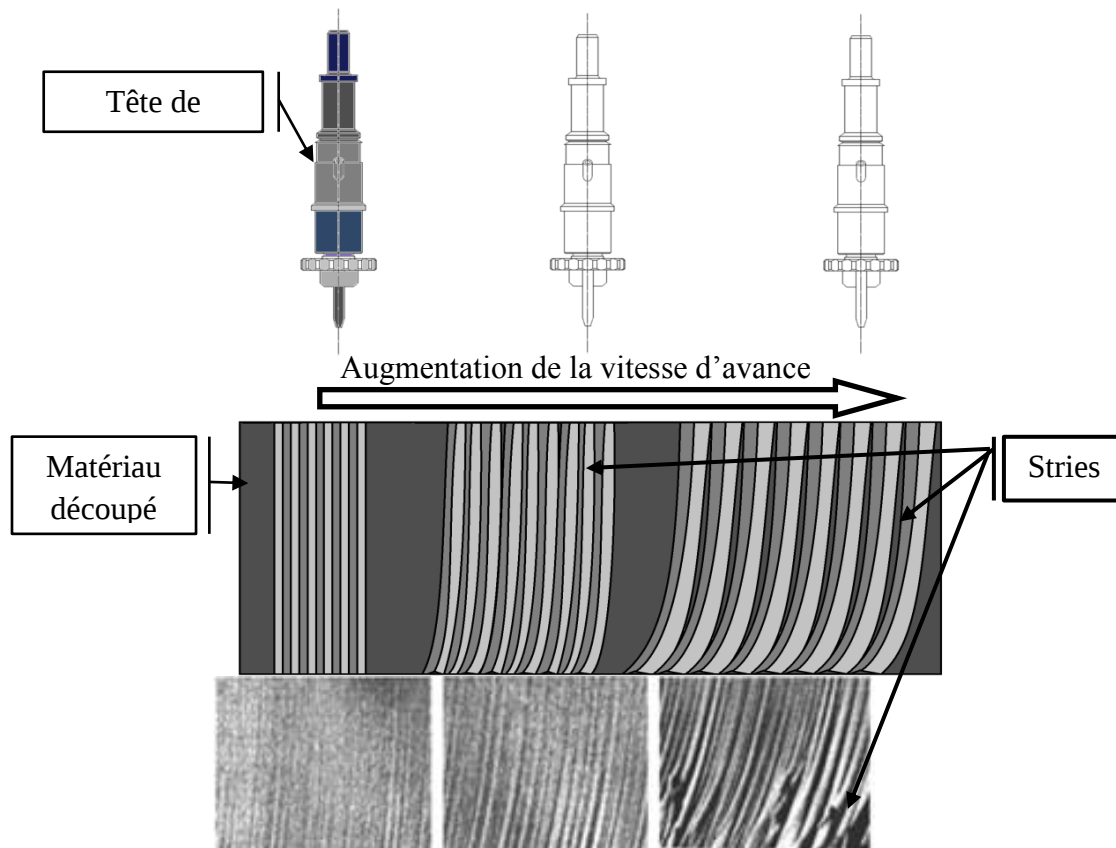


Figure 1.12 Formation de stries en découpe JEA.

Le retard du jet forme des stries caractérisées par des courbures résultant de la perte d'énergie du jet dans la matière. Comme l'a présenté Kuleksi [39] plus la vitesse du jet est grande plus le phénomène des stries est important (Figure 1.12). Les stries apparaissent lorsque le temps d'exposition du jet sur la matière n'est pas atteint [4]. D'autre part, ce cas de figure se présente quand l'énergie des particules n'est pas assez importante pour traverser totalement la matière [40]. Chatterjee [38] explique ce retard du jet en étudiant l'angle entre l'axe de la tête et les stries créés par le jet en fonction de la vitesse d'avance. Il montre que pour les mêmes paramètres de la machine, le retard du jet évolue différemment d'un matériau à un autre en fonction de la vitesse d'avance. En analysant les stries sur le flanc découpé, il trouve que l'angle initial du jet à l'entrée de la pièce a augmenté de 30% à la sortie de la pièce sur le marbre, de 37% sur le gravier, de 46% sur l'aluminium, et de 53% sur l'acier inox. Cette étude démontre aussi que la vitesse d'avance modifie l'angle du jet impactant la pièce et autorise la création de stries lors de la découpe en JEA. Pour conclure, lorsque l'on souhaite diminuer le retard du jet et la formation de stries lors du processus de découpe, il faut réduire la vitesse d'avance mais cela conduit aussi à diminuer la productivité. Il existe donc au cas par cas un compromis qualité/productivité qui permet d'obtenir des découpes conformes à la demande tout en maintenant la meilleure productivité.

1.2.3.2.2.8 *La distance de tir*

La distance de tir (ou hauteur de coupe) est la distance entre le canon et la pièce à usiner (Figure 1.5). Elle est communément appelée SOD pour *Stand Off Distance* en anglais. Plus elle est grande, plus large sera l'empreinte laissée sur la pièce car le jet diffracte (Figure 1.5). Elle est augmentée pour s'adapter aux contraintes d'intégrité matière (délaminage des composites) ou diminuée pour une meilleure qualité de profil de découpe (dépouille) car la distribution et l'homogénéité des particules est différente suivant la distance de tir (§1.2.3.2). Généralement, la distance de tir utilisée en découpe est de l'ordre de 3 mm pour assurer une coupe homogène avec la zone de jet cohérent (Figure 1.5).

1.2.3.2.2.9 *Le débit d'abrasif*

Le débit d'abrasif est défini par la masse des particules abrasives impactant la pièce par unité de temps. Ce paramètre est contrôlé par une pastille (Figure 1.13) à travers laquelle passent les particules abrasives pour ensuite parcourir le tuyau d'alimentation d'abrasif et enfin déboucher dans la chambre de mélange. Le diamètre de la pastille d'abrasif définit le débit massique d'abrasif.

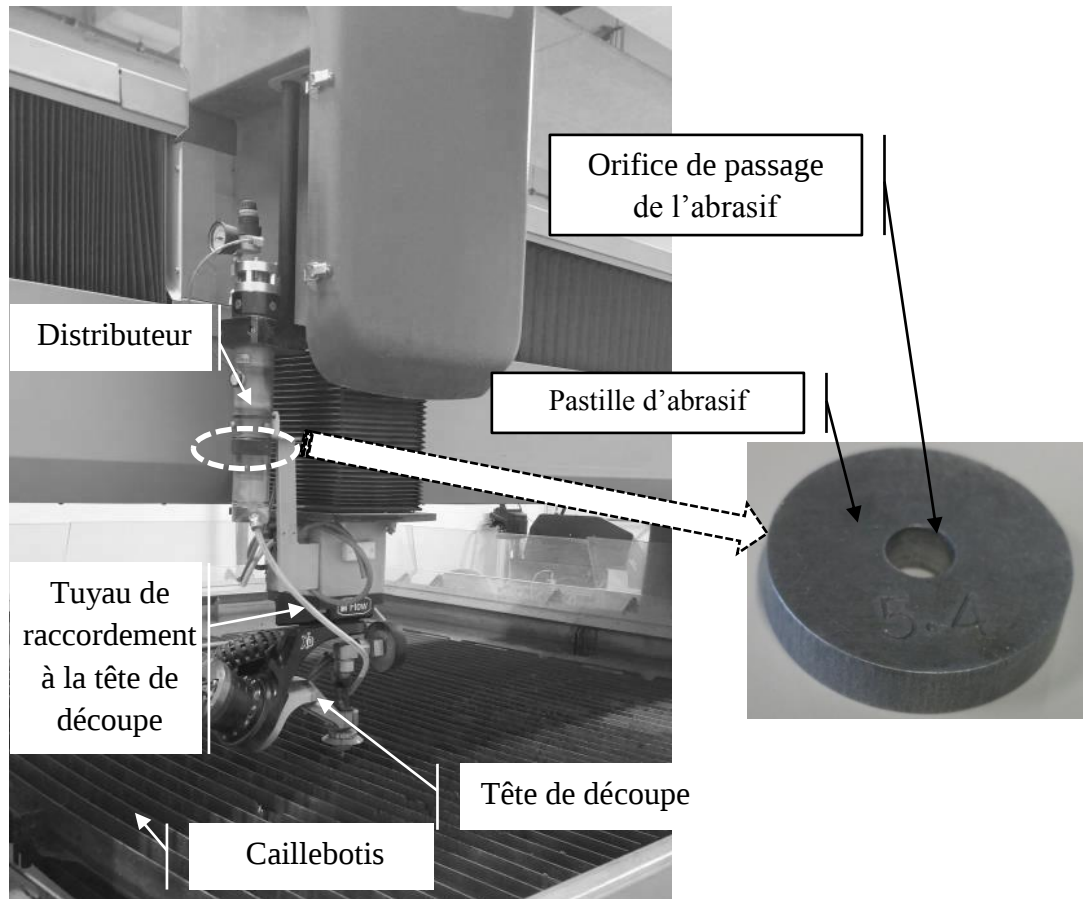


Figure 1.13 : Distributeur d'abrasif.

L'étude de El-Domiaty et Abdel-Rahman [41] propose de remplacer le paramètre de débit d'abrasif par le rapport entre le débit massique d'abrasif et le débit massique de l'eau. Ils montrent que plus le nombre de particules abrasives est important, plus leur vitesse est faible. Cela montre que l'énergie du jet d'eau qui est constante est répartie sur l'ensemble des grains d'abrasif. D'après une étude sur les composites, Wang et Guo [42] montrent que plus le débit d'abrasif augmente, plus la profondeur de coupe est importante (Figure 1.14).

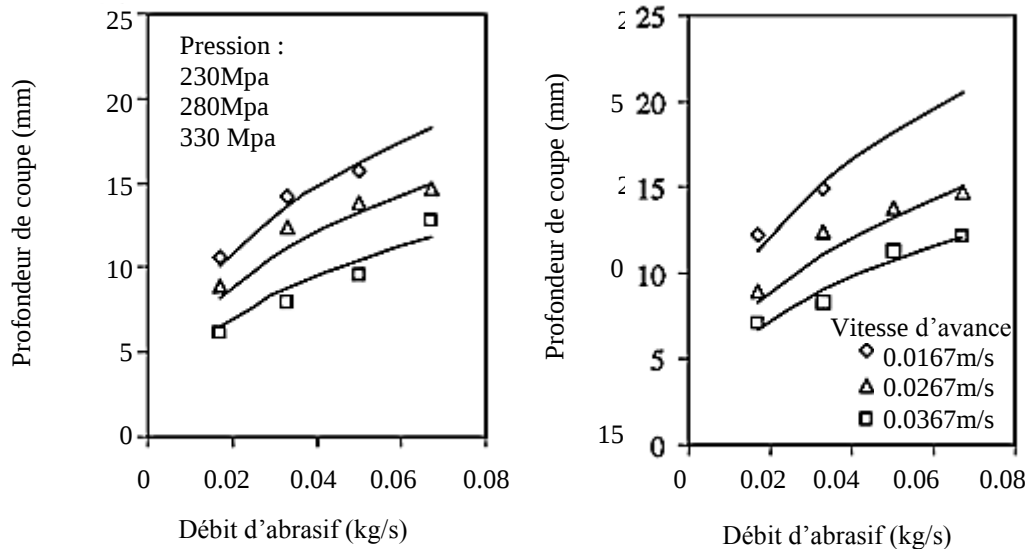


Figure 1.14 Evolution de la profondeur de coupe en fonction du débit d'abrasif [42]

D'après Cénac [21], la profondeur croît avec le débit d'abrasif pour les grandes pressions, mais décroît pour les petites pressions. Dans ce cas, pour un même débit d'abrasif, le diamètre de la pastille d'abrasif doit être adapté à chaque pression. En effet, un trop grand débit d'abrasif ne permet pas à l'eau de communiquer à l'abrasif l'énergie cinétique nécessaire à l'enlèvement de matière. Au-delà d'un certain seuil cette situation peut conduire à un bouchage de l'abrasif au niveau de la chambre de mélange. D'autre part, un très faible débit d'abrasif autorise le passage d'un nombre négligeable d'abrasif, ce qui diminue l'effet de coupe du jet triphasique. Il existe donc un débit d'abrasif optimal [21] qui, pour une pression et un type d'abrasif donnés, permet de transmettre au mieux l'énergie cinétique de l'eau aux particules abrasives (Figure 3.12).

1.2.3.2.3 Application multi matériaux

La conscience écologique, l'efficacité et la précision du jet d'eau pure, lui ont permis de conquérir le marché de la découpe des matériaux tendres (pain, tissus, caoutchouc...). Cette notoriété évolue davantage en rajoutant de l'abrasif dans le jet. Le JEA triphasique a permis la découpe de matériaux durs aux propriétés mécaniques très élevées tel que l'acier inoxydable, le titane et l'inconel. Une découpe en pile est aussi possible sur des plaques fines de titane (Figure 1.15).



Figure 1.15 Découpe en pile de plaque de titane Ti6Al4V Grade 5 (norme ISI).

1.2.4 Usinage non débouchant par JEA

1.2.4.1 Introduction

L'usinage non débouchant est apparu au début des années 1990 et est destiné à la réalisation de poches (Figure 1.17). Jusqu'à présent ce processus n'est pas encore mature, en particulier pour des applications sur les matériaux durs. Afin de comprendre l'usinage de poches en JEA, l'usinage des incisions (représentant un seul passage rectiligne de la tête de coupe au-dessus de la pièce) (Figure 1.16) doit tout d'abord être étudié.

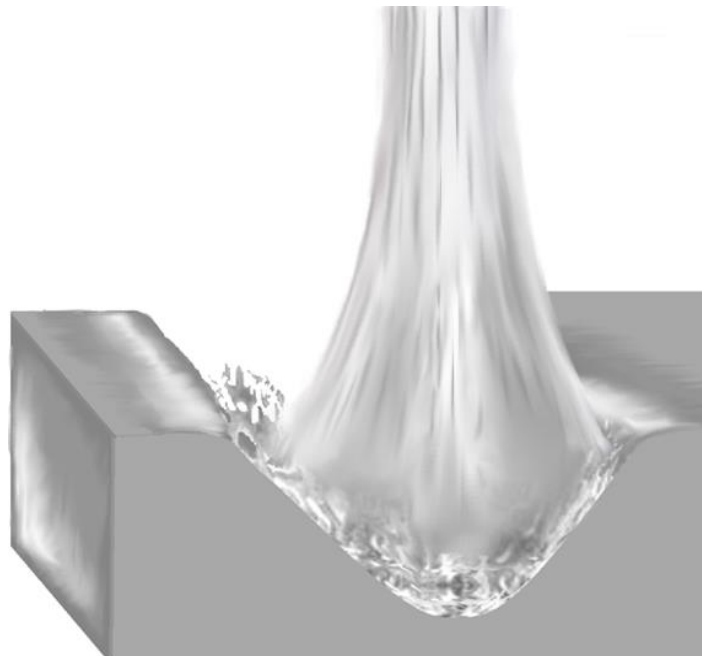


Figure 1.16 Schéma d'incision réalisé avec un jet d'eau abrasif

G. Fowler [26] et F. Cenac [13] ont étudié, respectivement sur du titane et de l'aluminium, l'incision (Figure 1.17) qui est le résultat d'un seul passage du jet sur une pièce.

Cette étude est nécessaire puisque l'usinage d'une poche en JEA est en réalité l'usinage d'une succession d'incisions décalées d'un pas de décalage (Figure 1.17).

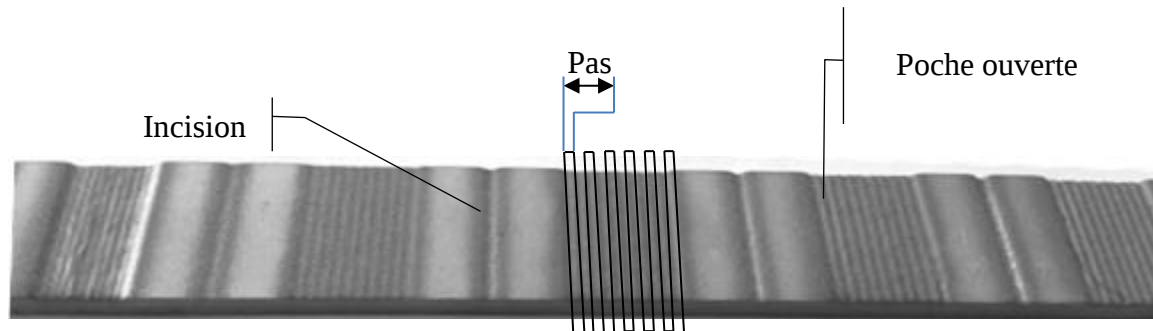


Figure 1.17 : Incisions et poches.

Une étude approfondie sur la phénoménologie du jet est nécessaire afin de comprendre le résultat des mécanismes d'usinage par JEA sur les pièces usinées. Cette étude sera présentée dans le deuxième chapitre de ce mémoire.

1.2.4.2 Mécanismes d'enlèvement de matières

Lors de ses travaux, Zaki [24] souligne quatre mécanismes d'enlèvement de matière : la coupe, la fatigue, la rupture fragile et la fusion. La rupture fragile et la fusion peuvent être associées au phénomène d'impact de ZUCKERMAN et LIOR [43] et la coupe et la fatigue au phénomène d'abrasion. En correspondance avec ces mécanismes qui peuvent être identifiés sur tout type de matériaux solides des modèles d'enlèvement de matière ont été mis en place. Les plus répandus dans la littérature sont le modèle de Finnie [44], celui de Bitter [45] et enfin celui de Hashish [46]. Dans son étude, Cénac [21] les présente de la manière suivante :

➤ Modèle de Finnie :

Dans son étude, Finnie [44] part du principe que le volume de matière enlevé est la conséquence de la trajectoire de la particule mais l'interaction entre la face coupante de la particule et la surface usinée dépend des paramètres géométriques de la particule. Comme ces derniers sont difficiles à prendre en compte, Finnie simplifie le problème en posant plusieurs hypothèses :

- Les mécanismes d'enlèvement de matière sont dus uniquement à l'action de coupe associée strictement à une déformation plastique.
- Lors de l'impact de la particule, aucune propagation de fissures n'apparaît en avant de la particule.

- La particule ne se fragmente pas lors de l'impact et elle est animée d'un mouvement plan.

Ainsi, Finnie propose deux expressions du volume de matière enlevé par micro-incision :

$$\begin{aligned} V &= \frac{m_p * V_p^2}{8 * P} * (\sin(2\alpha) - 3\sin^2\alpha) \quad \text{pour} \quad \alpha \leq 18.5^\circ \\ V &= \frac{m_p * V_p^2}{24 * P} * (\cos^2\alpha) \quad \text{pour} \quad \alpha \geq 18.5^\circ \end{aligned} \quad (1.3)$$

Avec :

- V le volume de matière enlevé par micro-incision ;
- m_p la masse d'une particule ;
- V_p la vitesse des particules ;
- α l'angle d'impact, dans le plan défini par la direction d'avance et l'axe du jet, entre l'axe de la tête et la normale à la surface.

Finnie a été le premier à fournir un modèle d'abrasion en proposant un modèle d'enlèvement de matière pour des faibles angles d'impact. Cependant ce modèle n'est pas précis pour des angles importants et ne considère pas les angles aux alentours de 90° . De plus ne prenant pas en compte le phénomène d'impact qui produit une fragmentation de la surface impactée, le modèle de Finnie a des applications limitées.

➤ Modèle de Bitter :

Quelques années plus tard Bitter [45], [47] fait évoluer le modèle de Finnie en considérant deux phénomènes d'érosion de la particule : l'érosion par cisaillement (Eq. (1.4)) et l'érosion par déformation plastique (Eq. (1.5)). Il étudie un plus grand domaine d'angle d'impact et rend son modèle plus global. Ce modèle utilise plusieurs constantes et nécessite des essais de calibration pour les déterminer. Le modèle d'érosion de Bitter est donné par la relation (Eq. (1.4)) :

$$\begin{aligned} E_{Ni} &= \frac{2 \cdot m_p \cdot C_2 \cdot (V_p \cdot \sin \alpha - V_e)^2}{\sqrt{V_p \cdot \sin \alpha}} \cdot \left[V_p \cdot \cos \alpha - \frac{C_2 \cdot (V_p \cdot \sin \alpha - V_e)^2 \cdot \varepsilon_{Ni}}{\sqrt{V_p \cdot \sin \alpha}} \right] \quad \text{pour} \quad \alpha < \alpha_0 \\ E_{Ni} &= \frac{m_p}{2 \cdot \varepsilon_{Ni}} \cdot \left[V_p^2 \cdot \cos^2 \alpha - C_1 \cdot (V_p \cdot \sin \alpha - V_e)^{3/2} \right] \quad \text{pour} \quad \alpha > \alpha_0 \end{aligned} \quad (1.4)$$

Avec :

- E_{Ni} le volume de matière enlevé par micro-incision ;
- m_p la masse d'une particule ;

- V_p la vitesse des particules ;
- V_e la vitesse de particule correspondant à la limite élastique du matériau usiné ;
- C_1 et C_2 des constantes à identifier pour une application donnée ;
- ε_{Ni} l'énergie requise pour enlever un volume élémentaire de matière ;
- α l'angle d'impact pris par rapport au plan usiné ;
- α_0 l'angle limite entre les deux situations de micro-incision.

Le volume érodé par rupture fragile est représenté par la relation (Eq. (1.5)) :

$$E_{Nf} = \frac{m_p}{2} \cdot \frac{(V_p \cdot \sin \alpha - V_e)^2}{\varepsilon_{Nf}} \quad (1.5)$$

Avec :

- E_{Nf} le volume de matière enlevé par rupture fragile ;
- m_p la masse d'une particule ;
- V_p la vitesse des particules ;
- V_e la vitesse de particule correspondant à la limite élastique du matériau érodé ;
- ε_{Nf} l'énergie requise pour enlever un volume élémentaire de matière ;
- α l'angle d'impact pris par rapport au plan usiné.

Pour synthétiser, d'après Finnie [44] et Bitter [45], [47] il existe deux modes d'érosion en usinage JEA pour les matériaux ductiles. L'un correspond à de l'abrasion, l'autre à de la déformation et correspondent aux impacts de particules avec des angles d'impact respectivement petits (Finnie) [44] et grands (Bitter) [48].

➤ Modèle de Hashish :

Plus tard, Hashish [46] propose un modèle qui met en relation le volume de matière enlevé et les paramètres de la machine JEA. Ce modèle est très utilisé dans la littérature par exemple par Wang [49], Ferrendier [35] et Tazibt [50]. En considérant toutes les particules introduites dans le jet, Hashish propose le modèle (Eq. (1.6)) :

$$\begin{aligned} \dot{v} &= \frac{Da}{m_p} \cdot \frac{7}{6} \cdot d_t^3 \cdot \left(\frac{V_a}{V_k}\right)^{\frac{5}{2}} \cdot \sin(2 \cdot \alpha) \cdot \sqrt{\sin(\alpha)} \\ \dot{v} &= \frac{Da}{m_p} \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d_t^3 \cdot \left(\frac{V_a}{V_k}\right)^2 \cdot \sin^2(\alpha) \end{aligned} \quad (1.6)$$

Avec :

- $\dot{v}$ le débit volumique de matière enlevé ;
- Da le débit massique d'abrasif ;

- m_p la masse moyenne des particules.
- d_t le diamètre de la particule assimilée à une sphère (m).
- V_a la vitesse d'avance de coupe (m/s).
- V_k vitesse caractéristique (m/s).

➤ Synthèse sur les modèles de Finnie, Bitter et Hashish :

Selon ces études, les deux principaux mécanismes d'enlèvement de matière sont l'érosion et la rupture fragile. Cependant les modèles théoriques associés nécessitent toujours la connaissance de la vitesse d'impact de la particule dans un jet triphasique turbulent et supersonique ; elle est donc difficile à prédire et à mesurer. Afin de contourner cette difficulté, la méthodologie d'étude proposée dans la suite de ce travail se concentrera sur une analyse des résultats obtenus expérimentalement en s'attachant à la relier non pas aux deux principaux mécanismes d'enlèvements de matière cités précédemment mais aux suivants :

- L'impact (fatigue ou fusion) : Enlèvement de matière par choc qui correspond à de la rupture fragile (Figure 1.18-a). Lorsque le jet a une énergie trop faible, il peut engendrer des impacts qui n'enlèvent pas de matière et produire seulement une déformation plastique.
- La micro-incision : Enlèvement de matière par action mécanique sur la surface (Figure 1.18-b). Ce mécanisme peut engendrer une déformation plastique (Figure 1.18-b) lorsque les angles d'impact sont grands.

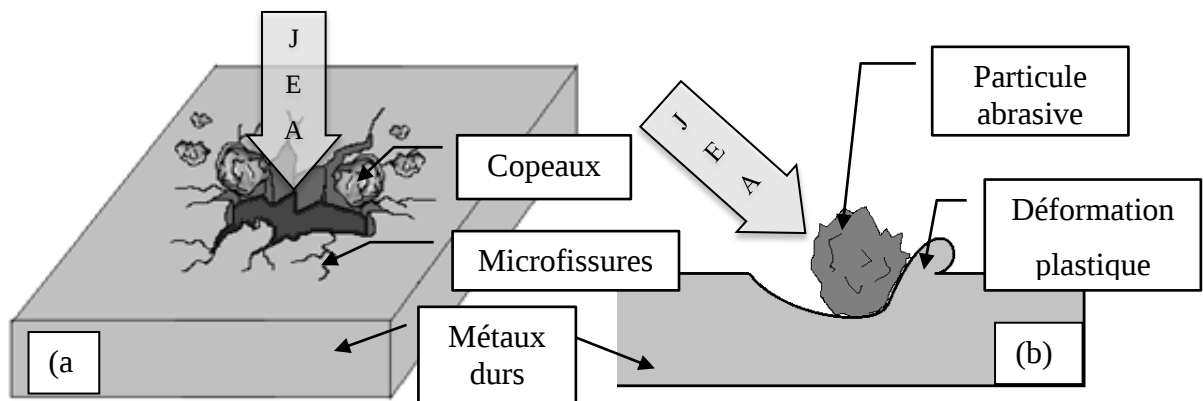


Figure 1.18 Mécanismes d'enlèvement de matière : Impact (a), abrasion (b)

De nombreux travaux ont étudié l'impact du JEA sur les pièces usinées et les profils obtenus sur les métaux. Alberdi et al. [7], [51] étudient la géométrie et la surface intérieure de l'incision, et Srinivasu et al. [22], [52] introduisent la notion de superposition d'incisions et expliquent l'influence de la géométrie de l'incision sur l'intégrité de surface.

N. Zuckerman et Lior [43] ont analysé le comportement du jet à grande vitesse en montrant qu'à haute pression, le centre du jet chargé d'abrasif autorise un arrachement de la surface du matériau usiné [53] [54] [37]. C'est le phénomène d'impact. Un deuxième mécanisme d'enlèvement de matière a lieu lors de l'arrivée du jet sur la matière : des particules sur le bord du jet triphasique glissent sur la surface de la pièce (Figure 1.19) en générant la micro-incision [44] [55] [56]. Autrement dit, lors de l'usinage d'une incision en JEA, l'action des particules abrasives dans la direction latérale du jet ont tendance à éroder la surface par un phénomène de micro-incision (Figure 1.19).

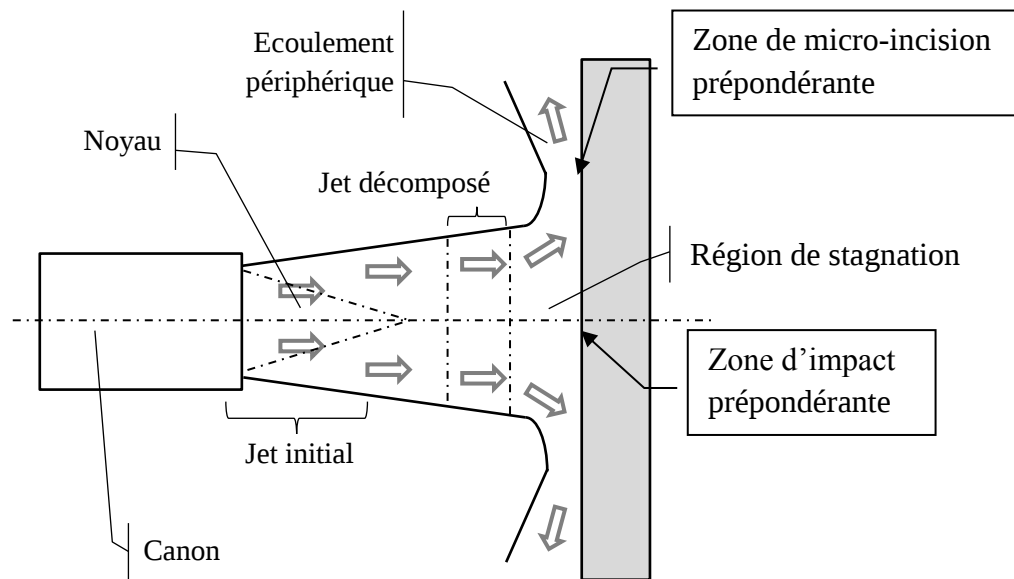


Figure 1.19 Ecoulement du jet d'eau selon N. Zuckerman et al. [43]

1.2.4.3 Description géométrique de l'incision

Comme tous les procédés utilisés pour la génération de surfaces, l'usinage par JEA laisse des irrégularités qui ont une influence importante sur la qualité des surfaces fonctionnelles. Il faut donc bien maîtriser la forme des incisions et ses défauts (Figure 1.20) avant de chercher à résoudre les problèmes de qualité sur les surfaces usinées.

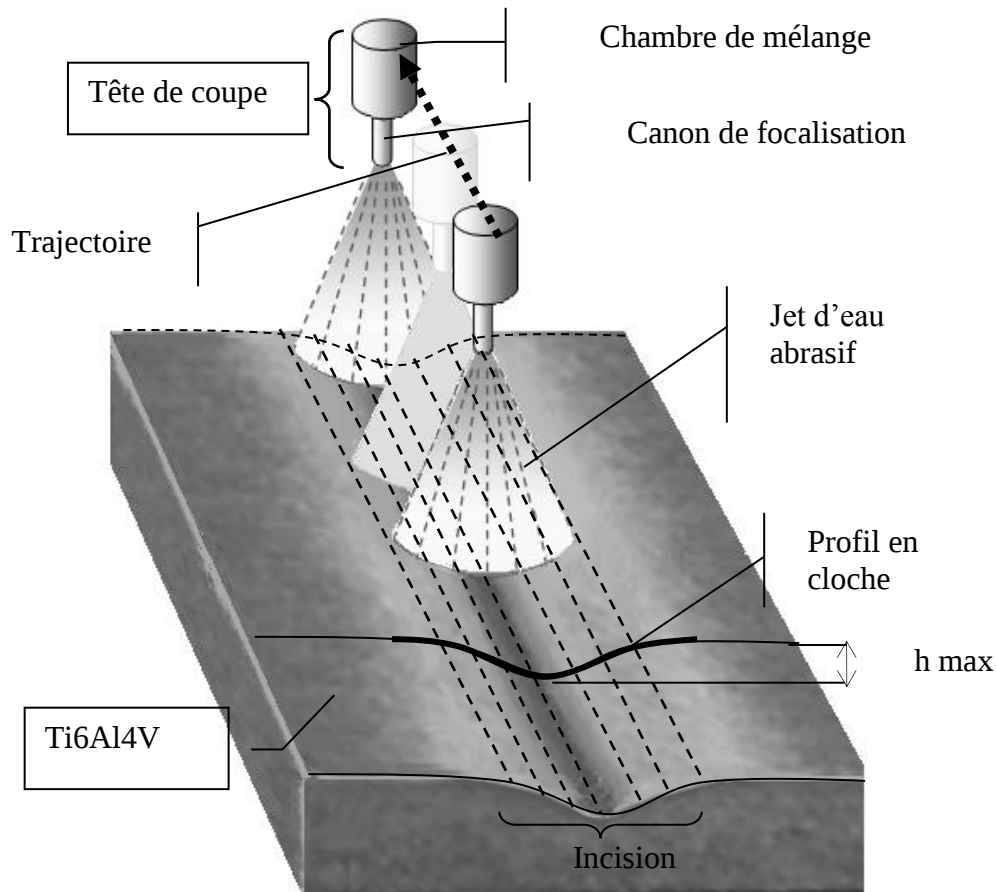


Figure 1.20 Passage rectiligne du jet créant une incision sur la matière

Pour appréhender l'action du jet d'eau abrasif, il est essentiel de comprendre les phénomènes d'enlèvement de matière. Pour cela une étude des mécanismes qui entrent en jeu, lors de l'usinage des incisions, peut être faite et permettra d'introduire une étude sur l'usinage des poches [57]. L'étude des incisions fait intervenir la morphologie du jet et le profil des vitesses qui peuvent y être identifiés (Figure 1.5). Ce profil a une forme en cloche assimilable à un profil gaussien [58] (Eq. (1.7)). Dans leur article, Srinivasu et Axinte [22] ont associé le profil des vitesses à une incision, c'est-à-dire à un passage de la tête de coupe sur la matière (Figure 1.21). Ils identifient alors la forme Gaussienne sur divers types de matériaux.

$$y = ae^{-\left(\frac{x-c}{b}\right)^2} \quad (1.7)$$

Avec a l'amplitude, b le facteur de largeur et c le positionnement par rapport à l'axe des abscisses.

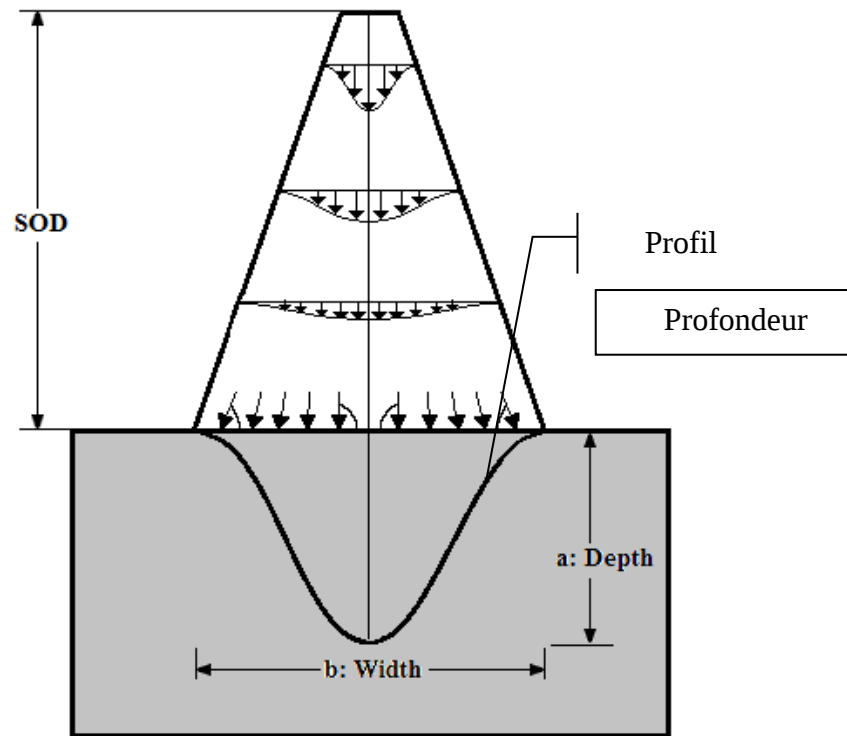


Figure 1.21 Profile de vitesse du jet et de l'incision d'après D.S. Srinivasu [22]

Les études portant sur l'usinage non débouchant par jet d'eau abrasif ne sont pas très nombreuses. Toutefois F. Cénac [21] a étudié la profondeur de poches réalisées sur les composites et les alliages d'aluminium [21] [59]. Dans cette étude, F. Cénac [21] présente le profil de vitesse des particules d'eau sortant de la tête de coupe (Figure 1.22). Il précise qu'il s'agit d'une forme en cloche qui s'approche d'un modèle Gaussien [58].

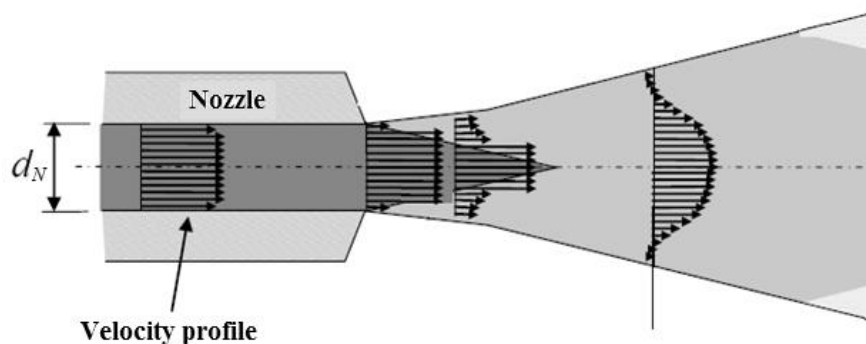


Figure 1.22 Profil de vitesse des particules sortant du jet (F. Cénac [21])

De la même manière, Alberdi [51][23][7] associe le profil en cloche, obtenu après un passage rectiligne du jet sur la pièce, à une forme Gaussienne. Ces études ont montré que la distribution de l'énergie du jet suit une distribution Gaussienne en raison de la bonne corrélation du modèle de Gauss avec le profil d'incision mesuré expérimentalement. De plus,

la distribution de Gauss représente suffisamment la distribution aléatoire des particules abrasives lors du mélange avec les particules d'eau et d'air [51]. Selon son étude, l'autre avantage d'utiliser la fonction Gaussienne (Eq. (1.8)) est de décrire le profil d'une incision avec seulement deux coefficients. Ceux-ci représentent le facteur de profondeur maximale de coupe d'une part et le facteur largeur d'autre part:

$$h(x) = hmax * e^{\frac{-x^2}{2c^2}}, \text{ avec } c = \frac{x_{0.5}}{2*\sqrt{(2)*(ln2)}} \quad (1.8)$$

Dans cette expression $hmax$ est la profondeur maximale de l'incision, et $x_{0.5}$ la largeur à mi-hauteur de l'incision. Deux mesures suffisent donc à identifier les paramètres du modèle gaussien.

Suite à une étude sur la céramique, Srinivasu [22] montre expérimentalement l'influence de l'angle de la tête de coupe (Figure 1.23) sur la profondeur et la largeur de l'incision. Il présente une analyse de la géométrie d'une incision en prenant en compte les paramètres cinématiques (angle d'impact et la vitesse d'avance du jet) et rajoute que les vitesses de l'eau et des particules abrasives sont supposées suivre la forme de distribution gaussienne. D. Axinte [60] a utilisé un modèle d'éléments finis expliquant que l'impact des particules abrasives produit également un profil Gaussien.

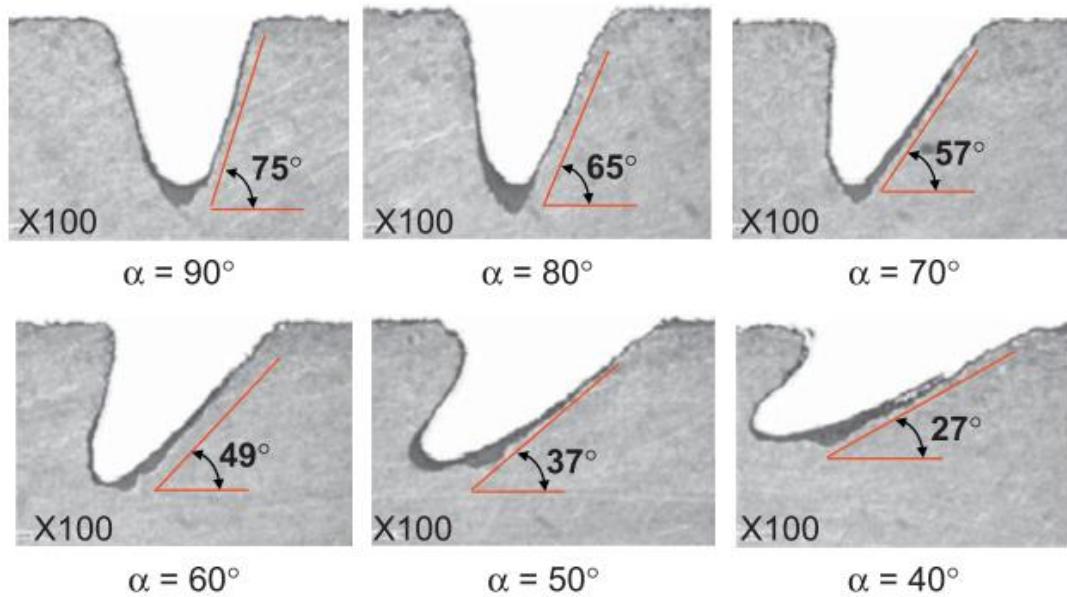


Figure 1.23 Usinage des incisions réalisées selon Srinivasu [22]

Pour analyser le profil d'incision obtenu sur la pièce usinée en JEA, une étude de l'énergie cinétique des particules sortant du jet doit permettre de justifier l'empreinte obtenue. Les modèles d'érosion présentés dans la littérature (Finnie [44], Bitter [45], [47] et Hashish [46]) pour prédire la profondeur de coupe en JEA exigent la détermination de la vitesse des

particules. Le calcul théorique basé sur certaines hypothèses permet d'avoir une valeur approchée de la vitesse supersonique de ces particules. Mais pour avoir une valeur exacte de cette vitesse, des mesures expérimentales peuvent être la meilleure solution. Les méthodes utilisées pour déterminer ces vitesses sont difficiles à mettre en œuvre et nécessitent une caméra ultra-rapide et un traitement numérique surdéveloppé. De plus les particules suivent des trajectoires variables et différentes d'une particule à une autre et d'une machine à une autre, ce qui rend difficile d'élaborer un modèle de prédiction de l'incision en fonction de la vitesse des particules constituant le jet. Ainsi se présente le travail de cette thèse qui vise à relier expérimentalement la géométrie du profil d'incision aux paramètres de la machine.

Une fois que les paramètres du modèle gaussien ont été identifiés pour toutes les configurations d'essais, ce modèle est utilisé pour prédire la géométrie de la surface. F. Cénac [21] exprime la profondeur de coupe (h) en fonction de la pression P , la vitesse de déplacement V_f , le débit de l'abrasif D_a , la distance de tir SOD et le diamètre du canon de focalisation D_c . Ce modèle (Eq.(1.9)) est uniquement basé sur la profondeur et ne considère pas la largeur de l'incision.

$$h = A_0 * P^{A_1} * D_a^{A_2} * f^{A_3} * D_c^{A_4} * SOD^{A_5} \quad (1.9)$$

1.2.4.4 Phénoménologie du jet d'eau abrasif

Plusieurs études ont détaillé la constitution du jet d'eau abrasif et le glissement de particules abrasives [20] [35]. Dans son étude, M. Zaki [24] établit que les particules abrasives sont accumulées sur les frontières de la chambre de mélange juste avant leur entrée dans le canon de focalisation. Il a également montré que dans le canon de focalisation, le grand nombre de particules accumulées dans la zone conique à l'entrée du canon ont une très faible vitesse tandis qu'au cœur du jet les particules abrasives sont très peu nombreuses et vont à une vitesse très élevée (Figure 1.24).

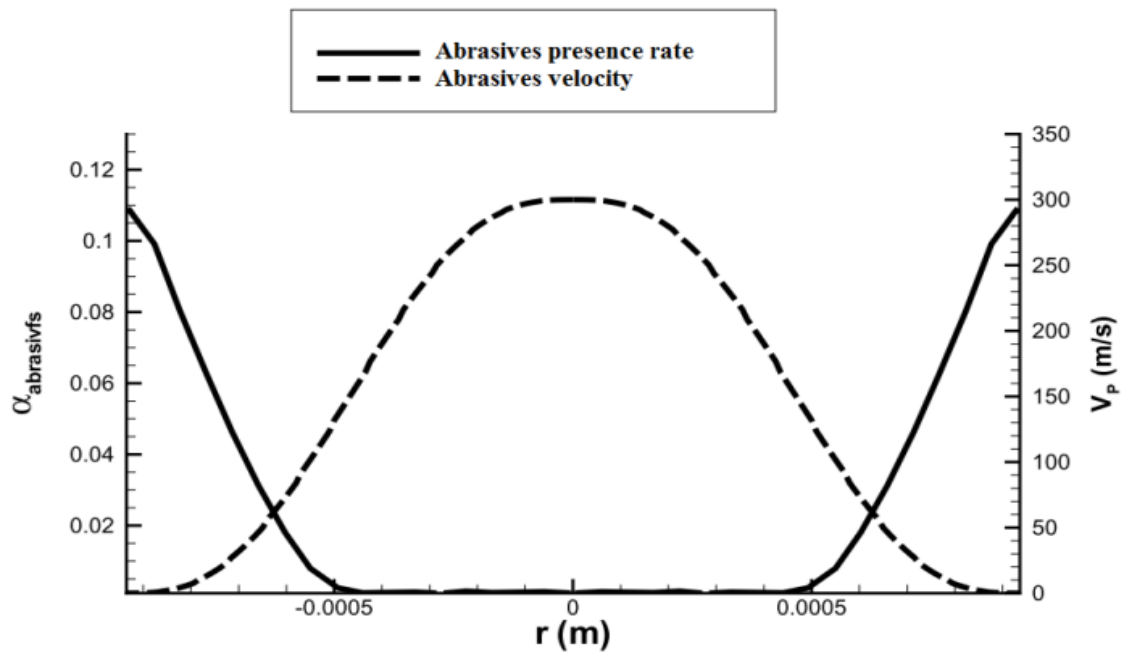


Figure 1.24 Distribution des particules abrasives et de leur vitesse dans le jet [24]

Dans son étude, Külekçi [39] reprend les travaux de Zaki, en montrant le chemin des particules abrasives circulant sur le bord du canon de focalisation (Figure 1.25). Chaque particule entre dans le jet à très faible vitesse. Elle est ensuite accélérée par le jet d'eau le long du canon de focalisation. En heurtant plusieurs fois la surface interne du canon puis la particule abrasive gagne de la vitesse et tend à suivre une trajectoire parallèle à l'axe du jet au fur et à mesure qu'elle traverse le canon.

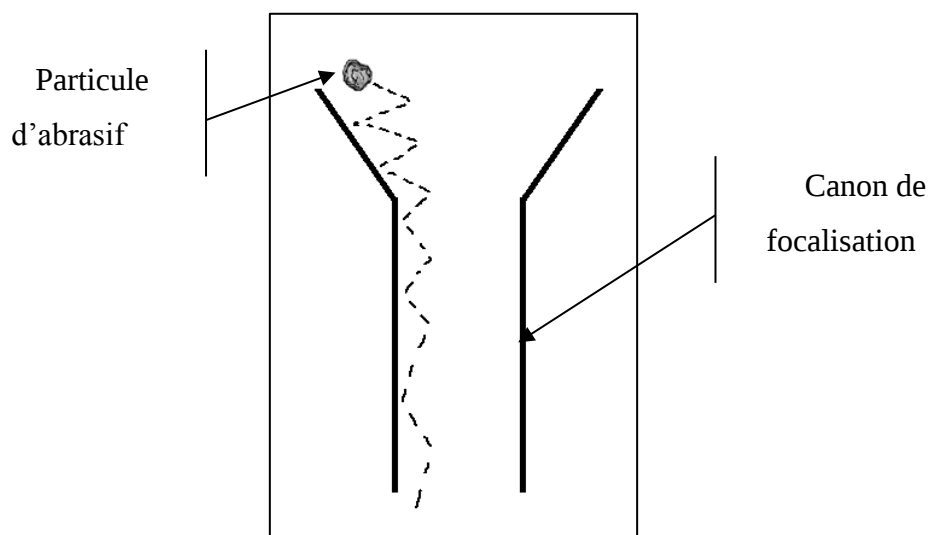


Figure 1.25 Processus d'accélération des particules d'abrasif dans le canon [39]

La répartition des particules abrasives présentée par Zaki [24] et Kulekçi [39], et la représentation des profils de vitesse de ces particules dans le jet [22], [57], [61] permettent de considérer deux distributions ayant lieu dans le jet triphasique (Figure 1.26).

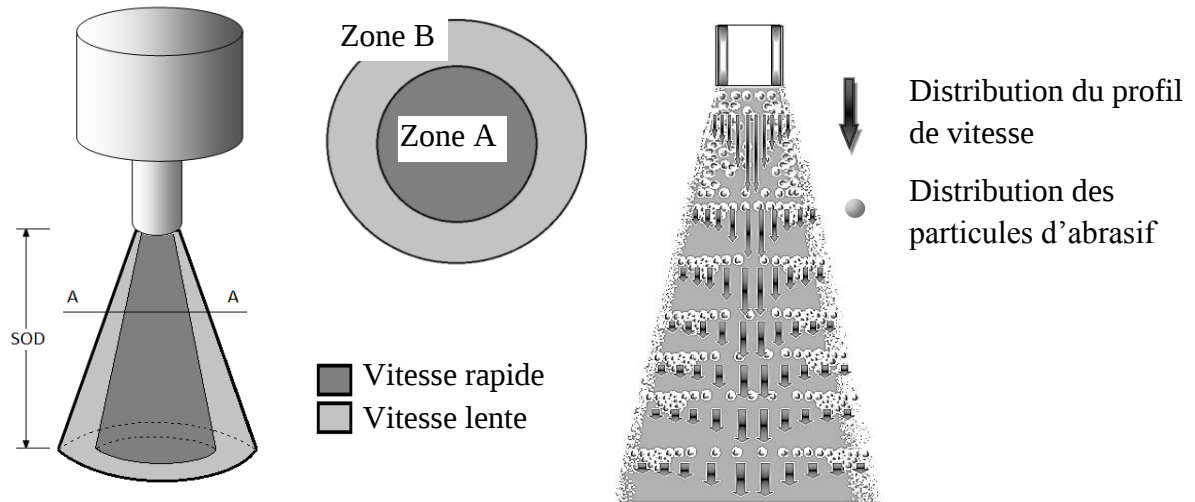


Figure 1.26 Schématisation des distributions de vitesses et des particules dans le jet

1.2.4.5 Débit copeaux en JEA

Le débit copeaux est un paramètre essentiel en usinage mécanique puisqu'il caractérise le volume d'enlèvement de matière par unité de temps. Le débit d'enlèvement de matière MRR (pour Material Removal Rate en anglais) a été étudié par Alberdi et al. [7], [51]. Dans ces études, les paramètres les plus influents sur la profondeur de l'incision sont classés dans l'ordre d'importance suivant: la vitesse d'avance, la pression et enfin la distance de tir (SOD). Concernant la largeur de l'incision c'est uniquement le SOD, et enfin pour le MRR, la pression. Les auteurs rajoutent que le facteur qui influence le moins la profondeur est le débit d'abrasif et que la vitesse d'avance est moins influente sur la largeur et le débit. Plusieurs paramètres ont une influence conséquente sur le MRR : d'après une étude sur les céramiques [62], Dittrich et al. montre que la pression est le paramètre le plus influent. Reddy [63] et Patel [64] ont exposé l'effet du débit d'abrasif, T. Nguyen présente l'importance de l'angle d'impact [65] et F. Boud [66] évoque l'influence des mécanismes d'érosion sur le MRR. F. Boud a étudié l'influence du nombre de passes superposées sur le débit copeaux sur l'aluminium 7475. Il présume que le MRR est plus faible en superposant les usinages. Il l'explique par la présence de contraintes résiduelles de compression dû à l'usinage par JEA.M. Hashish [46] a concentré son étude sur les alliages d'aluminium et l'acier. La Figure 1.27 montre les résultats de ses études, où il montre l'effet de la distance de tir sur le MRR.

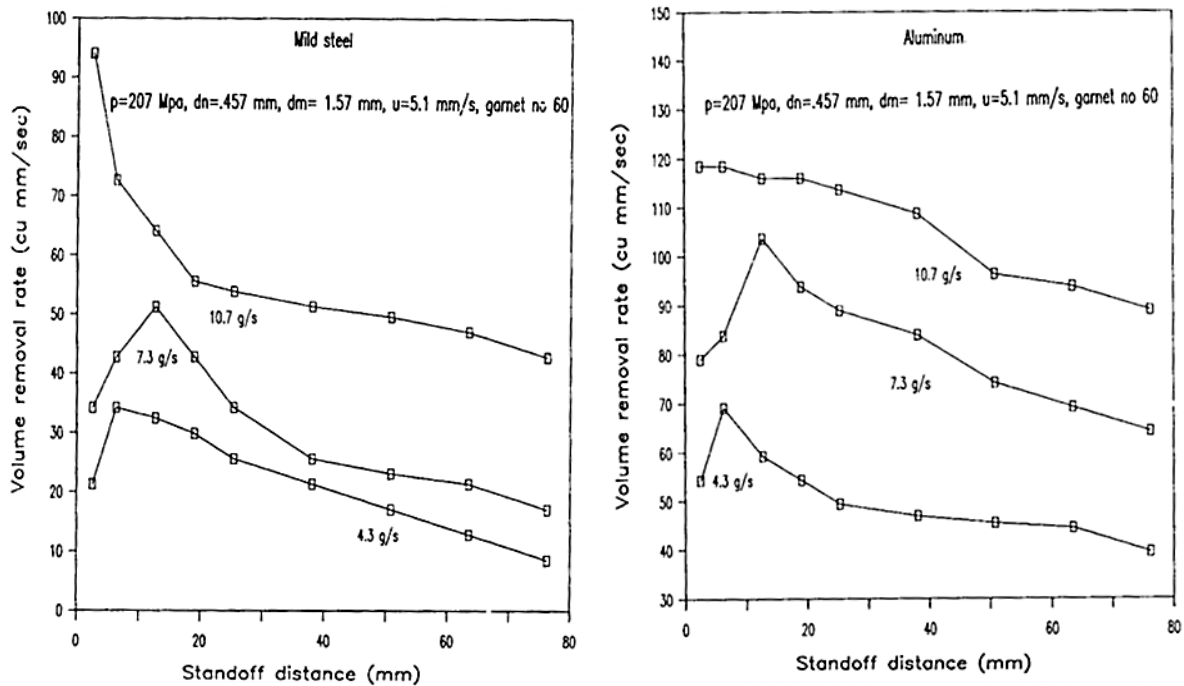


Figure 1.27 Effet du SOD sur le MRR pour l'acier doux (gauche) et l'aluminium (droite) [46]

Toutes ces études montrent que le débit copeaux est très dépendant de la plupart des paramètres du JEA utilisés pour la réalisation d'incisions et qui ont été présentés au §1.2.3.2.2.

Une étude comparative réalisée par Haghbin et al. [67], montre des incisions usinées sur l'eau et sous l'eau. Dans cette étude, l'usinage sous l'eau donne un meilleur état de surface mais diminue le volume d'enlèvement de matière. Les incisions réalisées sous l'eau étaient moins larges puisque l'eau réduit l'effet d'enlèvement de matière du brouillard sur les extrémités du jet.

Pour conclure sur l'aspect de maîtrise de l'incision, le meilleur modèle utilisé dans la littérature pour représenter le profil d'incision est le modèle de Gauss.

Concernant l'aspect de productivité, le débit d'enlèvement de matière dépend de plusieurs paramètres en JEA (§ 1.2.3.2.2). La pression et la vitesse d'avance sont les plus influents.

1.2.4.6 Usinage de poches en JEA :

Contrairement à l'usinage conventionnel, le JEA permet un usinage à profondeur constante (Figure 1.28) c'est-à-dire qu'il enlèvera une épaisseur de matière identique au cours de l'usinage, celle-ci étant quantifiée depuis la surface supérieure.

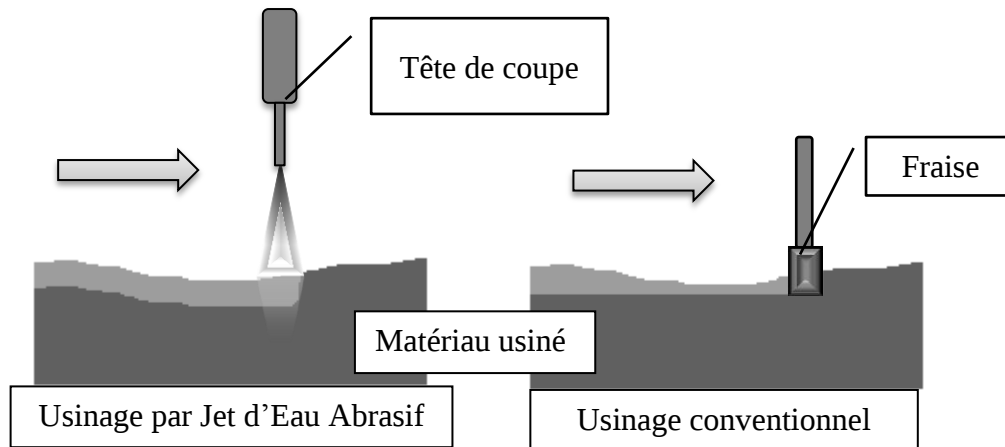


Figure 1.28 Différence entre usinage conventionnel et usinage JEA [21]

Pour usiner une pièce de forme à profondeur constante, l'usinage par jet d'eau abrasif exige une reproduction des formes présentes en surface. Dans ce cas l'usinage conventionnel est plus adapté puisqu'il permet d'usiner une pièce de forme pour obtenir une surface plane (Figure 1.28). Tandis que pour faire des évidements, en reproduisant les formes en surface, l'usinage par JEA sera plus approprié.

Afin d'atteindre une profondeur de passe constante, la durée d'exposition au jet doit être constante. En effet, plus le temps d'exposition augmente, plus la profondeur de l'empreinte sur la pièce est profonde. De la même façon, pour réaliser une poche à profondeur constante, le croisement des parcours du jet doit être évité. Dans ce chapitre les poches usinées sont réalisées avec des passages parallèles décalés d'un pas constant.

1.2.4.6.1 Utilisation de masques

L'usinage non débouchant (UND) par JEA est un procédé basé sur la succession de plusieurs passes pour obtenir une poche de géométrie définie. La distance latérale entre chaque passage (le *pas* de décalage) est le paramètre principal dans l'usinage de poche et sa valeur doit être maintenue inférieure au diamètre du jet d'après Laurinat et al. [68].

Dans son étude Hashish [69] présente l'utilité de l'utilisation de masque de protection dans l'usinage non débouchant des structures iso-grilles en JEA. Les masques utilisés en JEA sont des plaques de protection constituées d'un matériau dont la dureté ou l'épaisseur est telle que le jet d'eau abrasif ne les traverse pas (Figure 1.29).

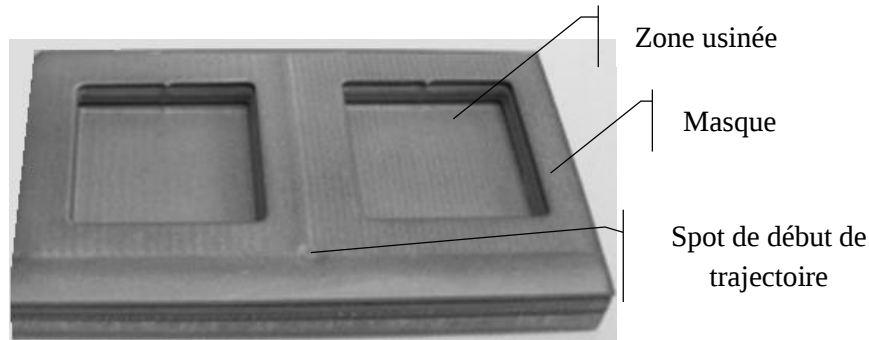


Figure 1.29 Usinage de poche avec masque en Ti6Al4V

L'utilisation d'un masque permet d'éviter les spots [71] qui sont des sur-profondeurs dues au démarrage ou à l'arrêt du jet (Figure 1.30). En effet il est impossible de synchroniser parfaitement l'alimentation du jet en abrasif et le début du mouvement d'avance. Comme les machines utilisées actuellement sont dédiées à la découpe, le jet est d'abord alimenté en abrasif et le début du mouvement d'avance se produit ensuite. Il existe donc un moment au début et à l'arrêt de l'usinage où le jet reste sur place et produit cette marque appelée spot.

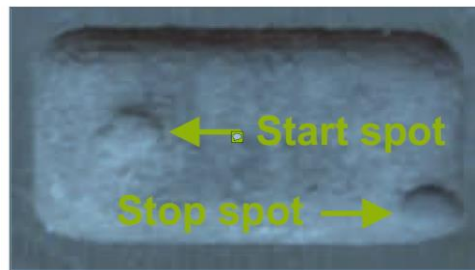


Figure 1.30 Spot au départ et à fin du trajet d'usinage d'après Kong [70]

L'utilisation d'un masque permet donc d'effectuer ce démarrage sur le masque et de rejoindre la zone à usiner lorsque le jet est stabilisé.

Le deuxième intérêt d'utiliser un masque est de concentrer l'usinage sur une zone précise ce qui permet d'abord un usinage de différentes formes et ensuite une protection des surfaces non usinées.

L'utilisation de masques en usinage JEA est donc très intéressante pour éviter les spots de début et de fin de trajectoire d'usinage et pour la protection des surfaces qui doivent rester non usinées. Malgré tout, dans le cas de l'usinage de métaux durs il est à la fois difficile et onéreux d'utiliser un masque car sa réalisation fera intervenir un matériau au moins aussi dur ou de forte épaisseur. De plus, l'utilisation d'un masque suppose sa mise en place et son enlèvement ce qui augmente les temps de production. Il est donc très intéressant de trouver des solutions afin de l'éviter.

1.2.4.6.2 Réalisation de poches en JEA

La génération de poches, présentée au §1.2.4.1, repose sur la réalisation de plusieurs passes décalées. La distance latérale entre chaque passage (le *pas*) est le paramètre principal de l'usinage de poche (Figure 1.31). D'après Laurinat et al. [68] la valeur du pas de décalage doit être maintenue inférieure au diamètre du jet.

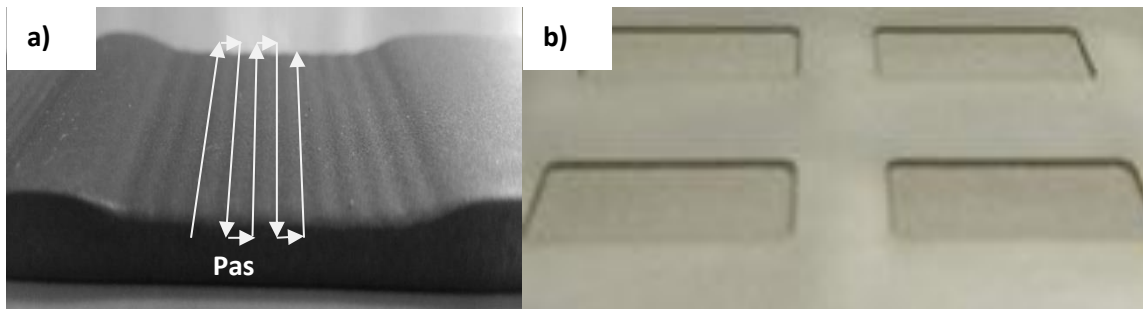


Figure 1.31 Exemple de poche à extrémité ouverte ou fermée en Ti6Al4V

Une poche usinée en JEA peut être ouverte (Figure 1.31) ou fermée. Dans ce dernier cas, des masques sont souvent utilisés afin de protéger la partie de la pièce sur laquelle aucun usinage n'est souhaité. Dans le cas de poches ouvertes (Figure 1.31) plusieurs paramètres géométriques doivent être maîtrisés : la profondeur, la largeur, les angles sur les flancs de la poche et les paramètres de l'état de surface au fond de la poche.

Dans son étude, G. Fowler [15], [26] présente le processus de l'UND et étudie les effets de divers paramètres, tels que la vitesse d'avance, l'angle d'impact de jet, le sens d'usinage, et la granulométrie de l'abrasif, sur les caractéristiques de surface lors de l'usinage des alliages de titane. Il a montré qu'à faible vitesse d'avance le phénomène de micro-incision est prépondérant, tandis que dans le cas des grandes vitesses d'avance la déformation par impact est le mécanisme dominant. Pal et Tandon [9] ont étudié le rôle de l'usinage non débouchant pour des alliages d'aluminium, du laiton, des alliages de titane et de l'acier. Ils ont observé que, le temps d'usinage augmente au fur et à mesure que la profondeur usinée augmente de façon non linéaire en fonction de la distance de tir en raison de la perte d'énergie du jet. Du fait des avantages technologiques, mécaniques et écologiques, l'UND par JEA peut apporter un intérêt industriel dans la réparation des composites. En effet, F. Cénac [13], [21] l'utilise et l'applique également au décapage des surfaces oxydées des matériaux métalliques.

Deux types d'usinage sont souvent présentés dans la littérature, Srinivasu et al. [71] et Kong et al. [70] ont étudié l'usinage des poches sans masques sur les composites et les métaux durs, et Hashish [46] a travaillé sur l'usinage de poches en utilisant des masques de protection. Hashish [69] confirme que le masque doit être de la même épaisseur que la

profondeur de la poche usinée. Par ailleurs G. Fowler [26] a présenté la problématique d'usinage du titane avec des masques (Figure 1.32). Il précise que lors du premier contact du jet avec le masque les particules sont réfléchies et impactent la surface déjà usinée.

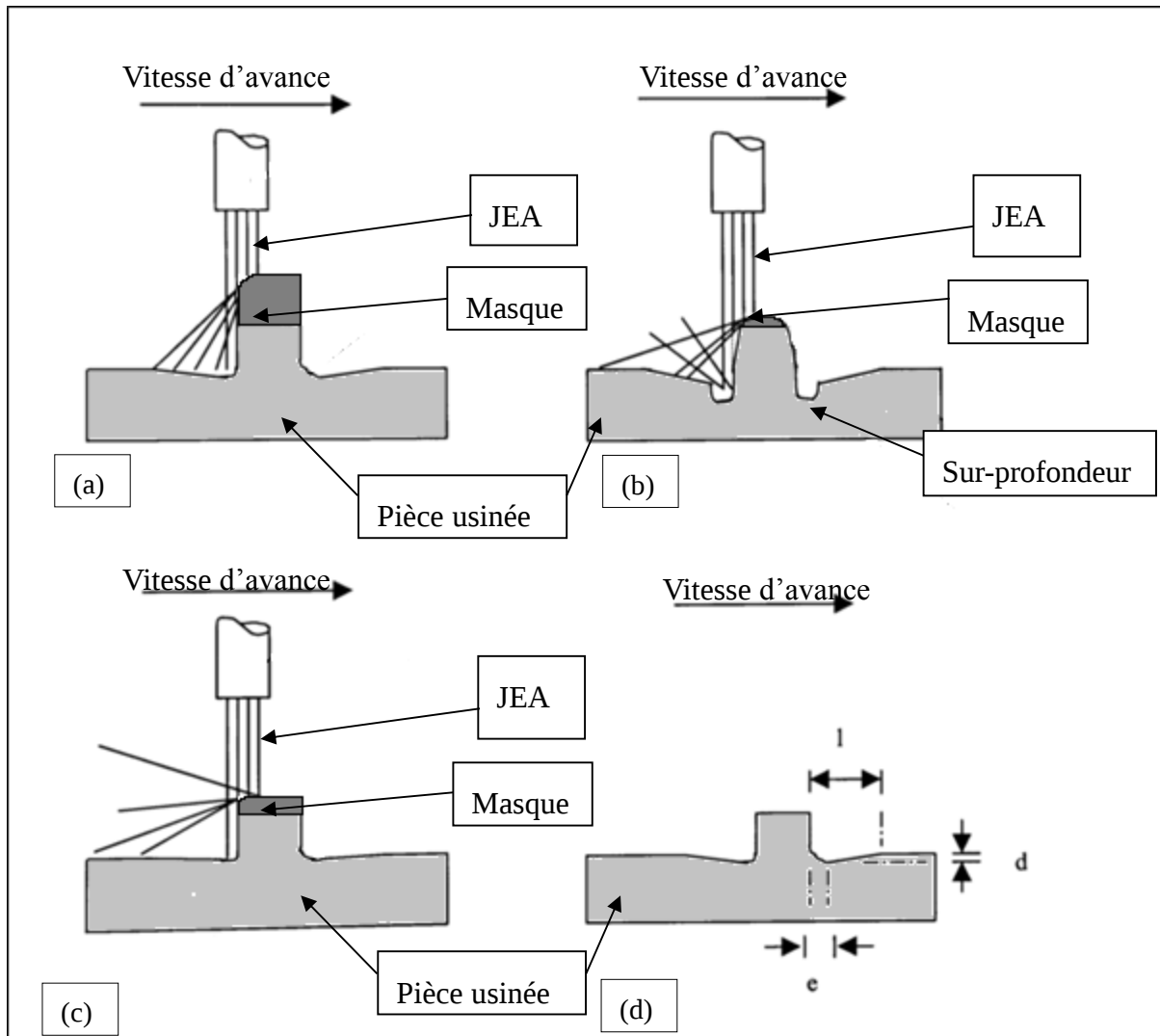


Figure 1.32 Effets secondaires de l'usinage avec masque d'après G. Fowler [26] :
(a) Masque à épaisseur importante ; (b) Masque à épaisseur faible ;
(c) Masque très résistant à l'érosion à épaisseur faible ; (d) l , e , d représentent les erreurs dues aux déflexions du jet.

Pour conclure G. Fowler [26] montre que la solution permettant d'avoir le minimum d'irrégularités dues aux réfractions du jet tapant le masque est de réduire l'épaisseur de ce dernier.

1.2.4.7 Paramètres géométriques d'une poche

L'étude de la faisabilité de l'UND conduite par M. Hashish [4] a permis d'identifier l'influence des paramètres de pilotage sur le taux d'enlèvement de matière, le contrôle de la profondeur de pénétration et l'état de surface.

1.2.4.7.1 Profondeur

Depuis l'apparition de la technologie JEA plusieurs travaux ont étudié la relation entre la profondeur de découpe et les paramètres de la machine. Les études de J. Wang [72], [73] ont porté sur la céramique d'alumine, P.S. Chithirai [74] sur l'aluminium et M. Selvan et al [75] sur le granite.

➤ Profondeur en fonction de la pression :

Tout comme en découpe, l'influence de la pression sur la profondeur de poche est proportionnelle. Dans son étude sur la céramique d'alumine, J. Wang [72] montre que plus la pression augmente plus la profondeur d'usinage augmente (Figure 1.33).

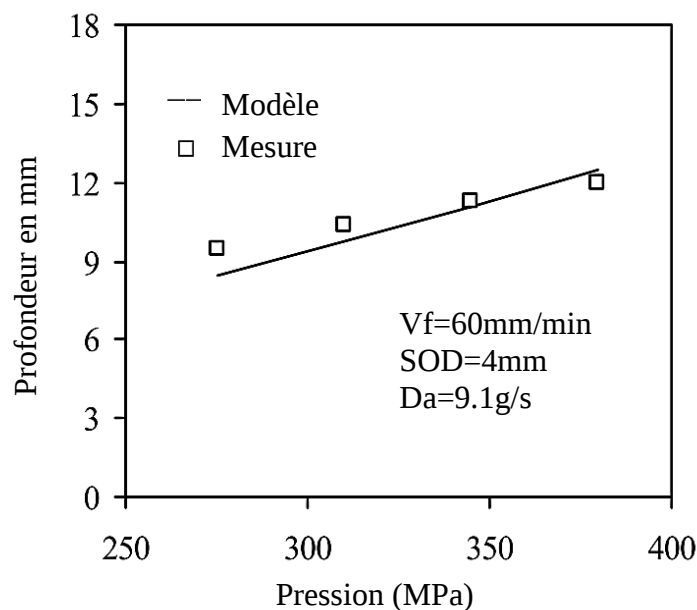


Figure 1.33 Evolution de la profondeur en fonction de la pression [72]

J. Wang rajoute qu'une grande pression en JEA implique une grande énergie cinétique de particules impactant la pièce usinée, ce qui justifie son effet important sur la profondeur.

➤ Profondeur en fonction de la vitesse d'avance :

La vitesse d'avance correspond à la vitesse relative entre la tête de coupe et la pièce à usiner. Plus la vitesse d'avance est faible, plus le temps d'exposition du jet sur la matière est grand. Ainsi, dans le cas d'usinage en JEA, la profondeur augmente en fonction de la vitesse d'avance.

La variation de la profondeur en fonction de la vitesse d'avance suit une tendance exponentielle d'après J. Wang [72] (Figure 1.34).

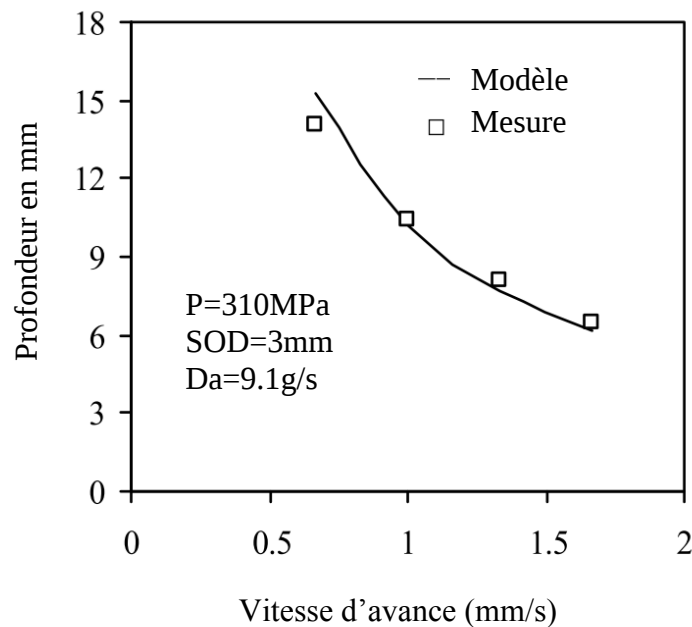


Figure 1.34 Mesure d'une série de poche en titane à SOD 40 mm

1.2.4.7.2 Largeur

Contrairement au procédé de fraisage qui utilise un outil coupant et qui permet de contrôler la largeur de la poche usinée, le JEA impose une forme non régulière du bord des poches du fait du profil du jet. En usinage conventionnel d'une poche en fraisage, un outil coupant laisse un angle droit, au fond de l'usinage (Figure 1.35) dû à la forme de la fraise.

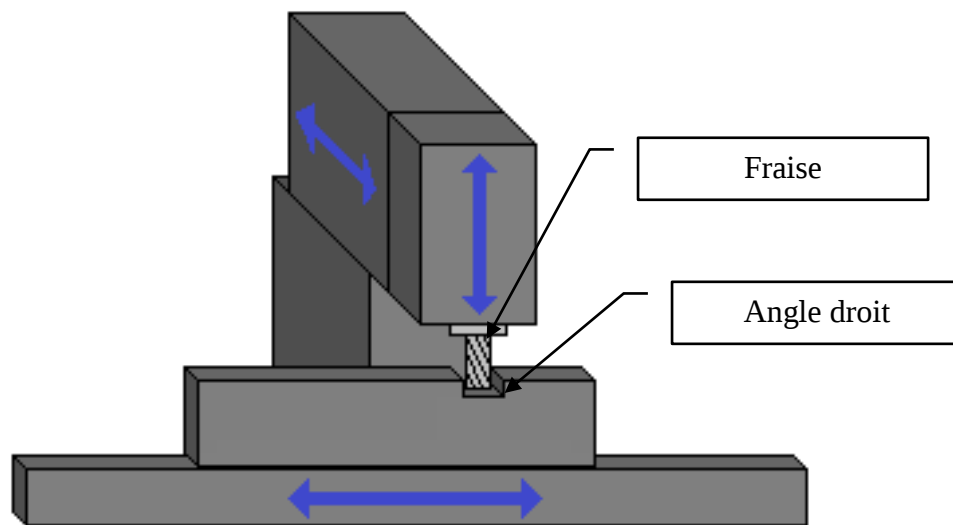


Figure 1.35 Usinage avec une fraiseuse laissant un angle droit

Dans la technologie JEA, la forme des bords de poche est toujours arrondie (Figure 1.36).

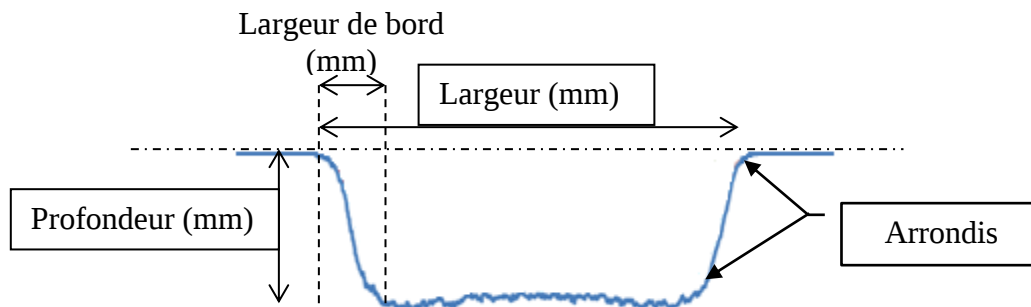


Figure 1.36 Mesure d'une poche quelconque en titane

1.2.4.7.3 Angle sur le flanc

L'angle sur les bords de la poche dépend de la distance de tir et de la vitesse d'avance. En connaissant la profondeur de la poche les flancs sur les bords de celle-ci peuvent être représentés par une largeur de bord (Figure 1.36). Dans le chapitre 3 l'étude sur l'angle sur le flanc sera remplacée par une analyse de la largeur de bord des poches.

1.2.4.8 Stratégies d'usinage

1.2.4.8.1 Balayage simple

L'usinage par balayage en aller simple consiste à faire des passages parallèles suivant un sens unique d'usinage (Figure 1.37). G. Escobar-Palafox et al. [16] ont appliqué cette stratégie sur l'Inconel 718 en démarrant le jet à l'extérieur de la pièce.

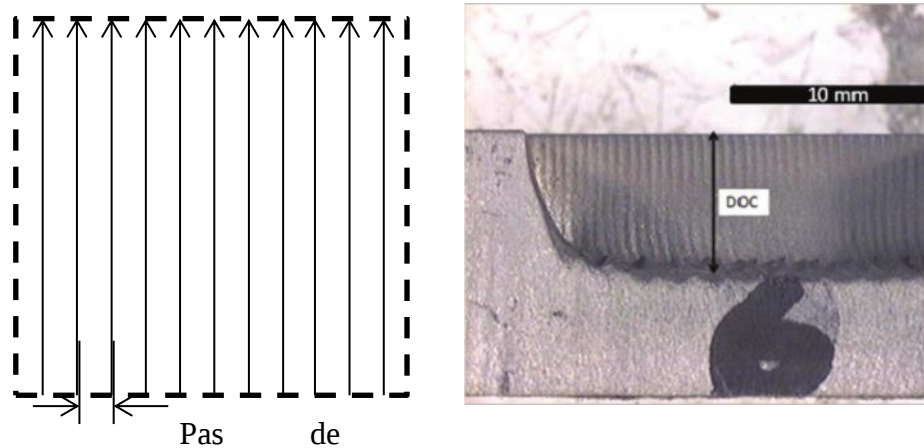


Figure 1.37 Usinage de poches en Inconel 718 par balayage simple [16]

Cette stratégie est rarement utilisée puisqu'elle consiste à couper et redémarrer le jet à chaque passe, ce qui implique un temps considérable d'usinage mais G. Escobar Palafox et al. [16] l'a employée pour observer l'usinage avec des passes allant dans le même sens.

1.2.4.8.2 Balayage en aller-retour

L'usinage par balayage en aller-retour consiste à démarrer le jet, suivre une trajectoire continue suivant des passes parallèles reliées entre elles et couper le jet à la fin de l'usinage (Figure 1.38). Les travaux antérieurs de S. Paul et al. [76] sur l'UND par balayage continu ont permis d'étudier la variation de la profondeur usinée. Plusieurs passes peuvent se succéder afin de lisser les irrégularités de profondeur qui apparaissent lors d'un seul balayage.

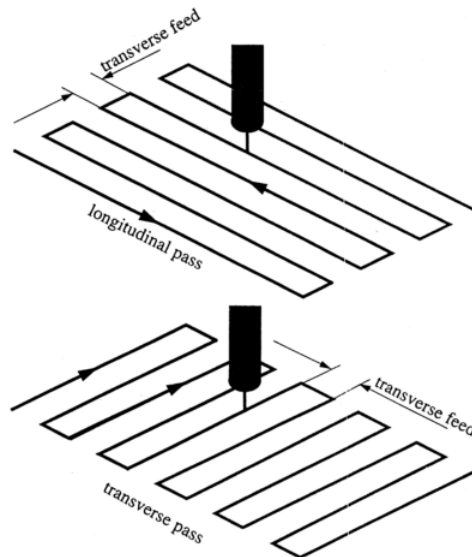


Figure 1.38 Représentation schématique du passage transversal et longitudinal d'après S. Paul [76]

Plusieurs investigations sur cette stratégie ont montré son utilité pour l'usinage de poches rectangulaires. V. Pal et al. [9] a expérimenté cette stratégie pour les alliages d'aluminium et de Titanium. T. Nguyen et al. [65] l'applique sur les verres amorphes en réalisant une poche à profondeur variable suite à une inclinaison de l'angle d'impact du jet d'eau abrasif.

Cette technique a également été employée pour la fabrication de poches triangulaires. Dans leur étude, A. Alberdi et al. [7] compare l'influence d'un balayage transversal et longitudinal sur la surface usinée de poches en forme triangulaire (Figure 1.39).

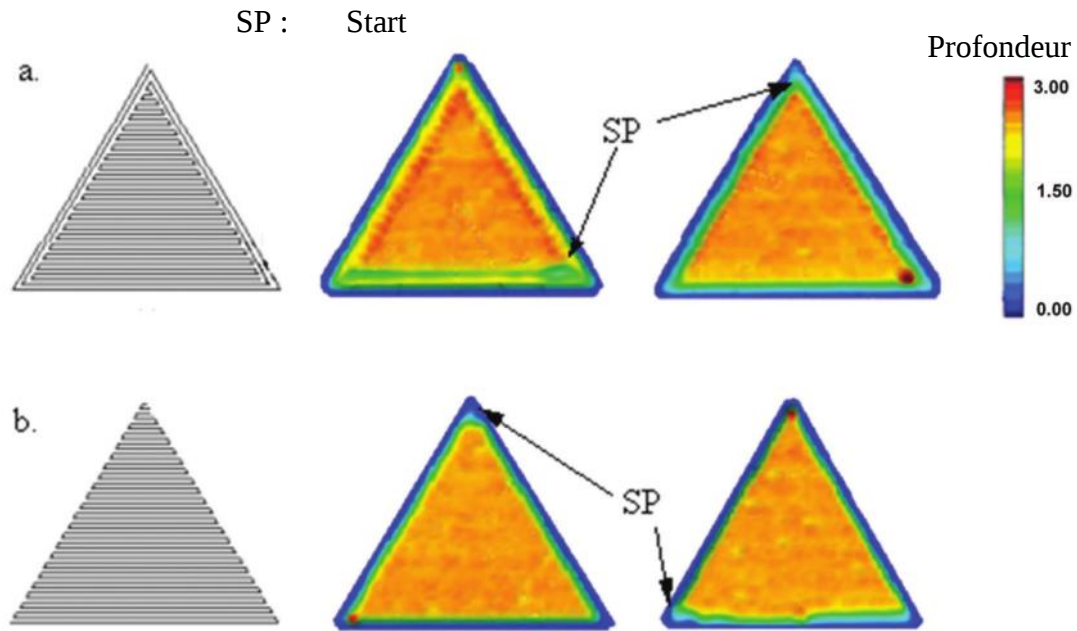


Figure 1.39 Usinage en balayage continu sur l'alliage d'aluminium 7075-T651

1.2.4.8.3 Trajectoire en spirale

La stratégie d'usinage en spirale est aussi une solution très intéressante pour l'usinage des poches. Tout comme le balayage en aller-retour, cette technique consiste à démarrer et couper le jet une seule fois au cours de l'usinage. Par ailleurs sa trajectoire suit des successions de passes allant des bordures jusqu'au centre de la poche ou l'inverse. Sauf pour la Figure 1.39-a, deux passes contournant la poche triangulaire ont été utilisées afin de réduire les irrégularités sur les bords dues au rebroussement de chemin d'après A. Alberdi [7].

J. Folkes [77] présente dans ses travaux les domaines applications de la technologie JEA, et applique cette stratégie pour l'UND de poches rectangulaires et circulaires (Figure 1.40).

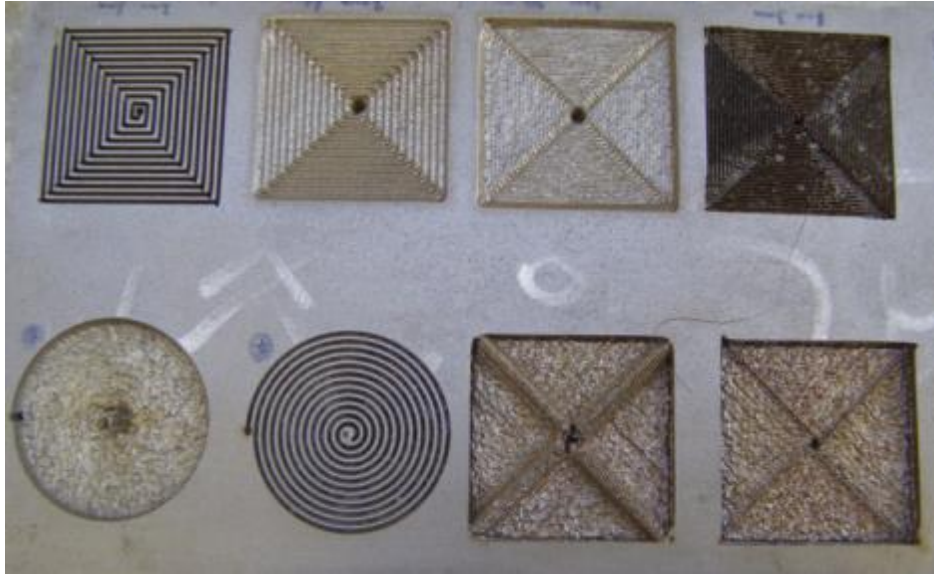


Figure 1.40 UND par jet d'eau abrasif présenté par J. Folkes [77]

Dans son étude Alberdi et al. [7] présente aussi l'usinage de poches triangulaires en utilisant les trajectoires en spirale (Figure 1.41).

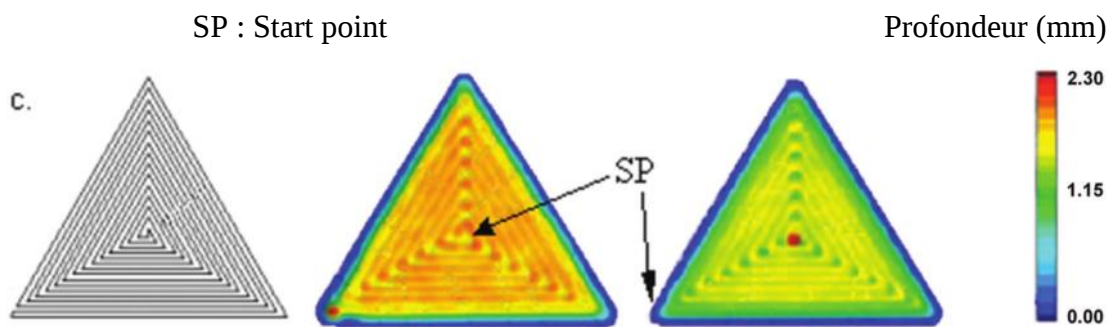


Figure 1.41 Usinage en spirale sur l'alliage d'aluminium 7075-T651 [7]

1.2.4.9 Application multi matériaux

Le JEA est utilisé de façon habituelle dans l'industrie pour découper des matériaux qui ne peuvent pas l'être par d'autres méthodes. Alors que la technologie de découpe de matériaux durs est mature, le processus d'usinage non débouchant est en cours d'élaboration et de nombreuses études portent sur ce sujet. Palafox et al. [16] présentent la caractérisation du JEA sur l'usinage de poche en Inconel 718. Dans leurs travaux, Fowler [15], [26] et Kong et al. [70] ont étudié l'usinage sans masques de poches sur les alliages de titane Ti6Al4V. Une application particulière de ce procédé est l'élimination de surfaces oxydées sur les métaux durs. Cette couche est nommée « alpha case » pour le titane [78].

L'usinage non débouchant en jet d'eau abrasif peut aussi être appliqué sur les matériaux de construction comme les briques réfractaires, la céramique, le granite, et les bétons [46], [58], [79].

L'UND apporte des solutions intéressantes comparé aux autres procédés d'usinage : fraisage, usinage au laser, usinage chimique...etc tant d'un point de vue écologique que mécanique en conservant les propriétés mécaniques des matériaux qui sont généralement modifiées sous l'effet des hautes températures liées à ces procédés.

1.3 Conclusion

D'après cet état de l'art, la compréhension et la maîtrise de l'UND tient à la connaissance des mécanismes d'enlèvement de matière. L'étude d'un passage élémentaire (l'incision) est développée dans le but de réaliser des modèles qui seront utilisables pour prédire le résultat de l'usinage d'une poche. Pour cela, les méthodes d'expérimentation, de mesure et de modélisation utilisées dans la littérature ont été exposées.

D'un autre côté, un état de l'art sur l'usinage non débouchant a été établi. Les études basées essentiellement sur l'expérimentation montrent que divers paramètres influencent le résultat, qu'il s'agisse des dimensions ou de l'état de surface. Il apparaît donc la nécessité de cerner l'influence des paramètres sur le résultat de l'usinage mais aussi de définir le domaine dans lequel les choisir afin d'éviter les défauts d'état de surface et les écarts de prédiction.

La partie bibliographique a présenté l'UND par JEA des incisions et leur lien avec l'usinage des poches. Les paramètres géométriques d'une poche dépendent alors des paramètres de l'incision élémentaire. Afin de répondre aux problématiques soulevées dans cette introduction et afin de maîtriser le comportement du procédé d'usinage par JEA, le chapitre 2 exposera une étude portant sur les incisions. Il présentera en particulier les méthodes d'expérimentation et de mesure qui permettent une modélisation adéquate et précise des profils.

Le chapitre 3 montrera une étude sur les poches et présentera, dans un premier temps, une méthode pour prédire la profondeur d'une poche à partir des conditions opératoires utilisées. Cette méthode sera exploitée de manière à effectuer la démarche inverse à savoir comment choisir les paramètres d'usinage pour usiner une poche de géométrie donnée.

2. Chapitre 2 : Amélioration du modèle du profil d'incision dans du Ti6Al4V

2.1.Objectif et principe de l'étude

Ce chapitre se concentre sur la modélisation d'incisions en utilisant plusieurs modèles théoriques. Cela permettra de choisir celui qui correspond au mieux aux profils usinés en JEA en utilisant le critère des moindres carrés. Cette partie exposera ensuite la relation entre la phénoménologie de l'écoulement du jet triphasique et le modèle mathématique retenu.

2.1.1. Méthode d'expérimentation

La mesure des incisions se fait à l'aide d'un outil de mesure, un traitement des points mesurés, afin d'extraire un profil d'incision mesuré, et enfin une modélisation (Figure 2.1).

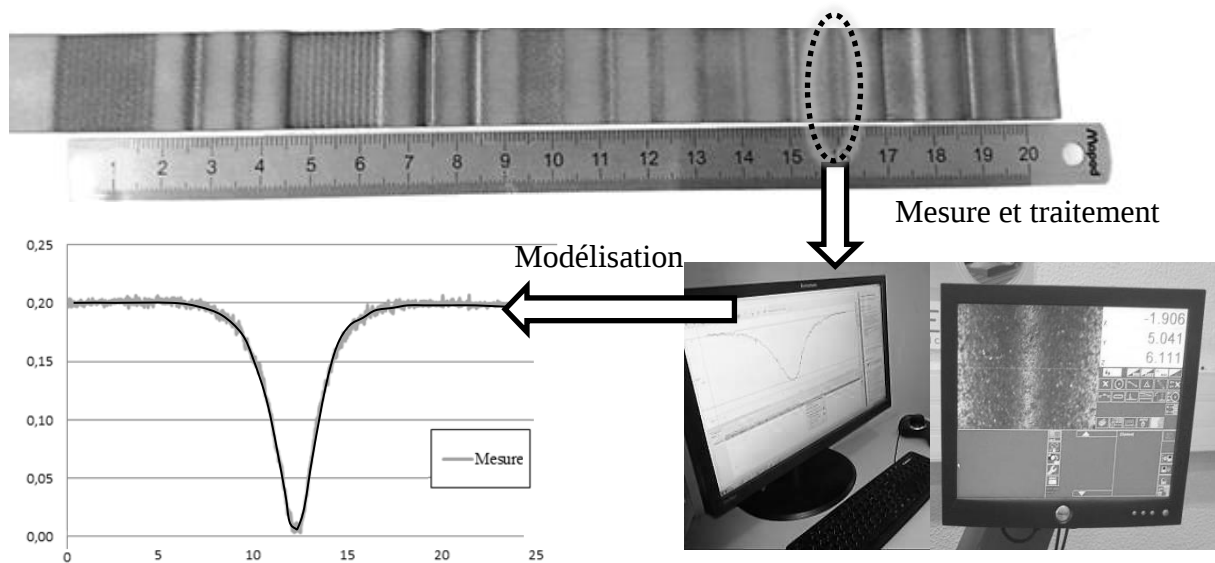


Figure 2.1 Mesure des incisions usinées en JEA

Tous les essais présentés dans ce travail ont été réalisés sur la machine jet d'eau FLOW Mach 4 présenté dans le chapitre 1 (Figure 1.1).

2.1.2. Moyens et méthodes de mesures

Pour pouvoir modéliser les incisions et analyser les résultats d'essais, la recherche d'outils de mesure fiables est nécessaire.

2.1.2.1. Projecteur de profil

Il s'agit d'un outil de mesure (Figure 2.2), avec des précisions en répétabilité de l'ordre de 10 micromètres. L'extraction des points et de leurs coordonnées se fait manuellement ce qui n'est pas envisageable compte tenu du grand nombre de mesures.



Figure 2.2 Projecteur de profil

2.1.2.2. Scanner laser :

Le scanner laser est un appareil de numérisation et d'acquisition 3D. Cet appareil permet d'obtenir un nuage de points correspondants aux objets scannés (Figure 2.3). Néanmoins sa précision est insuffisante. En effet, des points mesurés ne sont pas vus comme appartenant à un plan et une dispersion de l'ordre de 0.05mm apparaît nettement. Les incisions de petite profondeur ne sont donc pas visibles et celles qui sont plus profondes sont mesurées en intégrant cette dispersion.



Figure 2.3 Scanner laser

2.1.2.3. Machine à mesure tridimensionnelle (MMT) :

La MMT permet d'obtenir les coordonnées des points mesurés (palpés) sur les éprouvettes avec une précision nominale de l'ordre du micromètre. La précision est suffisante et cette méthode de mesure est relativement rapide (Figure 2.4).



Figure 2.4 Machine à mesurer tridimensionnelle

Deux problèmes majeurs n'ont pas permis d'utiliser ce moyen de mesure. Tout d'abord, même les petits palpeurs (diamètre 0.5mm) n'ont pas permis de garantir l'accessibilité du fond des incisions. Ensuite la connaissance de la normale à la surface est nécessaire pour calculer le point mesuré à partir du centre bille. Or le profil n'ayant pas une forme nominale connue, le calcul de la normale est effectué par le logiciel PCDMIS associé à la MMT en considérant des points voisins. Cette approche peut engendrer des imprécisions lorsque le profil mesuré présente des irrégularités (Figure 2.5).

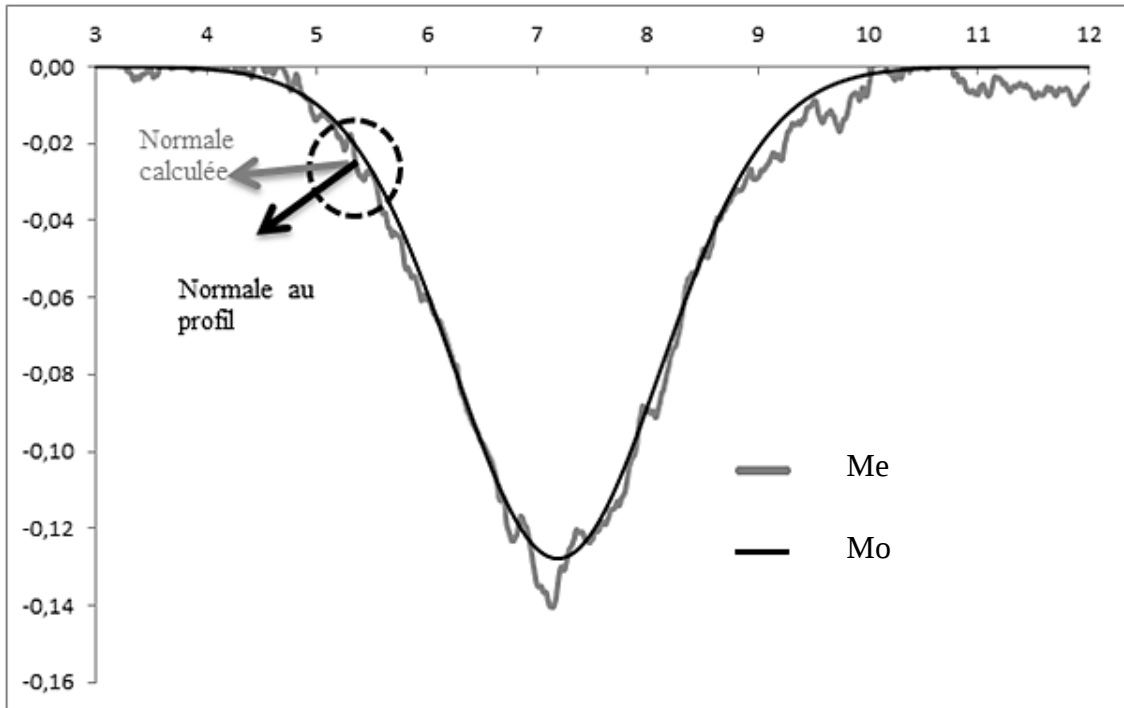


Figure 2.5 Comparaison entre la normale au profil et à la mesure

2.1.2.4. Profilomètre optique Alicona :

Le profilomètre testé est un appareil Alicona (Figure 2.6) de mesure de surface. La technologie utilisée est la variation de focale : pour chaque pixel, une mise au point (autofocus) est effectuée afin de relever les coordonnées du centre. Cette technique permet théoriquement d'atteindre une précision de l'ordre de 10 nanomètres.



Figure 2.6 Profilomètre optique « Alicona »

Le relevé s'effectue sur une bande de largeur 2mm à l'intérieur de laquelle on vient sélectionner une ou plusieurs lignes. La largeur de la bande de 2 mm correspond à 1000 lignes. Le choix du nombre de lignes permet ainsi de moyenniser les mesures sur la zone observée.

Sur l'acquisition ainsi obtenue, le logiciel Alicona récupère les coordonnées de 6000 points et trace ainsi la courbe du profil mesuré (Figure 2.7). Cette méthode de mesure est à la fois précise et acceptable en termes de temps de mesure.

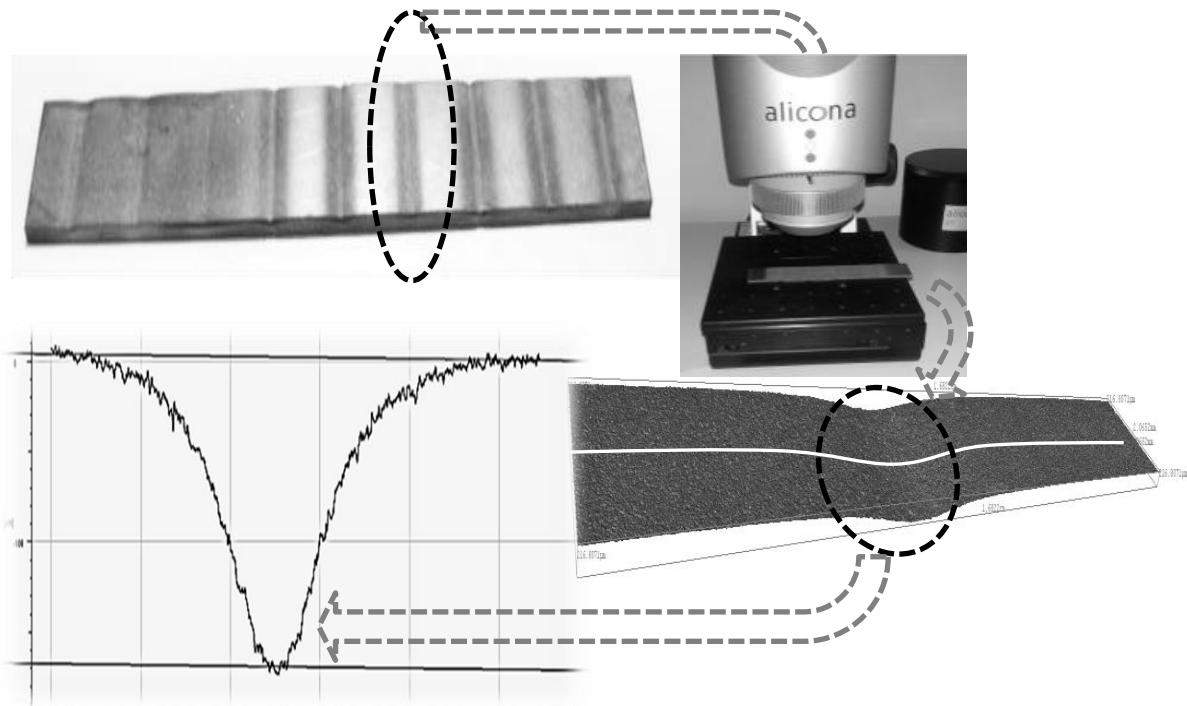


Figure 2.7 Exemple de profil d'incision sur le logiciel « Alicona »

Pour conclure sur les méthodes de mesure, un tableau récapitulatif (Tableau 2.1) indique pour chaque méthode de mesure sa précision, son temps d'acquisition et ses particularités.

Outils de mesure	Précision	Temps de mesure d'une incision	Particularités et difficultés
Projecteur de profil	De l'ordre de 10^{-2} millimètre (mesure manuelle)	20 minutes (inclus le temps de démarrage de l'outil et l'export de quelques points mesurés manuellement).	Le nombre de points mesurés est très faible et insuffisant pour obtenir une courbe expérimentale (mesure manuelle)
Scanner laser	De l'ordre de 10^{-1} millimètre	15 minutes (inclus le démarrage de l'outil et l'export du fichier 3D scanné sur CATIA pour extraire le profil d'incision)	Une dispersion de l'ordre de 0.05 mm est intégrée dans la mesure ce qui fausse la mesure des incisions peu profondes.
MMT	10^{-3} millimètre	30 minutes inclus le démarrage et le calibrage de la machine.	Cette mesure se fait par le biais d'un palpeur (bille), et les points expérimentaux obtenus doivent être recalculé à partir de ceux du centre bille.
Profilomètre optique	10^{-5} millimètre	15 minutes inclus le démarrage de l'outil et l'extraction des points.	Cet outil est le plus précis et relativement rapide.

Tableau 2.1 Tableau comparatif des outils de mesure utilisés

Pour des raisons évidentes de précisions et de temps d'acquisition, les mesures ont été effectuées à l'aide du profilomètre optique.

2.1.3. Etude de répétabilité

Pour comprendre, trier et organiser les facteurs mis en jeu lors de l'usinage, la méthode des 5 M (arbre des causes et effets d'Ishikawa) a été appliquée (Figure 2.8):

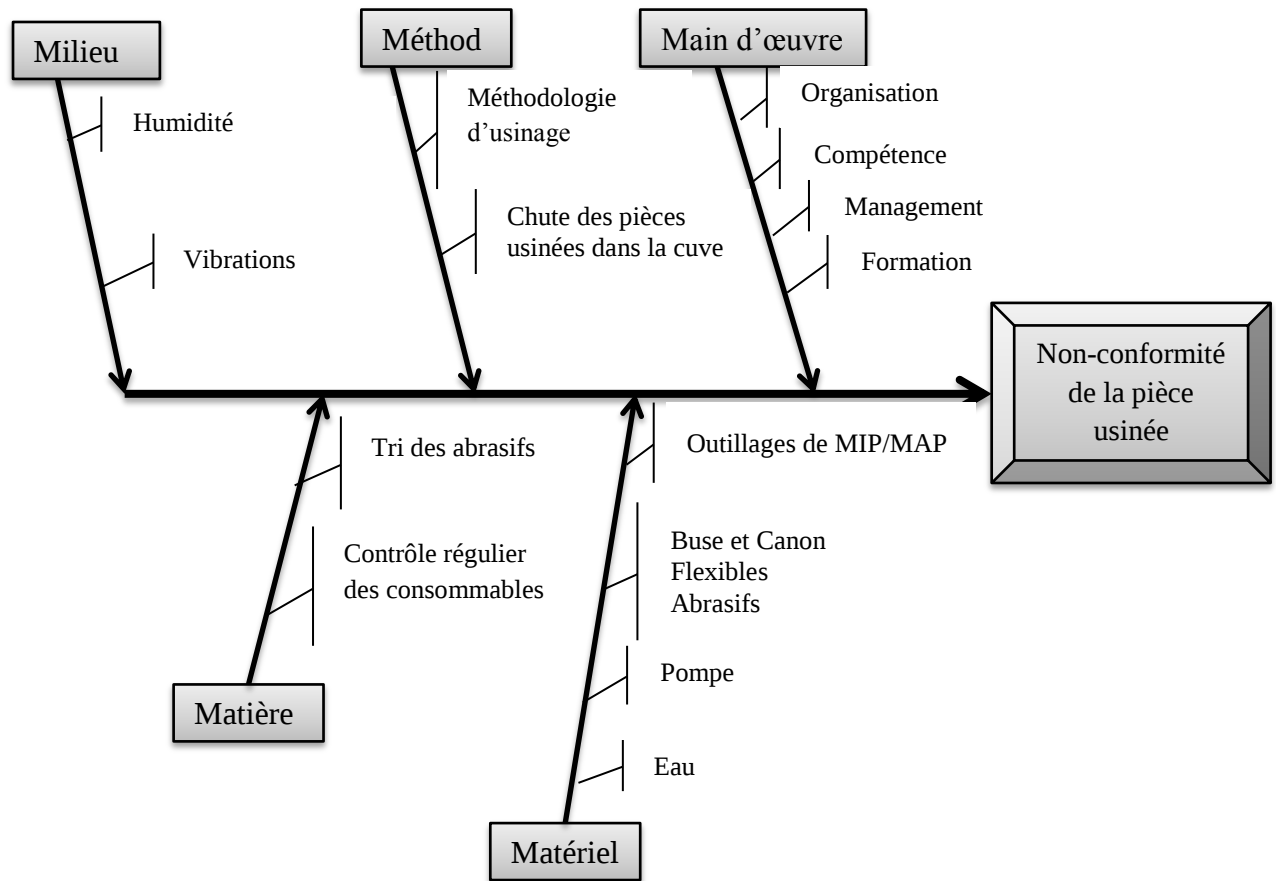


Figure 2.8 Diagramme des causes et effets

Méthode des 5M et identification des causes liées aux défauts d'usinage par JEA :

- **Description du Milieu :**

Le milieu correspond à l'environnement physique du processus d'usinage. Les causes, dues à l'environnement de travail, d'un usinage non conforme sont :

- L'humidité qui peut affecter l'abrasif utilisé et conduit à un colmatage au niveau de la tête de coupe.
- Le fonctionnement des autres machines de l'atelier qui peut induire des vibrations au cours de l'usinage.

- **Description du Matériel :**

Le matériel inclut la machine et les outillages utilisés pour la réalisation de l'usinage. La fixation des pièces usinées se fait en installant des poids sur celles-ci. Des problèmes de fixation peuvent apparaître lors de l'usinage non débouchant pour lequel le jet d'eau est dévié après impact et peut déplacer soit la pièce soit les poids.

Des vibrations du support pièce peuvent également se présenter. En effet, le support de la pièce est un caillebotis (Figure 1.13) constitué d'une série de lattes qui peuvent subir des vibrations causées par le jet.

Suivant l'usinage réalisé et le matériau à usiner, le changement de buse, de canon de focalisation et d'abrasifs doivent être faits. Ces changements peuvent induire des fuites ou un bouchage dans la chambre de mélange. Ce dernier peut aussi avoir lieu en choisissant un trop grand débit d'abrasif.

- **Description de la Méthode :**

Cette catégorie comprend les modes opératoires, les procédures de mise en œuvre, de maintenance et de programmation. Le choix des conditions opératoires se trouvent aussi dans cette rubrique. Parmi les causes liées à une mauvaise méthode de travail se trouvent:

- Manque de méthodologie dans le choix des stratégies d'usinage puisqu'il s'agit d'une machine dédiée à la découpe.
- Absence d'un système de récupération de la pièce usinée dans le cas où elle tombe dans la cuve.

- **Description de la Main d'œuvre :**

Il s'agit du personnel, c'est-à-dire des opérateurs ou de toute personne utilisatrice de la machine.

Les causes de non-conformité liées à la main d'œuvre sont :

- Manque de compétence,
- Défaut d'organisation,
- Défaut de formation spécifique à l'usinage JEA.

- **Description de la Matière :**

Cette rubrique concerne les consommables (buses, canon, lattes, ...), les matières premières, l'eau et l'abrasif.

Les causes de défaut sont :

- Les variations sur les consommables : il n'existe pas deux buses ou deux canons parfaitement identiques.
- Les variations de forme des grains d'abrasif même à granulométrie constante.

Comme le montre le diagramme 5-M qui vient d'être exposé, les causes de non-conformité d'un usinage au jet d'eau abrasif sont nombreuses. Il convient donc d'être particulièrement méticuleux lors des expérimentations en particulier d'essayer de maintenir un maximum de constantes. Cela se traduit en pratique par l'utilisation si possible de la même buse, du même canon, du même sac d'abrasif du même mode opératoire et d'un minimum de démontages afin de limiter les variations sur l'usinage.

2.1.3.1. Répétabilité machine

Six incisions ont été réalisées sur une éprouvette (E1) en titane, puis refaites sur une éprouvette identique (E2) 5min plus tard.

Afin de prendre en compte les paramètres géométriques des incisions, un calcul d'aires à l'aide de la méthode des trapèzes a été utilisé sur les profils mesurés. Ce calcul est présenté dans le Tableau 2.2. Dans ce tableau l'écart relatif représente l'écart entre les surfaces mesurées pour deux incisions correspondantes appartenant chacune aux éprouvettes E1 et E2. Notons que le calcul de l'aire de l'incision servira par la suite à calculer le débit d'enlèvement de matière (MRR).

	SOD	Vf	Aire (mm ²)	Ecart relatif %
E1	40	450	0,865	
E2	40	450	0,887	2,51%
E1	40	1200	0,326	
E2	40	1200	0,329	1,15%
E1	40	1500	0,250	
E2	40	1500	0,248	0,96%
E1	40	1800	0,207	
E2	40	1800	0,202	2,41%
E1	80	1200	0,310	
E2	80	1200	0,313	1,03%
E1	120	1200	0,277	
E2	120	1200	0,281	1,48%

Tableau 2.2 Présentation des écarts de répétabilité de la machine Flow

La moyenne des écarts entre les aires des incisions sur l'étude de la répétabilité machine est 1.58 % avec un écart maximal de 2.51%. Ce résultat confirme une bonne répétabilité lors d'opérations d'usinage par jet d'eau abrasif. L'écart moyen sera pris en compte pour les résultats présentés ultérieurement.

2.1.3.2. Répétabilité du procédé

Afin d'estimer la répétabilité du procédé, neuf incisions ont été réalisées en utilisant trois niveaux de SOD [40, 80, 120] et trois niveaux de vitesse d'avance Vf [300, 600, 900].

Date		Jour 1	Jour 2	Jour 7	Ecart relatif maximal %
SOD	Vf	Aire (mm ²)	Aire (mm ²)	Aire (mm ²)	
40	300	1,425	1,475	1,440	3,37%
40	600	0,692	0,689	0,687	0,73%
40	900	0,445	0,446	0,428	4,11%
80	300	1,440	1,408	1,394	3,18%
80	600	0,673	0,683	0,697	3,51%
80	900	0,440	0,441	0,443	0,70%
120	300	1,296	1,340	1,276	4,72%
120	600	0,638	0,635	0,651	2,52%
120	900	0,399	0,411	0,407	2,79%
Moyenne					2,84%

Tableau 2.3 Présentation des écarts de répétabilité process

Une première éprouvette (Figure 2.9) a été usinée le premier jour, la deuxième le lendemain avec les mêmes paramètres. Et enfin une troisième réalisée une semaine plus tard. Une attention particulière a été portée sur la maîtrise des causes de variations identifiées dans le diagramme des 5-M (Figure 2.8).

Comme pour la répétabilité machine, les aires des incisions et un écart relatif ont été calculés (Tableau 2.3).



Figure 2.9 Eprouvette en titane utilisée pour la répétabilité procédé

Compte tenu des faibles écarts (2.84% en moyenne) sur les aires calculées (Tableau 2.3), la répétabilité du procédé est considérée comme satisfaisante. Les expériences peuvent être conduites à des intervalles de temps décalés tout en obtenant des résultats exploitables.

Les études de répétabilité de la machine et du procédé permettent de quantifier la capacité à reproduire l'usinage en JEA. Ainsi l'analyse des incisions et la modélisation de leurs profils peuvent être étudiées en considérant le pourcentage d'écart naturel lié, d'une part, à la machine et d'autre part au procédé.

2.2. Amélioration du modèle du profil d'incision

2.2.1. Le modèle Gaussien utilisé dans la littérature

L'équation la plus utilisée [22], [23], [51], représentant le profil de l'incision, en usinage par jet d'eau abrasif est le modèle de Gauss (Eq. (2.1)) :

$$y(x) = ae^{-\left(\frac{x-x_0}{b}\right)^2} \quad (2.1)$$

Avec: « a » l'amplitude (profondeur maximale), x_0 = la position de l'incision, et « b » le paramètre de largeur de l'incision (un quart de la largeur au pied de l'incision).

Ce modèle est assez robuste et modélise convenablement le profil des incisions en JEA dans la plupart des configurations (faibles SOD en particulier). Dans certains cas correspondant à des configurations particulières, les incisions obtenues s'éloignent du profil Gaussien (Figure 2.10).

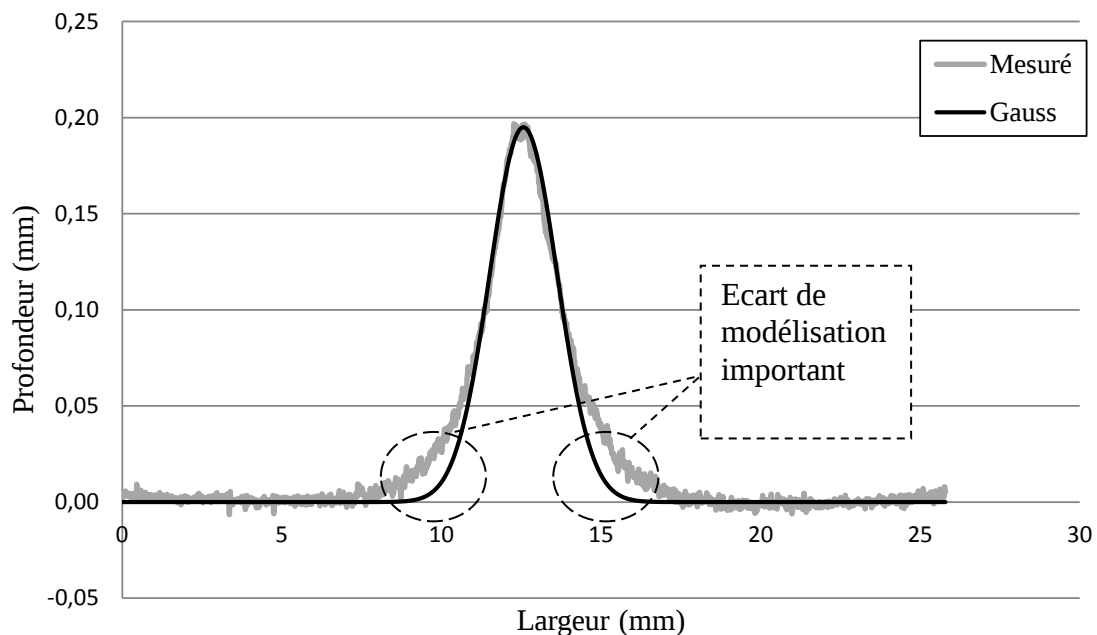


Figure 2.10 Un exemple de profil d'incision corrélé avec le modèle de Gauss

Dans cet exemple, une bonne corrélation entre le modèle de Gauss et le profil mesuré se trouve dans la partie haute de l'incision. Tandis que dans la partie basse du profil, une non-conformité entre le modèle et la mesure est présente particulièrement pour des grands SOD. Ce constat pousse à la recherche de nouveaux modèles permettant une meilleure corrélation avec le profil d'incision pour tous les choix de paramètres. Cette observation montre que le modèle de Gauss peut ne pas être suffisant pour modéliser les incisions sur la totalité du domaine d'étude.

2.2.2. Présentation des modèles mathématiques

Plusieurs fonctions mathématiques correspondent à une représentation en forme de cloche. Elles ont été testées pour évaluer leur aptitude à améliorer la modélisation des incisions.

- Modèle de Lorentz:

La distribution de Lorentz (Eq. (2.2)) est utilisée en statistique et possède une forme en cloche.

$$y(x) = a * \frac{b^2}{2} * \frac{1}{\frac{1}{2} * b^2 + (x - x_0)^2} \quad (2.2)$$

Dans cette expression :

- a = amplitude (profondeur maximale).
- x_0 = position suivant l'axe des x .
- b = facteur de largeur.

- Modèle de Pearson :

Le modèle de Pearson est fréquemment utilisé pour la détection de crête dans les mesures de diffraction par rayons X. l'équation simplifiée de ce modèle est :

$$y(x) = a * \left(1 + \frac{K^2}{M} * (x - x_0)^2 \right)^{-M} \quad (2.3)$$

Avec a la profondeur maximale, K et M les paramètres qui définissent la largeur de l'incision.

En se basant sur les observations de ZAKI et KULEKCY [24], [39], l'existence d'une deuxième distribution dans le jet est introduite dans le modèle proposé qui sera appelé : la « Gauss Décomposée » (GD). Une première distribution correspondra au profil des vitesses et une deuxième à la distribution de l'abrasif à l'intérieur du jet.

Bien que la distribution Gaussienne caractérise une distribution aléatoire des particules, ce modèle a été amélioré pour se rapprocher des deux distributions réellement présentes dans le JEA. En supposant que deux distributions semblables existent mais ne sont pas réparties identiquement dans le jet, le modèle (Eq. (2.4)) correspondant à la forme de l'incision sera écrit comme suit :

$$y(x) = \frac{a}{2} * e^{-\left(\frac{x-x_0}{b_1}\right)^2} + \frac{a}{2} * e^{-\left(\frac{x-x_0}{b_2}\right)^2} \quad (2.4)$$

- a = amplitude (profondeur maximale).

- x_0 = position suivant l'axe des x.
- $b1$ and $b2$ = facteurs des largeurs relatives aux deux distributions. On fixe $b1 \geq b2$.

Remarque : dans ce modèle (Eq. (2.4)), un seul coefficient d'amplitude « a » est utilisé. Pour parvenir à ce résultat, plusieurs configurations ont été testées en utilisant des amplitudes différentes pour chacun des deux termes du modèle Gauss Décomposé.

Pour cela deux coefficients $k1$ et $k2$ (Eq. (2.5)) ont été introduits pour pondérer chaque terme exponentiel.

$$y(x) = k1 * a * e^{-\left(\frac{x-x_0}{b1}\right)^2} + k2 * a * e^{-\left(\frac{x-x_0}{b2}\right)^2} \quad (2.5)$$

Les combinaisons ($k1$; $k2$) testées sont (0.1 ; 0.9), (0.2 ; 0.8), (0.3 ; 0.7), (0.4 ; 0.6), (0.5 ; 0.5).

Deux relevés d'incisions correspondant à des configurations (Vf, SOD) éloignées ont été sélectionnés. Sur ces deux cas et pour chaque couple de valeurs ($k1$; $k2$) les coefficients (a , $b1$ et $b2$) ont été calculés et la somme des moindres carrés relevée. Le couple ($k1=0.5$; $k2=0.5$) est celui qui donne la somme des moindres carrés minimale pour les deux incisions traitées. L'utilisation de $a/2$ dans l'équation du modèle de Gauss Décomposé a donc été adoptée et le modèle retenu pour la suite de l'étude sera celui de l'équation (Eq. (2.4)).

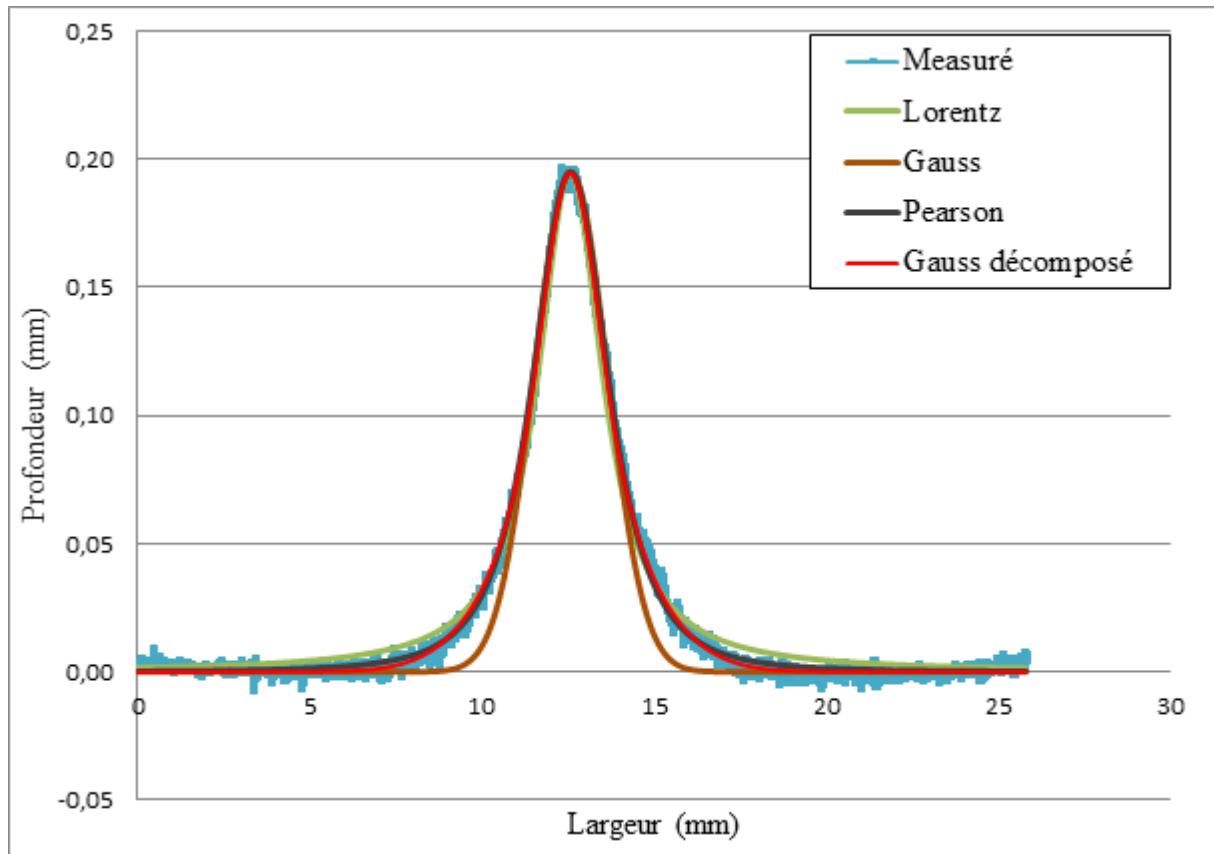


Figure 2.11 Profil mesuré de l'incision et profils des modèles théoriques

Afin de comparer la corrélation entre les modèles et le profil mesuré, la méthode des moindres carrés est utilisée au paragraphe suivant sur un ensemble d'essais pour déterminer les coefficients des quatre équations (Eq. (2.1)), (Eq. (2.4)), (Eq. (2.2)) et (Eq. (2.3)).

2.2.3. Etude expérimentale et corrélation avec les modèles mathématiques

Pour balayer un domaine d'étude assez large, 27 incisions ont été réalisées sur des éprouvettes en alliage de titane Ti6Al4V (Ti grade 5 – norme AISI) avec une pression constante (1000 bars), un débit abrasif (340g/min) impliquant différentes plages de paramètres du processus:

Vitesse d'avance $f \in [66, 2182 \text{ mm/min}]$.

Distance de tir SOD = [30; 80; 140 mm].

Pour chaque cas étudié, les paramètres des différents modèles ont été calculés et la somme des moindres carrés (SSE=Sum Square Error en anglais) a été relevée (Tableau 2.4).

Paramètres opératoires		SSE (mm ²)				
SOD (mm)	Vitesse d'avance f (mm/min)	Gauss	Lorentz	Pearson (P)	Gauss Décomposé (GD)	Meilleur modèle
30	263	0,067	0,504	0,045	0,043	GD
30	383	0,059	0,328	0,028	0,027	GD
30	406	0,048	0,284	0,048	0,048	P
30	581	0,055	0,081	0,055	0,034	GD
30	724	0,032	0,100	0,029	0,029	P
30	811	0,019	0,096	0,019	0,019	P
30	1085	0,016	0,049	0,015	0,016	P
30	1162	0,019	0,034	0,016	0,015	GD
30	2182	0,015	0,022	0,015	0,014	GD
80	110	0,351	1,337	0,190	0,187	GD
80	164	0,196	0,361	0,038	0,027	GD
80	175	0,111	0,352	0,093	0,095	P
80	252	0,358	0,214	0,062	0,064	P
80	307	0,065	0,155	0,037	0,037	GD
80	351	0,052	0,125	0,042	0,04	GD
80	460	0,100	0,210	0,088	0,085	GD
80	504	0,039	0,062	0,023	0,02	GD
80	932	0,025	0,055	0,025	0,024	GD
140	66	0,952	0,416	0,410	0,338	GD
140	98	0,244	0,389	0,128	0,12	GD
140	104	0,317	0,350	0,051	0,037	GD
140	153	0,137	0,210	0,045	0,03	GD
140	186	0,141	0,146	0,064	0,06	GD
140	209	0,068	0,096	0,068	0,058	GD
140	285	0,056	0,093	0,041	0,041	GD
140	307	0,061	0,065	0,032	0,031	GD
140	581	0,036	0,059	0,036	0,035	GD

Tableau 2.4 Paramètres d'entrée et sortie des essais sur 27 incisions

Les résultats obtenus (Tableau 2.4), montrent que 21 incisions présentent la meilleure corrélation avec le modèle de Gauss décomposé, et 6 incisions avec le modèle de Pearson. Pour ces 6 incisions l'écart entre les deux modèle est très faible (inférieure à 1 μm^2). Ainsi, le modèle GD peut être considéré comme celui qui montre la meilleure corrélation avec les profils d'incisions mesurés dans les plages de paramètres machines choisies. Le modèle « Gauss décomposé » GD sera donc considéré dans la suite de l'étude comme le modèle mathématique le plus approprié pour corréler les profils d'incision usinés par jet d'eau abrasif sur des alliages de titane.

2.2.4. Interprétation du modèle Gauss Décomposé – Corrélation avec la physique d'un jet triphasique

L'expression (Eq. (2.4)) du modèle de Gauss décomposé (GD) est la somme de deux expressions Gaussiennes :

$$Y_{GD} = \frac{Y1(x) + Y2(x)}{2} \quad (2.6)$$

$$\text{Avec : } Y1(x) = a * e^{-\left(\frac{x-x_0}{b1}\right)^2} \quad (2.7)$$

$$\text{et : } Y2(x) = a * e^{-\left(\frac{x-x_0}{b2}\right)^2} \quad (2.8)$$

Dans ces expressions, b1 et b2 seront tels que $b1 \geq b2$, donc $Y1(x) \geq Y2(x)$.

Ainsi $Y1(x) \geq Y_{GD} \geq Y2(x)$ (Figure 2.12).

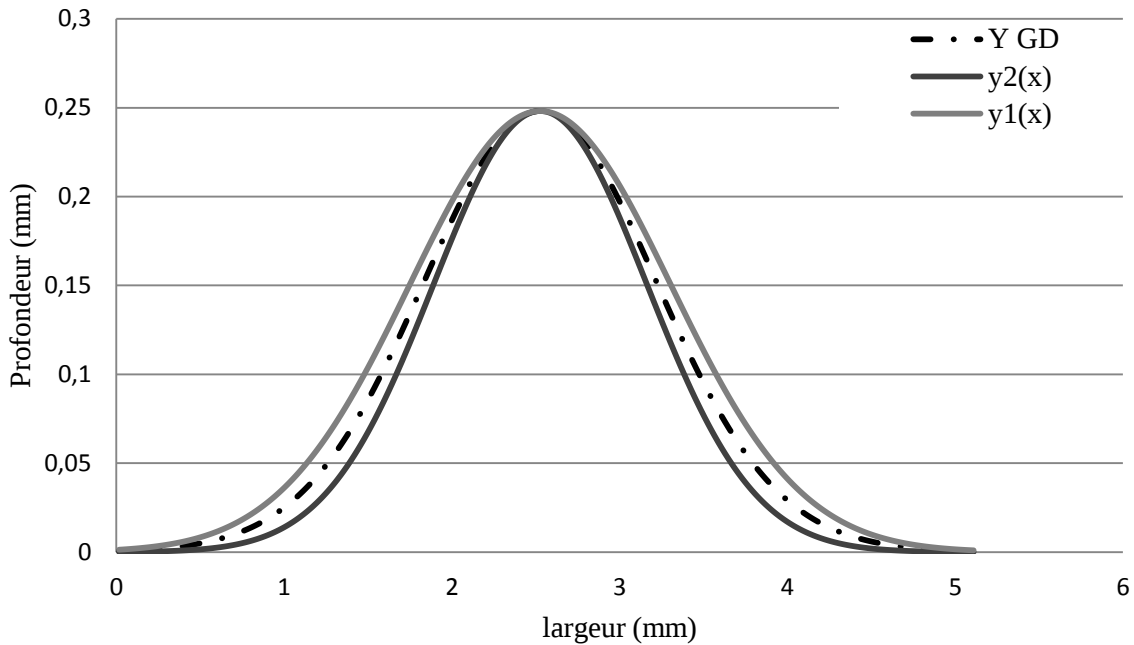


Figure 2.12 Equation de Gauss décomposé

L'équation (Eq. (2.4)) de GD peut être reformulée en l'équation (Eq. (2.9)).

$$Y_{GD} = Y2(x) + \frac{Y1(x)}{2} - \frac{Y2(x)}{2} \quad (2.9)$$

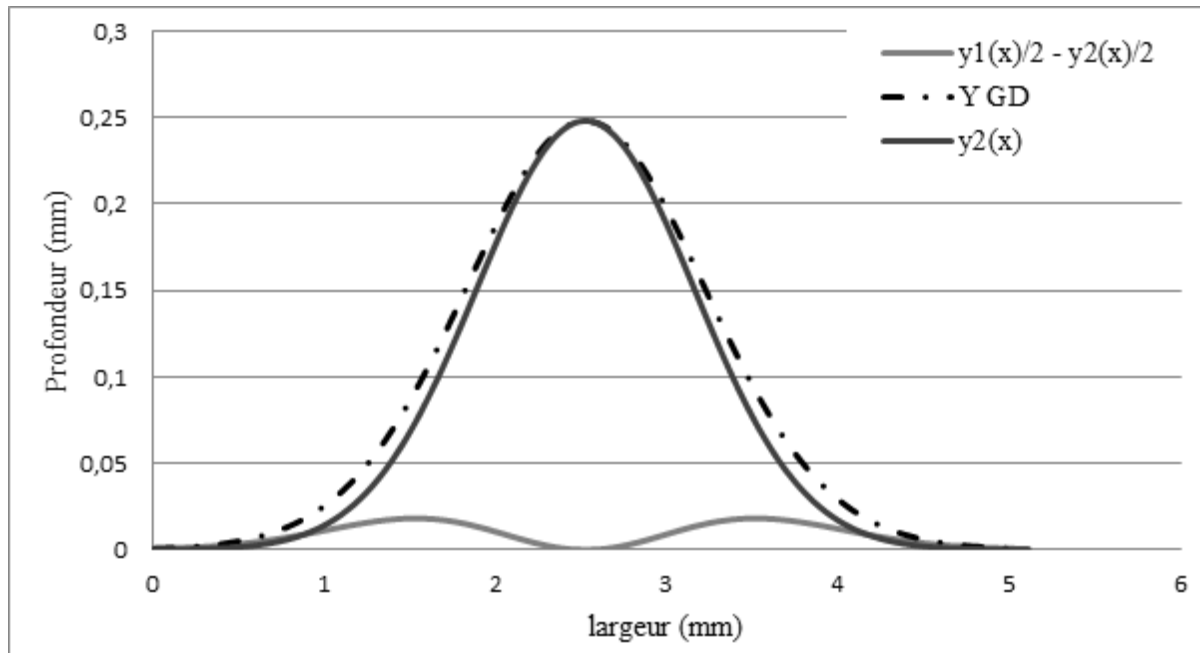


Figure 2.13 Présentation des courbes caractérisant le modèle de GD

En considérant que l'équation $Y2(x)$ représente la distribution des vitesses des particules abrasives dans le jet. La différence entre $Y1(x)/2$ et $Y2(x)/2$ correspond à la distribution de la quantité d'abrasive dans le jet.

Cette équation de Gauss Décomposé n'est donc pas juste un modèle mathématique qui donne la meilleure corrélation avec le profil de l'incision, il donne également une très bonne représentation de la phénoménologie du jet triphasique. Il est divisé en deux parties qui correspondent à la distribution des vitesses et de la quantité d'abrasif respectivement. Ce modèle valide l'hypothèse de ZAKI et KULEKCY [24], [39] qui consiste à considérer l'existence de ces deux distributions dans le JEA.

Le modèle Gauss Décomposé (GD) proposé intègre trois variables, a pour la profondeur, $b1$ et $b2$ de la largeur, au lieu de deux paramètres pour le modèle gaussien, a pour la profondeur et b pour la largeur. Une comparaison des deux modèles (Figure 2.14) sur les incisions réalisées sur le titane montre que le coefficient b du modèle initial de Gauss représente la moyenne des deux coefficients $b1$ et $b2$ du modèle Gauss décomposé.

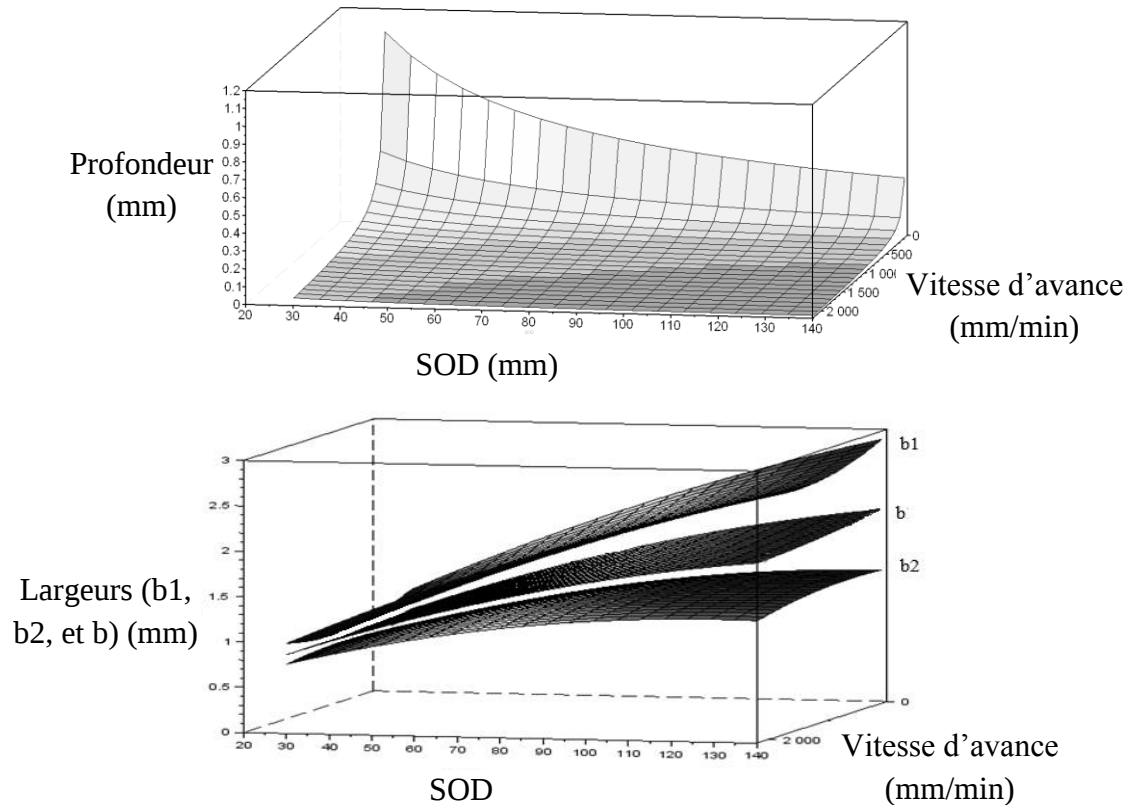


Figure 2.14 Relation entre les paramètres de largeur de GD et du model de Gauss simple
Commentaires sur la figure 2.16 :

- 1) Comme vu précédemment (§ 2.2.3.2) l'écart entre la Gauss simple et le profil mesuré (Figure 2.10) a montré l'existence d'une deuxième distribution dans le jet d'eau abrasif. La Figure 2.14 montre que plus la distance de tir (SOD) est grande, plus la zone B (Figure 1.28) sera grande comparée à la zone A. Par conséquent le profil de l'incision obtenu dans ce cas s'éloigne de la distribution Gaussienne simple. A l'inverse, plus le SOD est faible, plus la zone B sera réduite et plus la répartition des particules abrasives aura tendance à faire converger le modèle Gauss décomposé vers le modèle Gaussien simple utilisé dans la littérature [43][51][48]. L'approche utilisée dans ces travaux est néanmoins cohérente puisqu'ils ne considèrent que de faibles valeurs de SOD inférieures à 30mm pour lesquels il vient d'être établi que le modèle Gauss décomposé converge vers le modèle Gaussien.
- 2) La figure 2.16 montre que la moyenne des deux coefficients de largeur $b1$ et $b2$ du modèle Gauss décomposé est la valeur du coefficient de largeur b du modèle Gaussien initial. Cela laisse supposer que les deux distributions correspondants aux deux termes exponentiels de l'équation (2.4) sont dépendantes l'une de l'autre. En effet, cette liaison

peut s'expliquer en considérant l'équation de l'énergie cinétique déjà présentée Eq. (1.1). Considérant que l'énergie cinétique du jet est fournie par la pompe, elle peut être considérée constante. D'autre part, si l'eau transmet cette énergie cinétique à un nombre important de grains d'abrasif, donc à une masse importante, leur vitesse diminuera. A l'inverse, si le jet contient peu de grains d'abrasif, leur vitesse augmentera.

2.3.Débit d'enlèvement de matière

Le débit d'enlèvement de matière communément appelé MRR, pour Material Removal Rate en anglais, est un critère utile pour comparer des procédés d'usinage entre eux. Il permet également d'évaluer le rendement d'un procédé de fabrication et d'en donner un indice de performance économique.

Plusieurs études, présentées dans le chapitre 1 (§ 1.2.4.4), ont montré l'influence des paramètres d'usinage sur le MRR. Afin d'étudier cette influence sur le Ti6Al4V, une série d'expériences a été réalisée.

2.3.1. Expérimentations sur les incisions et sur le débit copeaux

Deux séries d'essais ont permis d'élaborer des modèles de prédiction des paramètres géométriques des incisions (a , b_1 , b_2) mais aussi de la surface à l'intérieur de l'incision (S) et du MRR. Elles ont été réalisées sur l'alliage de titane Ti6Al4V.

La première expérimentation dénombre 36 incisions en utilisant des paramètres variables et fixes présentés dans le Tableau 2.5.

Paramètres variables		Paramètres fixes					
Vf (mm/min)	SOD (mm)	Pas (mm)	Pressio n (bars)	Débit d'abrasif (g/min)	Diamètre de buse (mm)	Granulo métrie (meshs)	Diamètre du canon (mm)
300 → 3600	40-80-120	1	1000	430	0.33	80	1.016

Tableau 2.5 Donnée de l'expérience dénombrant 36 incisions

La deuxième expérimentation comporte 71 incisions, et les paramètres sont présentés dans le Tableau 2.6. A part un nombre d'essais plus important comparés à la première expérience, la deuxième expérience utilise un débit d'abrasif optimal pour chaque pression. Le choix du débit d'abrasif optimal sera expliqué dans le chapitre 3 (§ 3.3.2)

Paramètres variables					Paramètres fixes		
V_f (mm/min)	SOD (mm)	Pas (mm)	Pression P (bars)	Granulométrie Gr (meshs)	Diamètre de buse (mm)	Débit d'abrasif optimal (g/min)	Diamètre du canon (mm)
124→ 23000	40 et 100	0.6→1.8	1000 ; 2250 et 3500	120 et 220	0.254	128 ; 222 et 408	1.016

Tableau 2.6 Donnée de l'expérience dénombrant 71 incisions

A partir des résultats obtenus, les coefficients du model de GD (Eq. (2.4)) pour chaque essai ont été calculés. Ces paramètres géométriques des incisions sont présentés en annexe. A partir de ces valeurs, des modèles en fonction des paramètres variables peuvent être établis :

Le modèle de profondeur a et de largeur $b1$ et $b2$ de l'incision peuvent s'écrivent alors comme suit:

$$a = a0 * V_f^{a1} * SOD^{a2} * Gr^{a3} * P^{a4} \quad (2.10)$$

$$b1 = b10 * V_f^{b11} * SOD^{b12} * Gr^{b13} * P^{b14} \quad (2.11)$$

$$b2 = b20 * V_f^{b21} * SOD^{b22} * Gr^{b23} * P^{b24} \quad (2.12)$$

La largeur moyenne du modèle de GD, qui représente le profil de l'incision mesurée, peut aussi être modélisée:

$$bmoy = \frac{b1 + b2}{2} = f(V_f, SOD, P, gr) = bm0 * V_f^{bm1} * SOD^{bm2} * Gr^{bm3} * P^{bm4} \quad (2.13)$$

Avec $a0, a1, a2, a3, a4, bm0, bm1, bm2, bm3, bm4, b10, b11, b12, b13, b14, b20, b21, b22, b23$ et $b24$ les coefficients (Tableau 2.7) des quatre équations obtenues en utilisant la méthode des moindres carrés.

	Valeur des coef. de a modèle	Valeur des coef. de $b1$ modèle	Valeur des coef. de $b2$ modèle	Valeur des coef. de $bmoy$ modèle
Coef0	0,0526	0.24	0.62	0,4114
Coef1 (Vf)	-1,0176	-0.16	-0.005	-0,1001
Coef2 (SOD)	-0,7958	0.75	0.72	0,7371
Coef3 (Gr)	-0,4081	-0.29	-0.6	-0,4379

Coef4 (P)	1,8688	0.15	0.046	0,1046
Ecart moyen (%)	6%	5.7%	5.4%	4,4%

Tableau 2.7 Valeurs des modèles d'incisions calculées pour l'expérience 2

En utilisant la méthode des moindres carrés, les écarts, entre les paramètres géométriques (a , $b1$, $b2$ et $bmoy$) mesurés (issues des valeurs du modèle de Gauss Décomposé) et les paramètres géométriques modélisés (Eq. (2.10), (2.11), (2.12) et (2.13)), ont été calculés. Ces faibles écarts (Tableau 2.7) montrent que les modèles des paramètres géométriques de l'incision sont en bonne corrélation avec les valeurs mesurées issues du modèle GD (Figure 2.15).

La surface à l'intérieur de l'incision est obtenue en calculant l'intégrale de l'expression du modèle GD :

$$S_{mes} = \int_{-\infty}^{+\infty} a \left(e^{-\left(\frac{x}{b1}\right)^2} + e^{-\left(\frac{x}{b2}\right)^2} \right) dx = \frac{a}{2} * \sqrt{\pi} * b1 + \frac{a}{2} * \sqrt{\pi} * b2 \quad (2.14)$$

$$= \sqrt{\pi} * a_{mes} * bmoy_{mes}$$

$$S_{mod} = \sqrt{\pi} * a_{mod} * bmoy_{mod} \quad (2.15)$$

Le débit copeaux peut alors être calculé en multipliant la surface interne de l'incision (mm²) par la vitesse d'avance (mm/min) :

$$MRR_{mes} = S_{mes} * Vf = \sqrt{\pi} * a_{mes} * bmoy_{mes} * Vf \quad (2.16)$$

$$MRR_{mod} = \sqrt{\pi} * a_{mod} * bmoy_{mod} * Vf \quad (2.17)$$

2.3.2. Influence des paramètres opératoires sur les incisions et sur le MRR

2.3.2.1 Discussion sur les incisions :

La profondeur et la largeur de l'incision diminuent quand la vitesse d'avance augmente. Mais la profondeur décroît plus rapidement que la largeur quand Vf augmente (Figure 2.15-a). Par ailleurs, l'évolution s'inverse en fonction de la distance de tir. Quand le SOD augmente,

la profondeur diminue, mais plus faiblement que la largeur (Figure 2.15-b). L'évolution du SOD montre bien l'effet très important de la forme du jet sur la morphologie de l'incision.

2.3.2.2 Discussion sur le MRR :

Comme le montre la Figure 2.15, la surface (mm^2) de l'incision (Eq. (2.14)) diminue fortement lorsque V_f augmente. Le MRR, produit des deux paramètres surface S et vitesse d'avance V_f , suit aussi cette évolution. En effet la surface diminue plus vite que la vitesse d'avance.

Le SOD influe peu sur la surface de l'incision (Figure 2.15) puisque l'énergie du jet pour les valeurs de SOD étudiées varie peu. Afin de préciser ce point il faut considérer une vitesse d'avance donnée. Lorsque le SOD augmente, la profondeur diminue mais la largeur augmente dans la même proportion. Le produit de la profondeur a par la largeur b reste quasi constant.

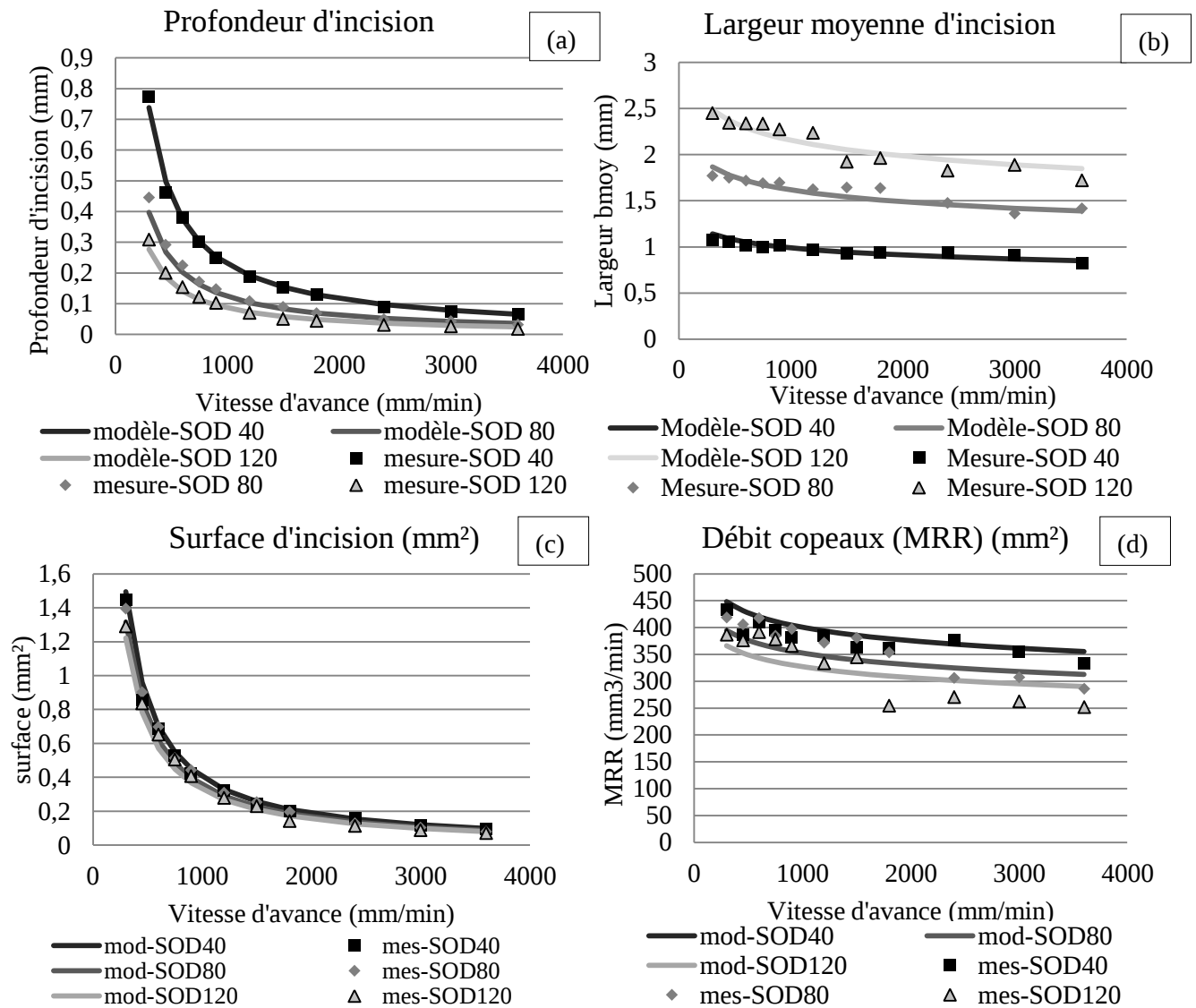


Figure 2.15 Evolution des réponses en fonction de la vitesse d'avance pour 3 valeurs de SOD

L'erreur moyenne entre la mesure et le modèle de surface et ceux du MRR est la même soit 9.4%. Ce faible écart valide la robustesse du modèle de Gauss Décomposé et de la fiabilité de la procédure proposée.

Pour expliquer les écarts qui peuvent être importants pour les grands SOD et Vf, il faut considérer un phénomène de déformation plastique latéral qui a lieu sur les bords des incisions (§ 1.2.4.1). De plus la rugosité (R_t proche de $50\mu\text{m}$) devient très importante par rapport à la profondeur de l'incision ($30\mu\text{m}$). Ainsi, la modélisation de l'incision manque de précision, et génère une erreur sur le MRR.

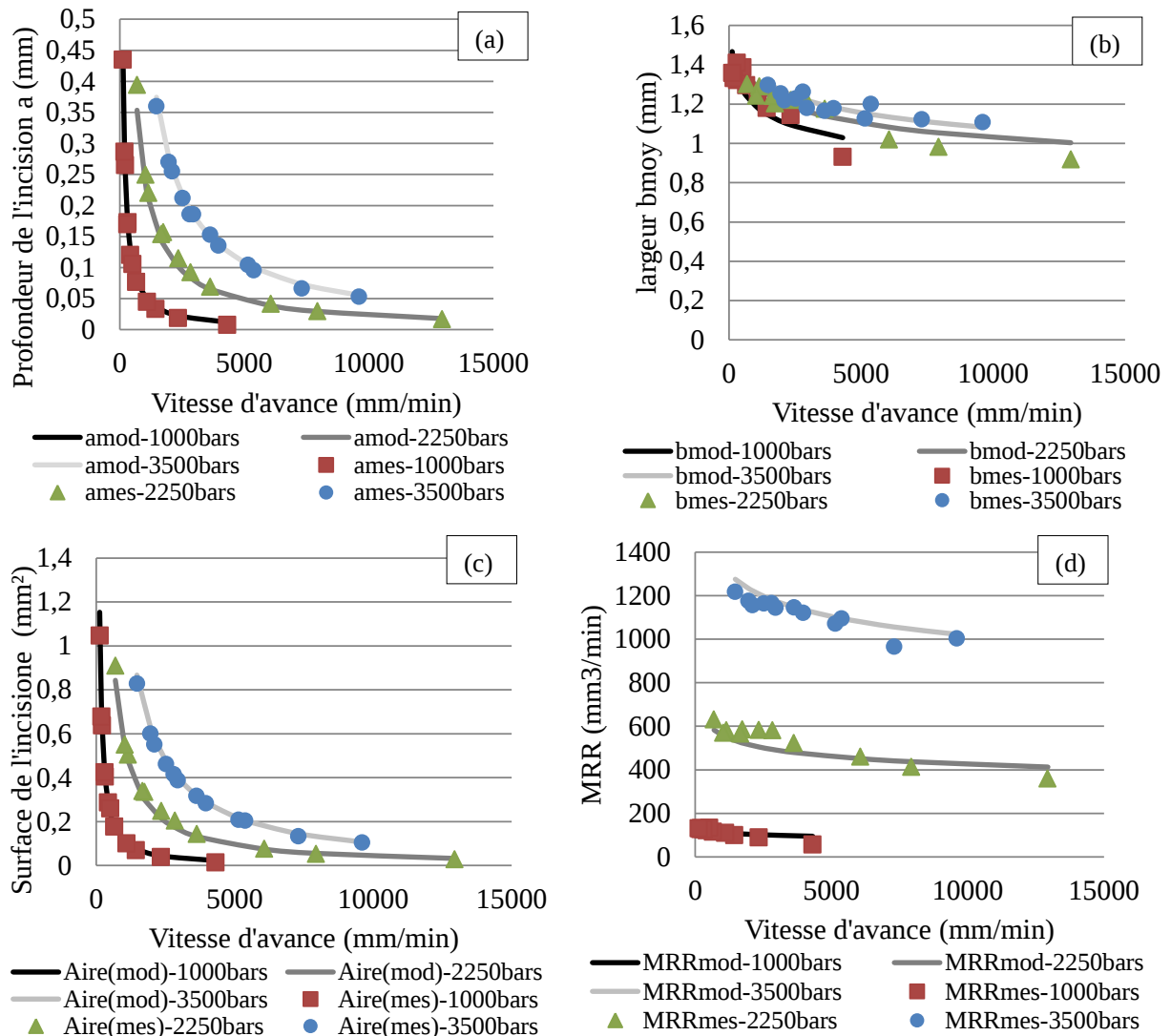


Figure 2.16 Evolution des réponses en fonction de la vitesse d'avance pour 3 valeurs de Pression avec SOD=100mm

La même expérience a été réalisée sur l'acier inoxydable 316L (norme AISI) [80]. Les résultats et les tendances de cette expérience sont très proches, ce qui montre que les mécanismes d'enlèvement de matière sont les mêmes en JEA, au moins pour ces deux métaux durs.

Comme le MRR varie plus avec la vitesse d'avance qu'avec SOD, pour obtenir un meilleur rendement, il faut choisir des vitesses d'avance faibles. Par exemple sur l'alliage de titane Ti6Al4V, en usinant des incisions à 300mm/min, le MRR est de 450mm³/min, mais pour Vf = 3600mm/min, le MRR est de 290mm³/min. Ce qui implique un gain de 35% dans le cas de l'usinage des incisions à faible vitesse d'avance. Pour une même vitesse d'avance 1200mm/min, le MRR passe de 333mm³/min à 370mm³/min en réduisant la distance de tir de 120mm à 40mm. Ainsi pour cette variation de SOD le gain en débit copeaux est de 10%.

En étudiant l'influence de la pression (Figure 2.16), il peut être observé que le MRR est fortement influencé par la pression. Par exemple sur le Ti6Al4V, en usinant à une vitesse d'avance de 4000mm/min, le MRR est 20 fois plus important pour une pression à 3500bars qu'à 1000bars. Cela s'explique par l'influence remarquable de la pression sur la profondeur de l'incision, celle-ci étant directement proportionnelle à la surface de l'incision.

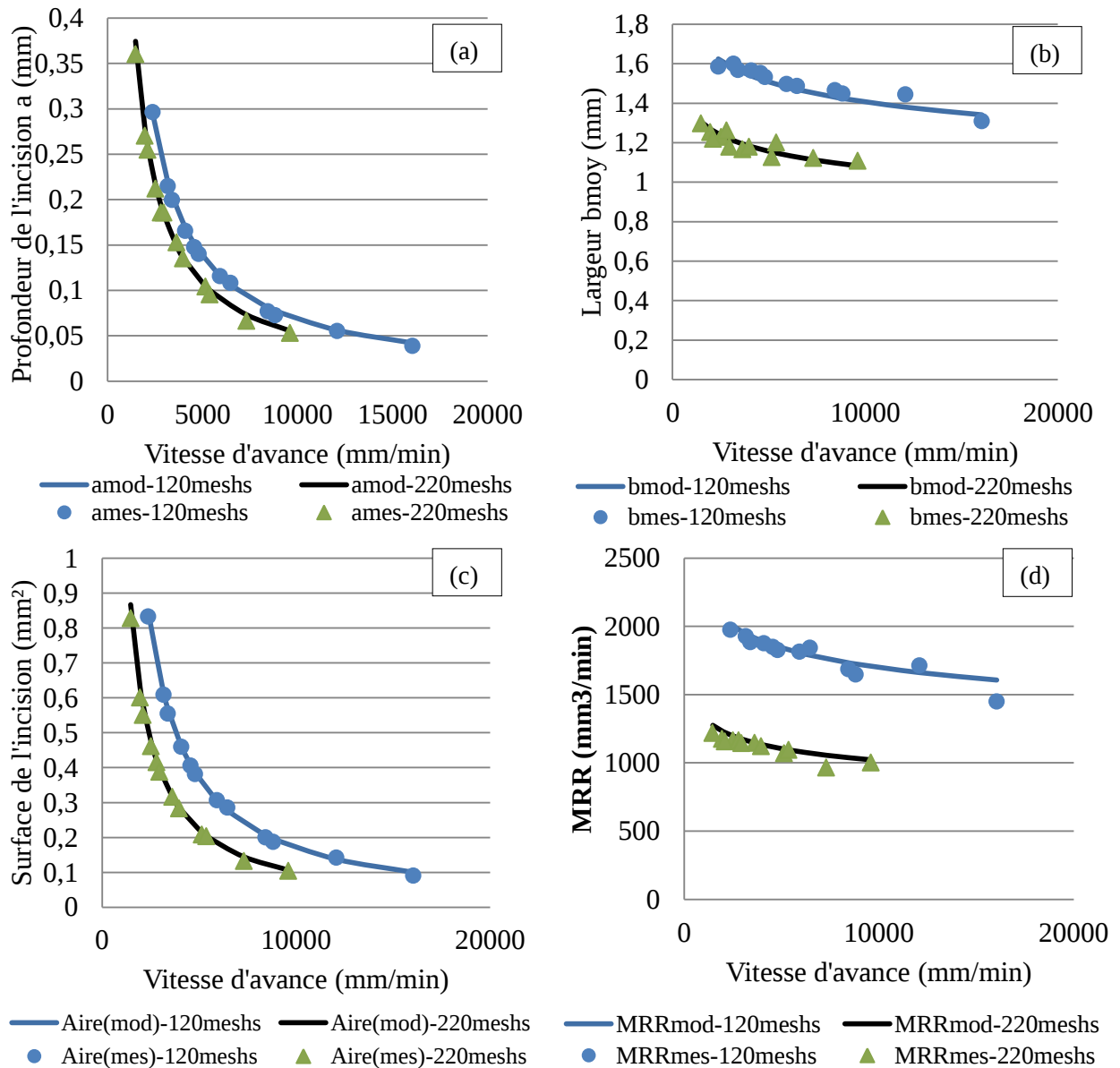


Figure 2.17 Evolution des réponses en fonction de la vitesse d'avance pour 2 valeurs de granulométrie pour SOD=100mm

Enfin l'étude de l'effet de la granulométrie sur le débit copeaux (Figure 2.17) montre que la dimension du grain d'abrasif est également importante sur le MRR même si cela reste dans une moindre mesure par rapport à la pression (80% de gain pour une même Vf) mais reste

plus influent que la distance de tir (10% de gain). Pour une vitesse fixe 2000mm/min, le gain en débit copeaux en passant du 120meshs à 220meshs est de 40%.

2.1.Conclusion

Ce chapitre a présenté une étude analytique sur des modèles théoriques permettant la modélisation du profil de l'incision. Un modèle théorique appelé Gauss Décomposé a été mis en place afin de prendre en compte la phénoménologie du jet d'eau abrasif plus particulièrement l'existence d'une distribution des vitesses et de la quantité d'abrasif dans le jet.

Par la suite, ce chapitre s'est focalisé sur l'étude des paramètres les plus influents en JEA et a présenté des modèles de prédiction de la géométrie de l'incision. Une étude sur le débit copeaux a pu être menée et a permis de classier par ordre d'importance l'influence des paramètres opératoires sur la productivité lors d'un usinage d'une incision. Pour résumer, en premier lieu intervient la pression du jet, ensuite la vitesse d'avance, puis la granulométrie et enfin la distance de tir. Il faut noter

	a (mm) (profondeur)	b moy (mm) (largeur)	Surface (mm ²)	MRR (mm ³ /min)
↑ Vf	↘ ↘ ↘	↘	↘ ↘ ↘	↘
↑ SOD	↘	↗ ↗ ↗	↘	↘
↑ pression	↗ ↗ ↗	↗ ↗	↗ ↗ ↗	↗ ↗ ↗
↑ Granulométrie	↘	↘ ↘	↘	↘ ↘

Tableau 2.8 Tableau récapitulatif de l'influence des paramètres machine

Tous ces éléments seront repris dans le chapitre suivant pour étudier et modéliser une poche en JEA. En effet il sera montré que, pour étudier une poche, il faut étudier la somme de plusieurs incisions consécutives décalées entre elles. Les résultats qui viennent d'être présentés sur les incisions seront alors exploités.

3. Chapitre 3 : Usinage des poches en JEA

3.1 Introduction

La partie bibliographique (chapitre 1) et les études sur les incisions (chapitre 2), ont permis de présenter explicitement les mécanismes et les tendances liés à l'usinage non débouchant (UND) par jet d'eau abrasif. La modélisation des incisions présentée dans le chapitre 2 ouvre la voie à l'étude approfondie de la réalisation de poche. Bien que le jet d'eau abrasif ait été à l'origine développé pour découper différents types de matériaux, il est possible de réaliser des usinages en contrôlant précisément la profondeur de coupe.

L'UND par JEA est un processus complexe influencé par les paramètres de pilotage du processus : hydraulique, dynamique, et cinématique. Certains d'entre eux peuvent être contrôlés et d'autres restent difficiles à maîtriser. Les paramètres tels que le débit d'abrasif, la granulométrie, la vitesse d'avance, la distance de tir et la pression du jet d'eau sont les paramètres contrôlables qui seront étudiés dans cette partie.

Le but de ce chapitre est de présenter une modélisation de poches sur les métaux durs par JEA dans un large domaine d'étude, de prédire la géométrie des poches en fonction de tous les paramètres contrôlables de la machine et enfin proposer une méthodologie d'expérimentation de l'UND par JEA applicable à d'autres matériaux.

3.2 Usinage de poches en JEA

Une poche peut être réalisée à partir d'un jet d'eau abrasif effectuant une succession de passages. Deux types de poches peuvent être réalisés : les poches aux bords fermés et les poches aux bords ouverts.

3.2.1 Poches aux bords fermés

Pour usiner des poches aux bords fermés deux solutions sont envisageables : usinage avec un masque de protection ou un usinage en démarrant en plein matière.

3.2.1.1 Usinage de poches avec l'utilisation de masques de protection

Comme il a été présenté au chapitre 1 (§1.2.4.5), l'utilisation des masques sur les métaux durs engendre des problèmes d'usinage. Afin de vérifier l'efficacité de l'usinage par JEA en utilisant des masques sur du Ti6Al4V, un essai d'usinage de poche avec masque a été réalisé sur cet alliage (Figure 3.1).

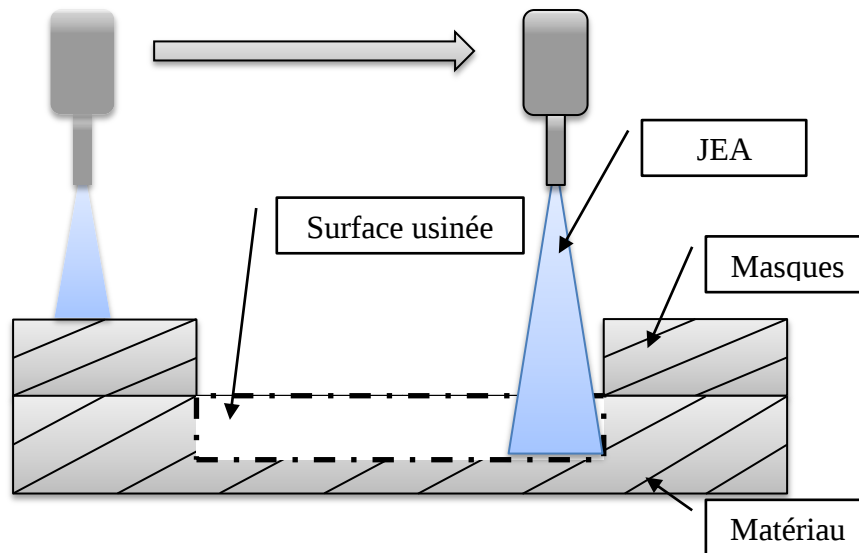


Figure 3.1 Schéma représentant l'usinage avec masque

La plaque et le masque utilisés sont du même matériau Ti6Al4V (Figure 3.1). L'épaisseur de la plaque est de 3 mm identique à l'épaisseur du masque.

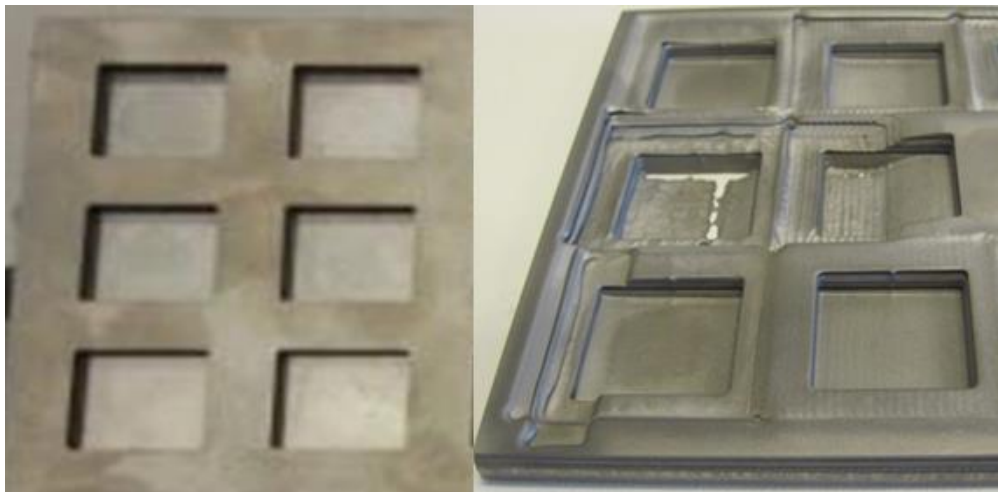


Figure 3.2 Usinage non débouchant du Ti6Al4V avec masques

Il est confirmé (Figure 3.2) que certains problèmes subsistent lors de l'usinage du titane avec l'utilisation d'un masque du même matériau et ayant la même épaisseur de la plaque à usiner :

- Cette technique demande un temps important de préparation et d'installation du masque.
- Les masques sont usés dès la première utilisation. La réduction de l'épaisseur du masque, lors de l'usinage du Ti6Al4V, nécessite de choisir un matériau encore plus dur que le titane afin d'assurer sa protection. Dans les deux cas, les consommables liés à cette technique d'usinage engendrent des coûts significatifs.

- L'usinage non débouchant des métaux durs, en utilisant des masques, peut engendrer des irrégularités de surfaces dues à la réflexion du jet lors de son contact avec le masque.

Ces problèmes incitent à opter pour un usinage sans masque et à développer des solutions correspondantes.

3.2.1.2 Usinage de poches avec départ en pleine matière

Ce type d'usinage est plus compliqué que l'usinage avec masques dans la mesure où le jet doit forcément démarrer et s'arrêter en pleine matière (Figure 3.3). Dans ce cas, des zones plus profondes, dues au départ et à l'arrêt du jet apparaissent sur la surface usinée. Ces surprofondeurs apparaissent aussi lors du changement de direction du jet (Figure 3.3). Les problèmes liés à la stabilisation du jet et à la cinématique machine (l'accélération) seront étudiés dans le prochain chapitre.

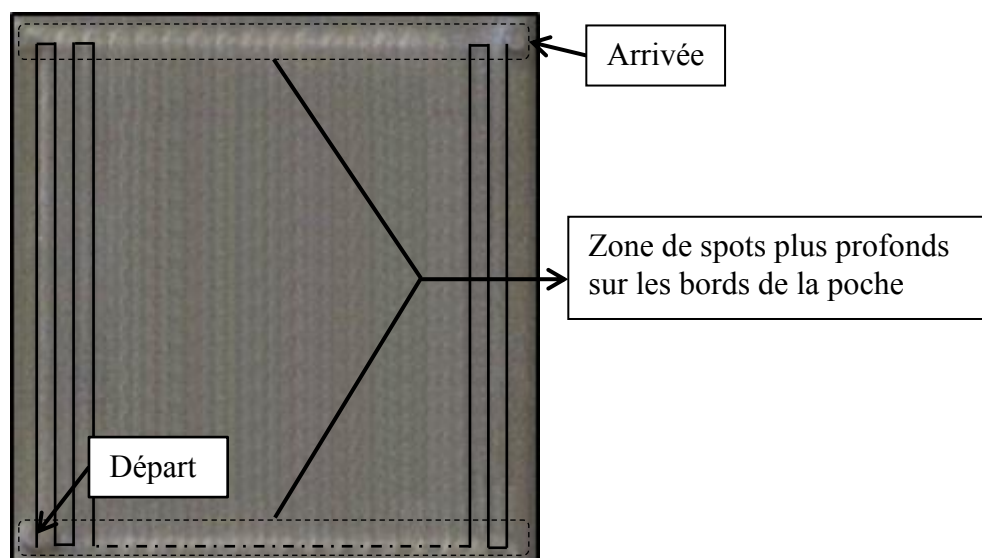


Figure 3.3 Poche à bords fermés avec un démarrage en plein matière

3.2.2 Les poches à bords ouverts :

L'usinage de poches à bords ouverts consiste à démarrer et arrêter le jet d'eau abrasif en dehors de la pièce et à effectuer des balayages parallèles (Figure 3.4). Ces poches possèdent alors deux bords libres permettant de dégager le JEA. Ce type de poche constitue un support d'étude qui élimine, dans un premier temps, les problèmes de démarrage et de changement de direction du jet ainsi que ceux de la cinématique de la machine. Pour cette raison, ce chapitre traitera uniquement de ce type de poches. Les autres configurations d'usinage feront l'objet du chapitre 4.

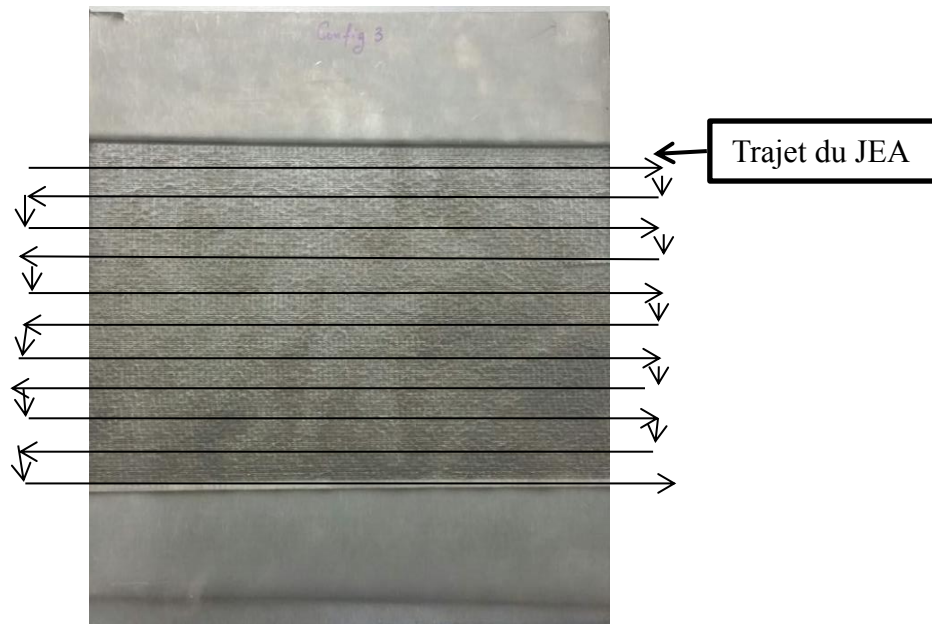


Figure 3.4 Poche à bords ouverts

3.2.3 Sommation des incisions

3.2.3.1 Principe

Par définition, une poche à profondeur constante réalisée en JEA est la succession de plusieurs incisions décalées d'une distance constante que l'on appelle « pas de balayage » (Figure 3.5). La poche obtenue est donc la somme des incisions réalisées successivement et cette approche sera nommée dans ce qui suit « sommation » ou « principe de sommation ». Les mécanismes qui apparaissent lors de la réalisation de la poche sont donc reliés à ceux qui apparaissent dans la réalisation d'une incision et cette relation sera détaillée dans la suite de ce chapitre. Afin de cerner l'influence du pas de balayage, deux cas éloignés peuvent être observés (Figure 3.5). Tout d'abord, lorsque le *pas de balayage* est grand, les incisions ne se chevauchent que très peu et le fond de la poche comporte une trace de chaque passage. Une ondulation est donc visible au fond de la poche. Ensuite pour un pas de balayage petit, les incisions ont tendance à se superposer et le fond de la poche tend vers une surface plane.

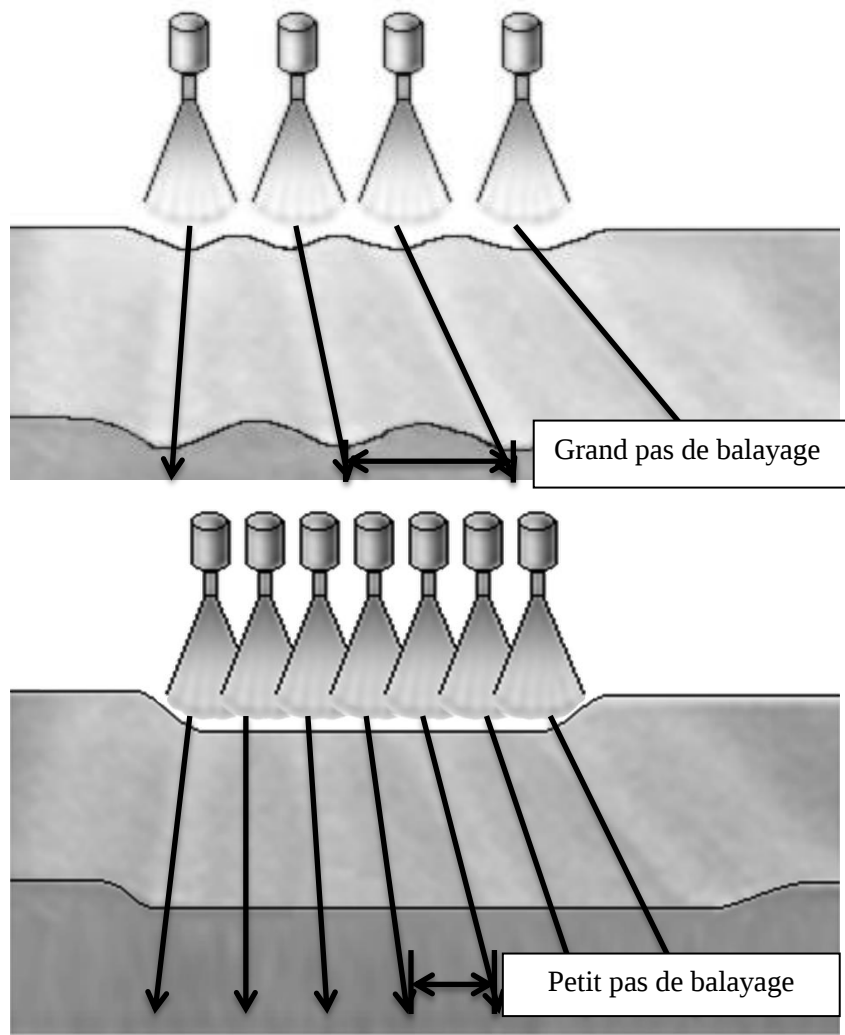


Figure 3.5 Définition d'une poche

Enfin pour illustrer le principe de sommation de manière graphique, la Figure 3.6 montre une incision modélisée, les passages successifs qui constituent le balayage, le profil de la poche correspondante obtenu par sommation et la poche mesurée qui a été effectivement réalisée. La poche représentée est obtenue avec une vitesse d'avance de 300mm/min, une distance de tir de 100mm et une pression de 1000bars. C'est le résultat de la sommation de 13 incisions avec un pas de décalage de 1.5mm. L'ensemble des mesures ont été effectuées à l'aide du profilomètre optique « Alicona » présenté au chapitre 2.

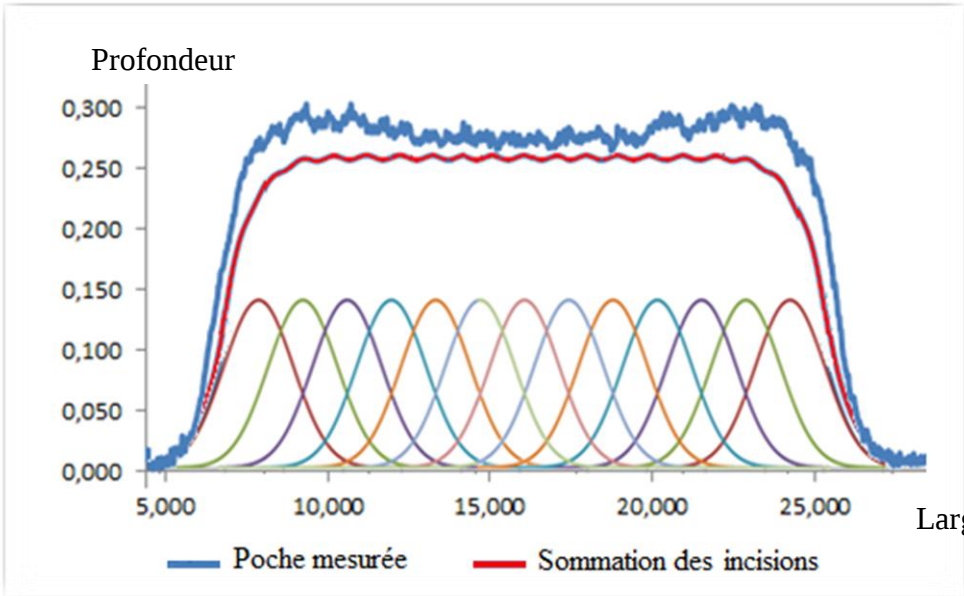


Figure 3.6 Poche mesurée et sommation de l'incision correspondante

Un écart de l'ordre de 10% est observé entre le fond de la poche mesurée et le profil obtenu par la sommation des incisions. Cet écart causé par un nouveau phénomène physique d'enlèvement de matière n'ayant pas lieu lors de l'usinage d'une incision mais se manifeste lors du chevauchement des incisions décalées. Il est également possible que ce phénomène pourrait exister lors d'un passage unitaire du jet, mais qu'il soit amplifié lors de la succession de ce dernier.

3.2.3.2 Modèle de sommation

Le modèle de sommation consiste à faire la somme des modèles qui correspondent au mieux au profil de l'incision mesuré. D'après le chapitre 2 (§ 2.2.1), l'équation du modèle représentant le mieux une incision est le modèle de Gauss Décomposé (Eq. (2.2)). La sommation des incisions modélisées, donc la somme du modèle GD, permet d'obtenir l'équation (Eq. (3.1)) :

$$h_{sommation} = \sum_{i=0}^{n-1} \frac{a}{2} * (e^{-\left(\frac{x-i*pas}{b1}\right)^2} + e^{-\left(\frac{x-i*pas}{b2}\right)^2}) \quad (3.1)$$

Avec « i » l'indice qui définit le numéro de l'incision pour une poche usinée en « n » passages décalés du pas.

L'équation du modèle de sommation peut être écrite autrement (Eq. (3.3)):

$$Aire_{poché} = h_{poché} * (n * pas) = n * Aire_{incision} = n * \sqrt{\pi} * a * bmoy \quad (3.2)$$

$$\text{Ainsi } h_{\text{som}} = \sqrt{\pi} * a * \frac{b_{\text{moy}}}{p} \quad (3.3)$$

L'écart entre une poche mesurée et le modèle de sommation est simplement dû à un nouveau mécanisme d'enlèvement de matière qui se manifeste lors de l'usinage de poches.

Dans le but de comprendre ce phénomène et de caractériser l'écart entre la sommation des incisions et la poche usinée, une série d'expériences a été réalisée.

3.3 Réalisation de poches

Deux plans d'expériences ont été effectués afin de comprendre la phénoménologie de l'usinage des poches par JEA. Le premier a été défini dans le but de discerner les mécanismes d'enlèvement de matière ayant lieu au cours de l'usinage des poches. Le deuxième plan a conduit à la mise en place d'un modèle d'écarts, entre les mesures et les modèles de sommations, en fonction des paramètres impliqués lors de l'usinage.

3.3.1 Caractérisation des mécanismes d'enlèvement de matière lors de l'usinage de poches

Le premier plan d'expérience a été réalisé sur l'alliage de Titane Ti6Al4V. Ce plan traite un grand domaine de paramètres JEA, comprenant 11 valeurs différentes de vitesse d'avance et 3 valeurs de distance de tir. Il dénombre ainsi 33 incisions (chapitre 2-(Tableau 2.1)) et 33 poches correspondantes.

Les incisions et les poches sont usinées sur des éprouvettes en Titane d'épaisseur 3mm. Les valeurs de profondeurs de et de largeurs des incisions obtenues sont dressées dans le Tableau 6.1 (Annexes 6.1). Ce tableau comprend aussi les valeurs de profondeurs des poches mesurées et celles obtenues par le modèle de sommation ainsi que les écarts relatifs entre elles.

Remarque importante : le modèle Gauss décomposé (Eq. (2.4)) présenté au chapitre 2 utilise deux coefficients de largeur b_1 et b_2 et permet d'améliorer la performance de la modélisation des incisions. Dans le cas de l'usinage de poches, les modèles mis en place utiliseront un coefficient de largeur moyen noté b_{moy} qui caractérise la même surface d'incision et donc le même enlèvement de matière.

3.3.1.1 Modèle de prédiction de profondeur de poches par sommation des incisions

Le modèle de prédiction d'une poche réalisée en JEA est lié au modèle de l'incision. Pour cela, à partir des résultats obtenus, un modèle type puissance (Eq. (3.4)) est réalisé pour

corrélér les coefficients « a » et « b 1 » et « b2 » des incisions modélisées avec la vitesse d'avance et la distance de tir. La méthode utilisée est celle des moindres carrés.

Comme vu en chapitre 2, trois modèles de puissance sont utilisés pour caractériser l'incision de base de chaque poche (modèle de a de $b1$ et de $b2$). En utilisant ces modèles et l'équation (3.1) qui traduit le principe de sommation le modèle de prédiction de la profondeur de poche (h_{mod}) s'écrit alors comme suit :

$$h_{mod} = \sum_{i=0}^{n-1} \frac{a_0 * V_f^{a1} * SOD^{a2}}{2} * \left(e^{-\left(\frac{x-i*pas}{b_{10}*V_f^{b11}*SOD^{b12}}\right)^2} + e^{-\left(\frac{x-i*pas}{b_{20}*V_f^{b21}*SOD^{b22}}\right)^2} \right) \quad (3.4)$$

Afin de s'affranchir des problèmes de répétabilités, deux poches ($V_f=1500\text{mm/min}$, 1800mm/min et $SOD=40\text{mm}$ et $pas=1\text{mm}$ pour les deux) et leur incision correspondante ont été usinées à une semaine d'intervalle. Il apparaît un écart relatif de 5% entre les profondeurs des incisions et un écart relatif de 1% seulement entre les profondeurs des poches. Il en résulte donc que :

- La répétabilité en usinage de poche est satisfaisante et permet, le cas échéant, de réaliser les expérimentations en plusieurs étapes.
- L'écart relatif entre les profondeurs d'incisions est plus important mais n'a pas d'incidence sur la profondeur des poches. Un effet de moyenne dû à un nombre important d'incisions se produit lors de l'usinage des poches.

En utilisant l'Eq. (3.4) la profondeur des poches peut être calculée pour un pas donné et le graphe de sa variation en fonction de la vitesse d'avance peut être tracé. La (Figure 3.7) présente les profondeurs calculées et les profondeurs mesurées sur les poches usinées. L'évolution suit la même tendance que celle de la profondeur de l'incision (Figure 2.15) et il peut être noté que la vitesse d'avance V_f est bien plus influente sur la profondeur que le SOD.

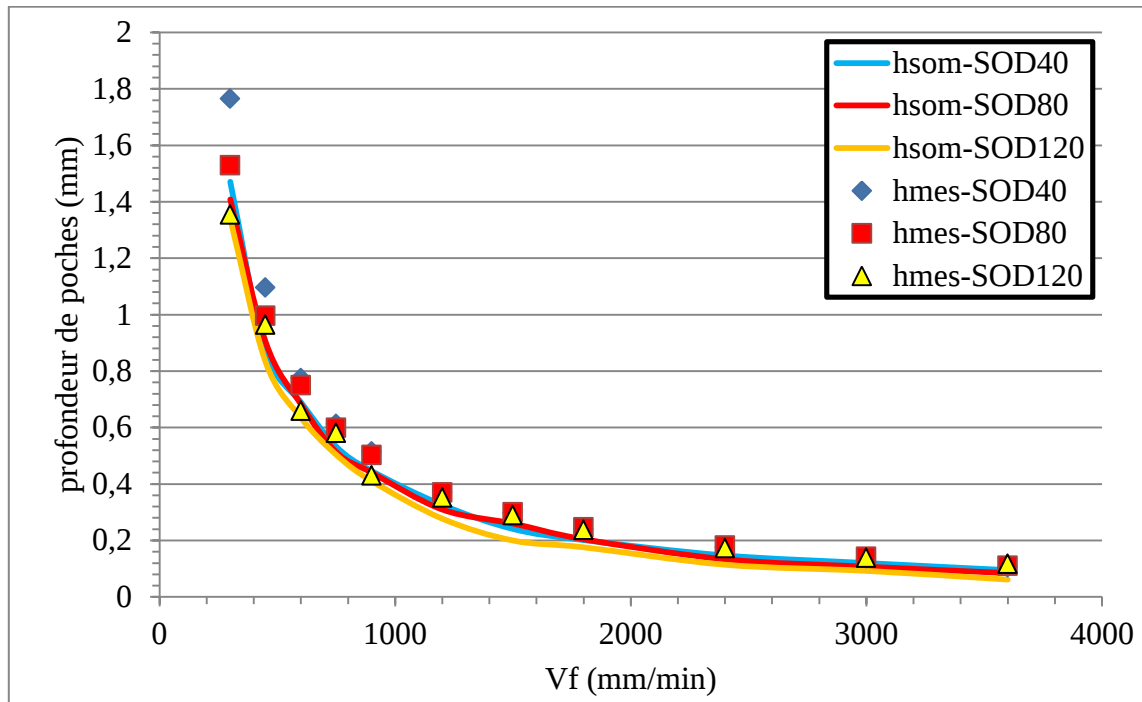


Figure 3.7 Evolution de la profondeur de poche en fonction de la vitesse d'avance

Pour chaque valeur de profondeur il a été calculé:

- l'écart absolu, c'est-à-dire de la différence entre la profondeur calculée et la profondeur mesurée,
- L'écart relatif, c'est-à-dire la différence entre la profondeur calculée et la profondeur mesurée divisée par la profondeur mesurée.

Ces écarts sont tracés respectivement dans la Figure 3.8 et la Figure 3.9. La moyenne des écarts relatifs entre les profondeurs mesurées et celles issues du modèle de sommation est de 19% avec un écart maximal de 55%.

La courbe de l'écart absolu, met en évidence une zone d'écart assez importante comparée aux autres points du domaine. Cette zone correspond aux vitesses d'avance les plus faibles donc aux incisions les plus profondes. Dans ce cas le mécanisme de micro-incision vu au chapitre 1 est prépondérant.

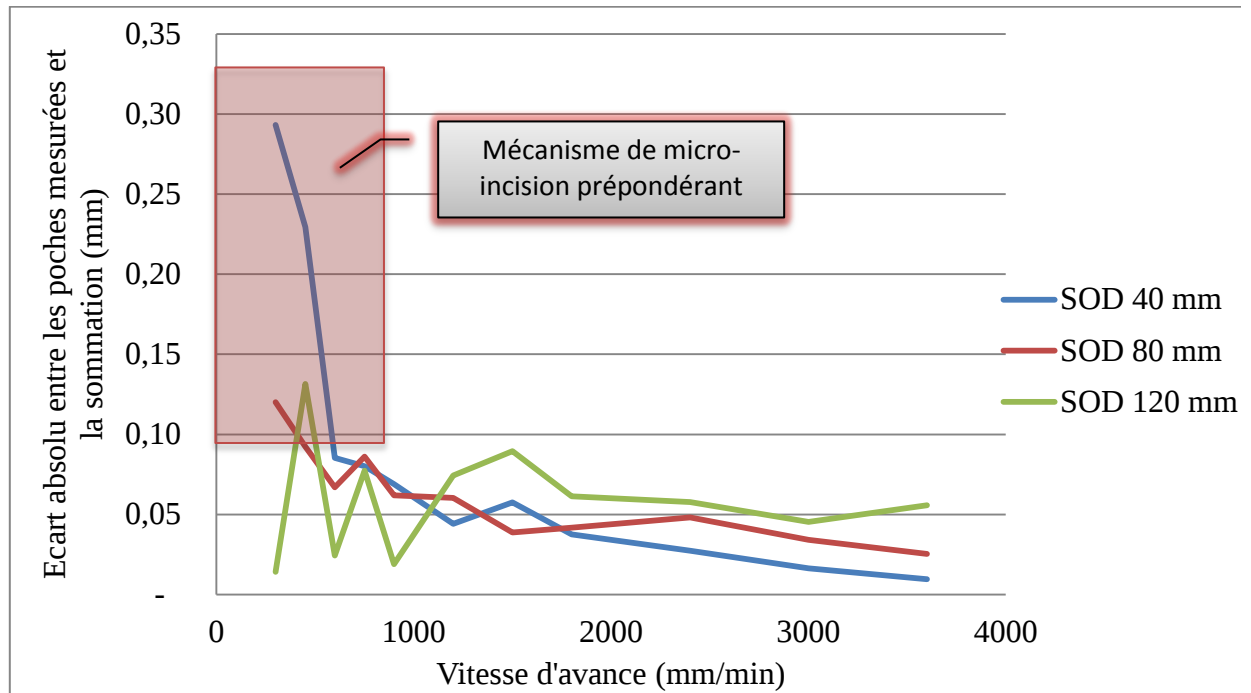


Figure 3.8 Ecart absolu en fonction de la vitesse d'avance pour 3 niveaux de SOD

D'autre part, la courbe de l'écart relatif montre aussi une zone particulière où les écarts sont nettement plus importants (Figure 3.9).

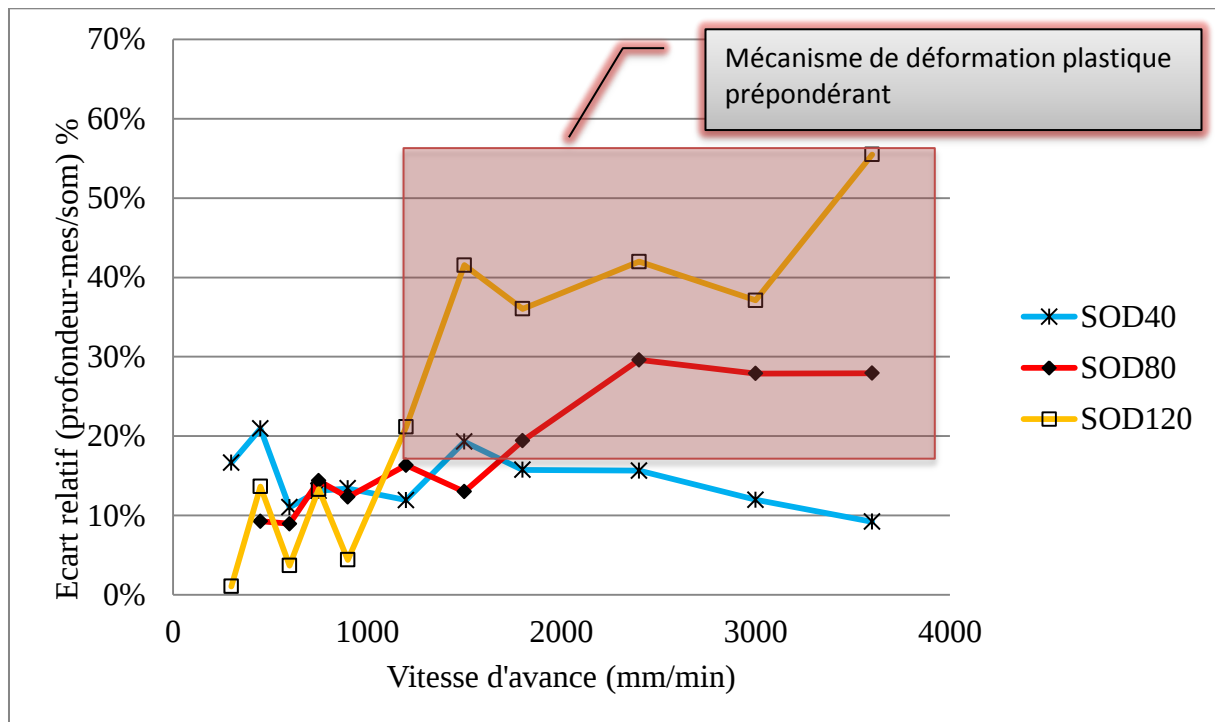


Figure 3.9 Ecart relatif en fonction de la vitesse d'avance pour 3 niveaux de SOD

3.3.1.2 Analyse des mécanismes d'enlèvement de matières lors de l'usinage des poches

Les zones contenant les plus grands écarts correspondent à une prépondérance du mécanisme de micro-incision (Figure 3.8) et de déformation plastique (Figure 3.9). Entre ces deux zones le mécanisme d'impact, qui est naturellement présent en usinage par JEA, est prépondérant. Le pas de balayage est constant tout au long de l'expérience. Lorsque la vitesse d'avance est faible, les incisions sont profondes et le recouvrement est faible (Figure 3.10-a). D'autre part lorsque la vitesse d'avance et la distance de tir sont importantes, les incisions sont peu profondes. Le recouvrement entre les incisions est donc important et la faible profondeur permet aux grains d'abrasif de s'échapper de façon quasi horizontale. Ils repoussent alors de la matière par déformation plastique. Ce mécanisme est très visible sur les incisions réalisées dans ce domaine (Figure 3.10-b).

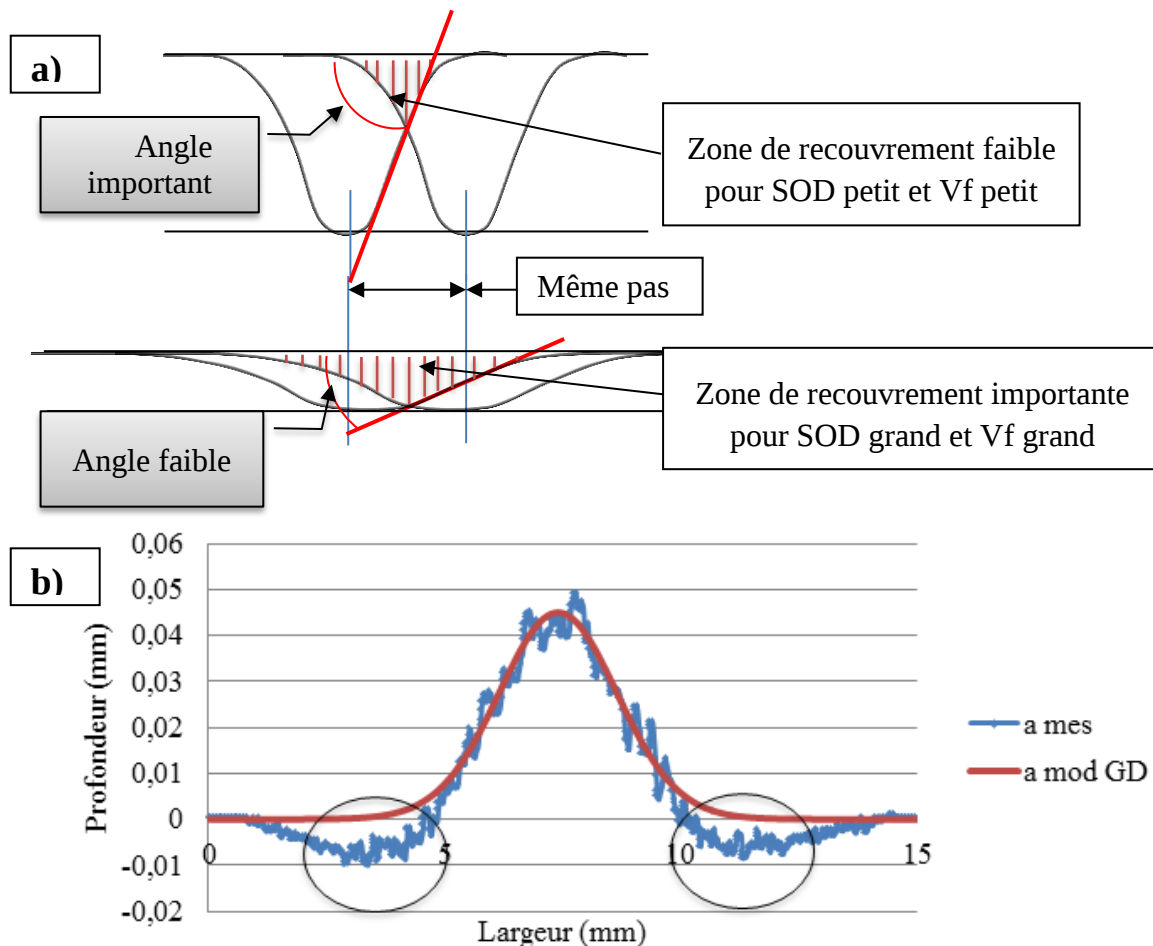


Figure 3.10 Recouvrement et déformation plastique

3.3.2 Modélisation de l'écart de profondeurs des poches

3.3.2.1 Identification du débit d'abrasif optimal

Le débit d'abrasif est une fonction affine de l'air de l'orifice de passage de l'abrasif donc varie avec le carré du diamètre de la pastille d'abrasif (Figure 1.13). Afin de vérifier cette hypothèse, une expérience basée sur trois marques d'abrasif différentes : GMA (120 meshes), SiC (150 meshes) et Barton (220meshs) montre la variation du débit d'abrasif en fonction du diamètre de pastille pour différents abrasifs (Figure 3.11).

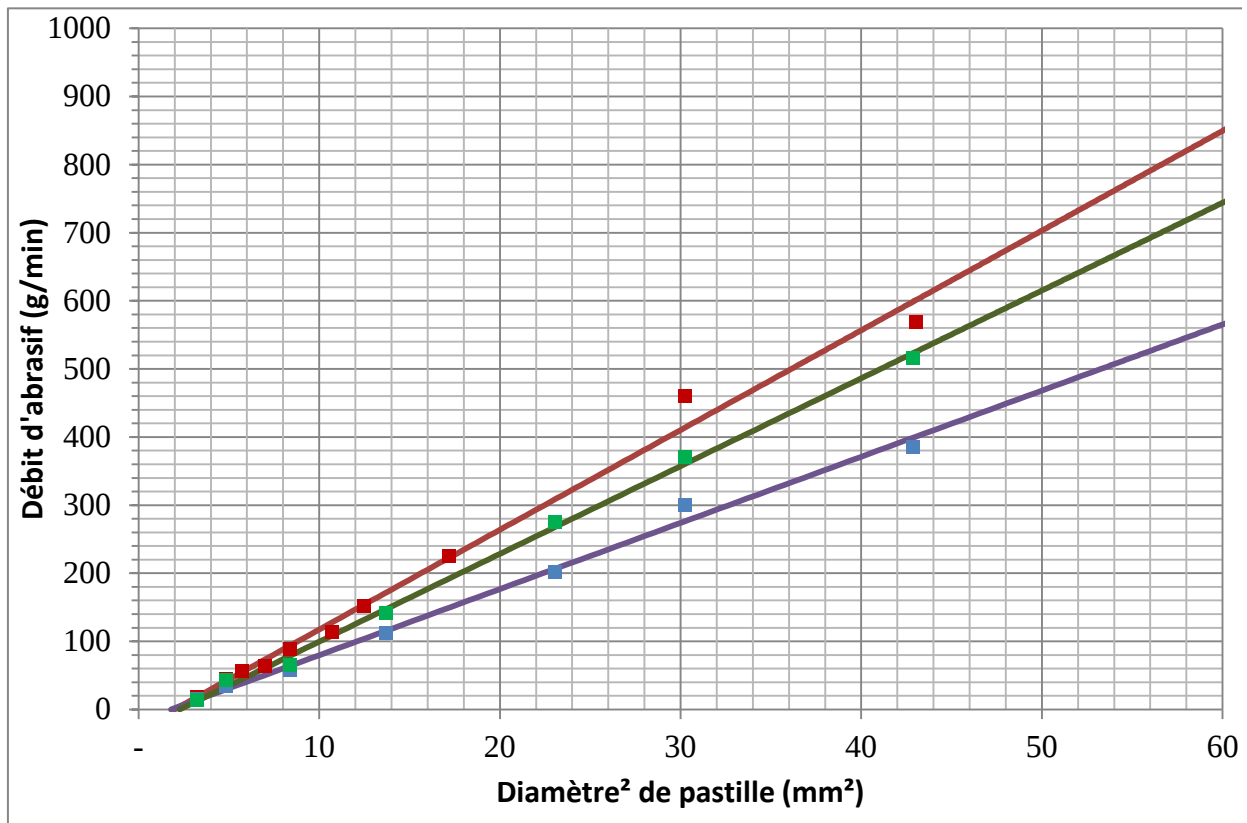


Figure 3.11 Evolution du débit d'abrasif en fonction du diamètre au carré de pastille

Pour modéliser la relation entre le débit d'abrasif et le diamètre de la pastille (Figure 3.11) des modèles ont été établis :

$$Da = d0 * Dp^2 + d1 \quad (3.5)$$

Dans cette expression, $d0$ et $d1$ sont des variables qui dépendent de la nature et des dimensions des particules abrasives, Dp est le diamètre de la pastille et Da le débit d'abrasif.

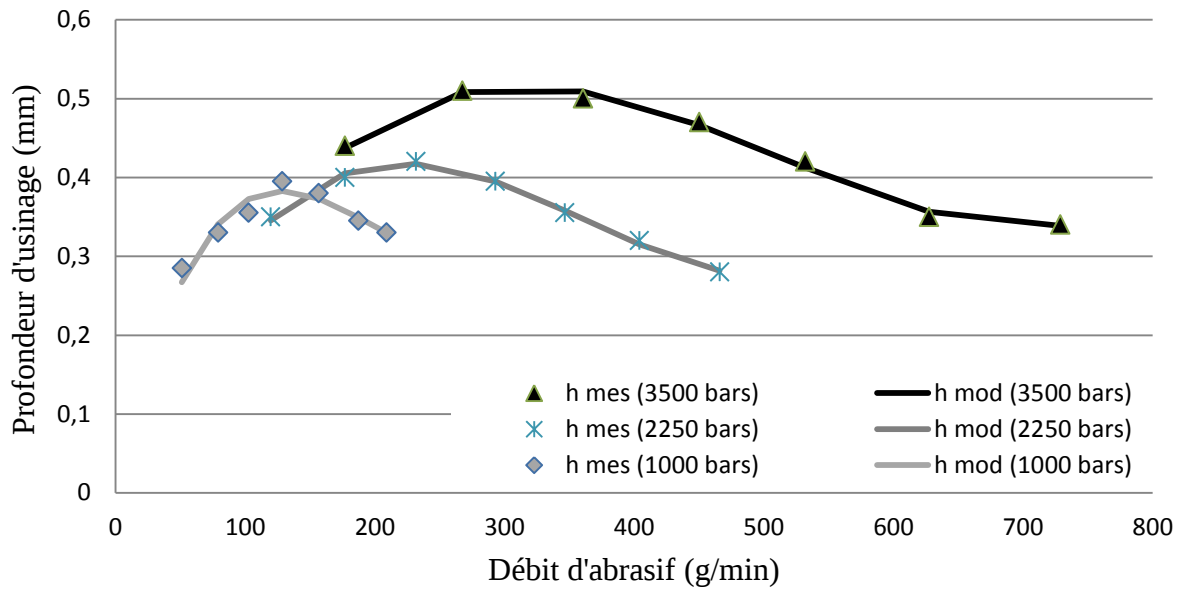


Figure 3.12 Evolution de la profondeur (mm) en fonction du débit d'abrasif (g/min)

La Figure 3.12 montre les profondeurs mesurées h_{mes} et modélisées h_{mod} (Eq. (3.6)) en fonction du débit d'abrasif (abrasif carbure de silice 220mesh) pour différentes pressions.

$$h_{mod} = a_0 * Da + a_1 * Da^2 + a_2 * Da^3 \quad (3.6)$$

Avec a_0 , a_1 et a_2 les constantes de l'équation identifiées pour chaque valeur de pression (Tableau 3.1).

Pression (bar)	a_0	a_1	a_2
1000	$7*10^{-3}$	$-4*10^{-5}$	$7*10^{-8}$
2250	$4.5*10^{-3}$	$-1.5*10^{-5}$	$1.3*10^{-8}$
3500	$3.8*10^{-3}$	$-0.9*10^{-5}$	$0.6*10^{-8}$

Tableau 3.1 Valeurs des constantes de l'équation de h_{mod}

Ces courbes montrent qu'il existe un débit d'abrasif optimal pour chaque pression :

- Pour 1000 bars le $Da(opt)$ est de 128 g/min qui correspond à une pastille de diamètre 3.5mm.
- Pour 2250 bars le $Da(opt)$ est de 222 g/min qui correspond à une pastille de diamètre 4.4mm.
- Pour 3500 bars le $Da(opt)$ est de 313g/min qui correspond à une pastille de diamètre 5.2mm.

Ces courbes montrent que pour les mêmes paramètres de la machine, un débit d'abrasif faible réduit la profondeur usinée, et de même si le débit est très grand.

3.3.2.2 Expérimentation

Le deuxième plan d'expérience complet réalisé sur le Ti6Al4V réunit des variations de tous les paramètres machines (Tableau 3.2). Ce plan d'expérience dénombre 71 incisions et 71 poches correspondantes.

Paramètres variables					Paramètres fixes	
Vf (mm/min)	SOD (mm)	Pression (bars)	Granulométrie (meshs)	Pas (mm)	Diamètre de buse (mm)	Diamètre du canon (mm)
66 → 23000	40- 100	1000→3500	120-220	0.6- 1.8	0.254	1.016

Tableau 3.2 Données d'entrée variables et fixes du deuxième plan d'expérience

Le débit d'abrasif (Da) choisi dans cette expérience est le débit d'abrasif optimal $Da(opt)$ qui varie en fonction de la pression et de la granulométrie utilisée (Figure 3.13).

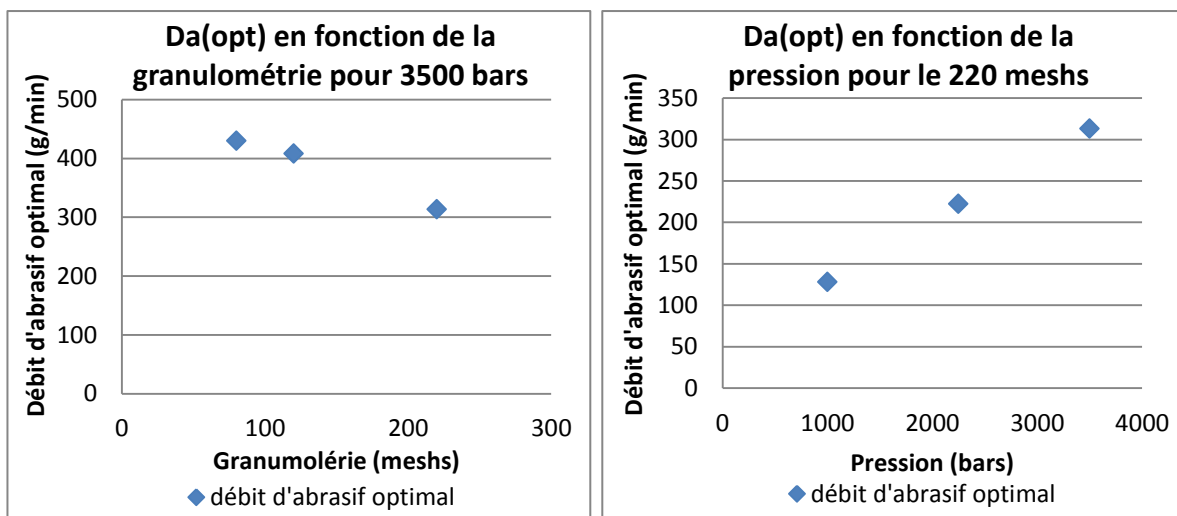


Figure 3.13 A gauche : Evolution du $Da(opt)$ en fonction de la granulométrie
A droite : Evolution du $Da(opt)$ en fonction de la pression

3.3.2.3 Résultats de l'expérience

Une fois modélisées, les incisions théoriques sont sommées. Leur sommation est comparée au profil des poches mesurées. Les résultats de l'expérience sont présentés dans le Tableau 6.2 (Annexes 6.2) et dans la Figure 3.14.

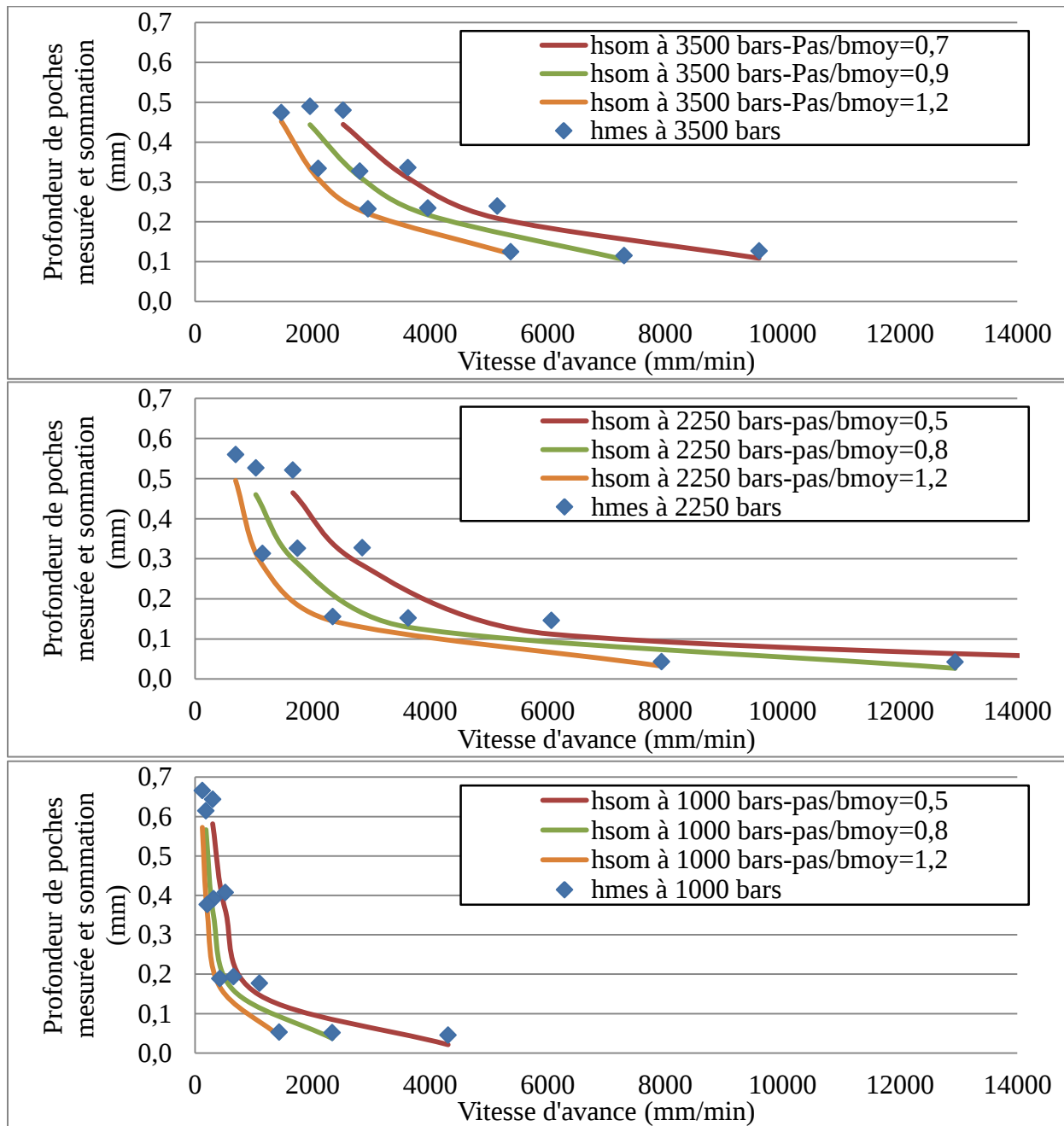


Figure 3.14 Evolution de la profondeur des poches en fonction de la vitesse d'avance pour 3 valeurs de pressions différentes

La figure 3.16 fait apparaître une bonne concordance des profondeurs mesurées et calculées par sommation mais des écarts non négligeables peuvent être observés sur certains

points. Il est donc important de s'y intéresser et de mettre en place une méthode de compensation afin d'aboutir à un modèle prédictif performant.

3.3.2.4 Analyse des écarts entre la mesure et la modélisation des poches

L'Ecart entre les profondeurs de poches issues de la sommation des incisions (Figure 3.15-a) et celles des poches mesurées dépend de plusieurs paramètres: la vitesse d'avance V_f , la distance de tir SOD , la pression P , la granulométrie Gr et le pas de balayage pas .

En minimisant la somme des écarts au carré entre la courbe de sommation des incisions et le profil de la poche mesurée en ne modifiant que le paramètre de profondeur de l'incision a , nous pouvons accéder au profil de l'incision souhaitée (Figure 3.15-a) c'est-à-dire celle qui produirait la poche mesurée.

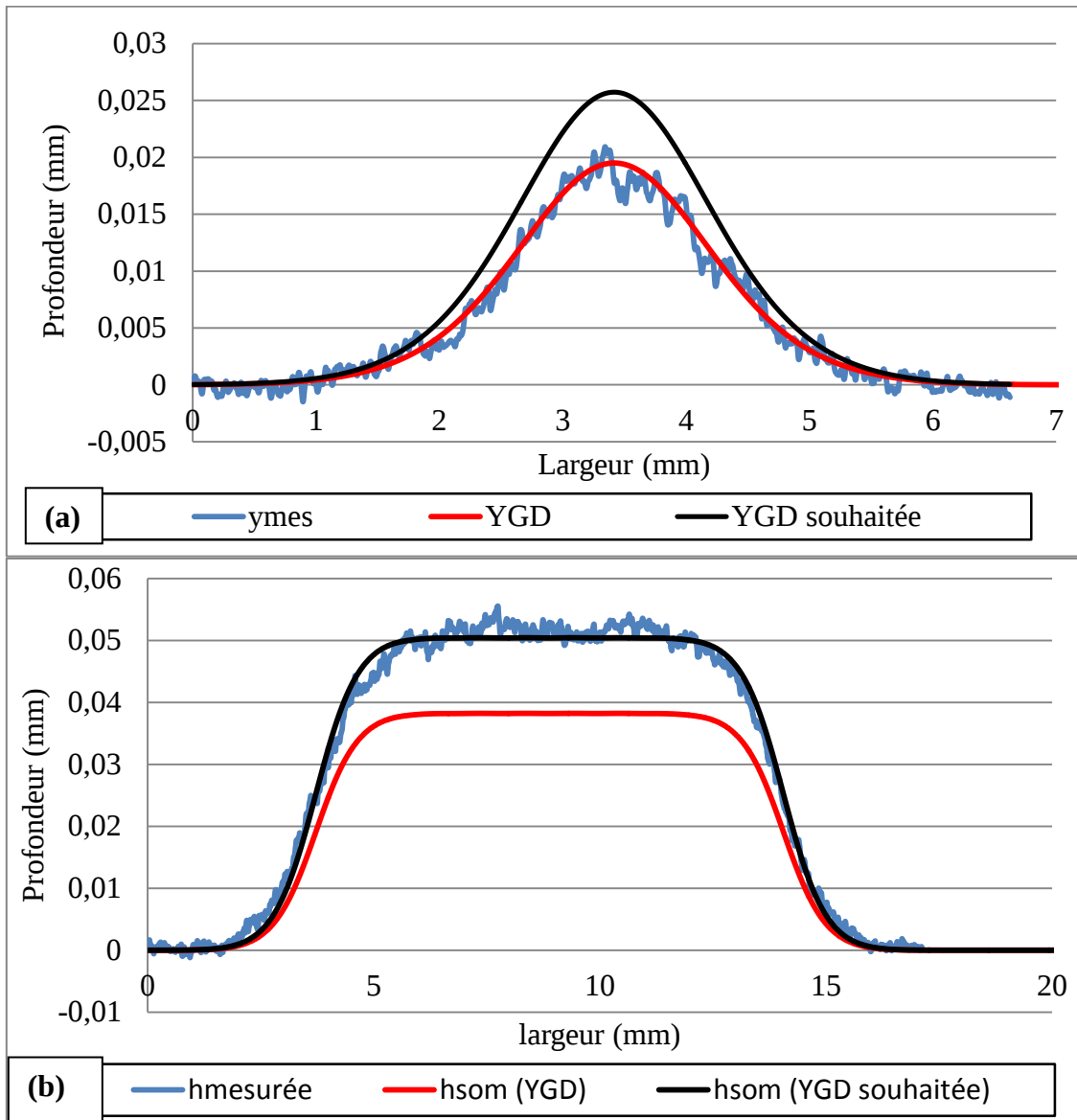


Figure 3.15 (a) Modélisation du profil d'incision avec un modèle GD et un modèle GD souhaité, (b) Modélisation du profil de poche correspondante avec une sommation du modèle GD et GD souhaité

L'écart (E_i) entre la profondeur de l'incision initiale (modèle GD) et la profondeur de l'incision souhaitée (modèle GD souhaité) est calculé pour toutes les valeurs expérimentales traitées. Afin d'observer l'évolution de cet écart, plusieurs tracés en fonction des paramètres d'entrée machine (vitesse d'avance, distance de tir, pression, granulométrie et pas), ont été réalisés. Mais l'analyse de l'évolution de cet écart s'est avérée difficile car les tendances étaient assez aléatoires. Dans le but de regrouper les influences des paramètres d'entrée, il était nécessaire de trouver un paramètre global qui regroupe l'influence de tous les paramètres réunis.

La profondeur de poche est reliée aux paramètres géométriques de l'incision (a et b_{moy}) et au pas (Eq. (3.1)). Ces paramètres géométriques s'écrivent en fonction de tous les paramètres de la machine (chapitre 2). Les écarts calculés entre les modèles GD et GD souhaité en fonction de ces 3 paramètres géométriques ont été calculés. La différence observée, entre :

- la modélisation de l'usinage d'une poche à l'aide du modèle GD,
- et la modélisation de l'usinage d'une poche à l'aide du modèle GD souhaité (Fig. 3.17),

provient de la succession des incisions qui se chevauchent systématiquement puisque le pas de balayage est plus petit que la largeur d'incision. La zone de recouvrement contient donc l'information qui caractérise l'écart (E_i).

3.3.2.5 Etude de la surface de recouvrement entre les incisions

Lors de l'usinage d'une incision, le JEA impacte une surface plane. Dans ce cas, un modèle géométrique de l'incision (modèle de GD) relie la distribution des particules du jet et leurs impacts sur une surface plane. Lors d'une succession d'incisions décalées pour réaliser une poche, le JEA attaque une surface plane une seule fois lors du premier passage. A partir de la seconde incision le JEA usine sur deux parties : une partie plane et une partie pentue (Figure 3.16). La surface de recouvrement entre deux incisions successives représente géométriquement l'impact des particules du jet sur la partie pentue.

Pour modéliser l'écart entre les profondeurs de poches en fonction des paramètres d'entrée, il faut d'abords comprendre la cause de son existence. Comme nous l'avons présenté dans le premier plan d'expériences (Figure 3.8 et Figure 3.9), 3 mécanismes d'enlèvement de matière coexistent lors de l'usinage des poches : la micro-incision, la rupture fragile (l'impact) et la déformation plastique.

Plus la zone de recouvrement est importante, plus la zone de contact sur une surface pentue est importante (Figure 3.16), et dans ce cas le phénomène de micro-incision est prépondérant.

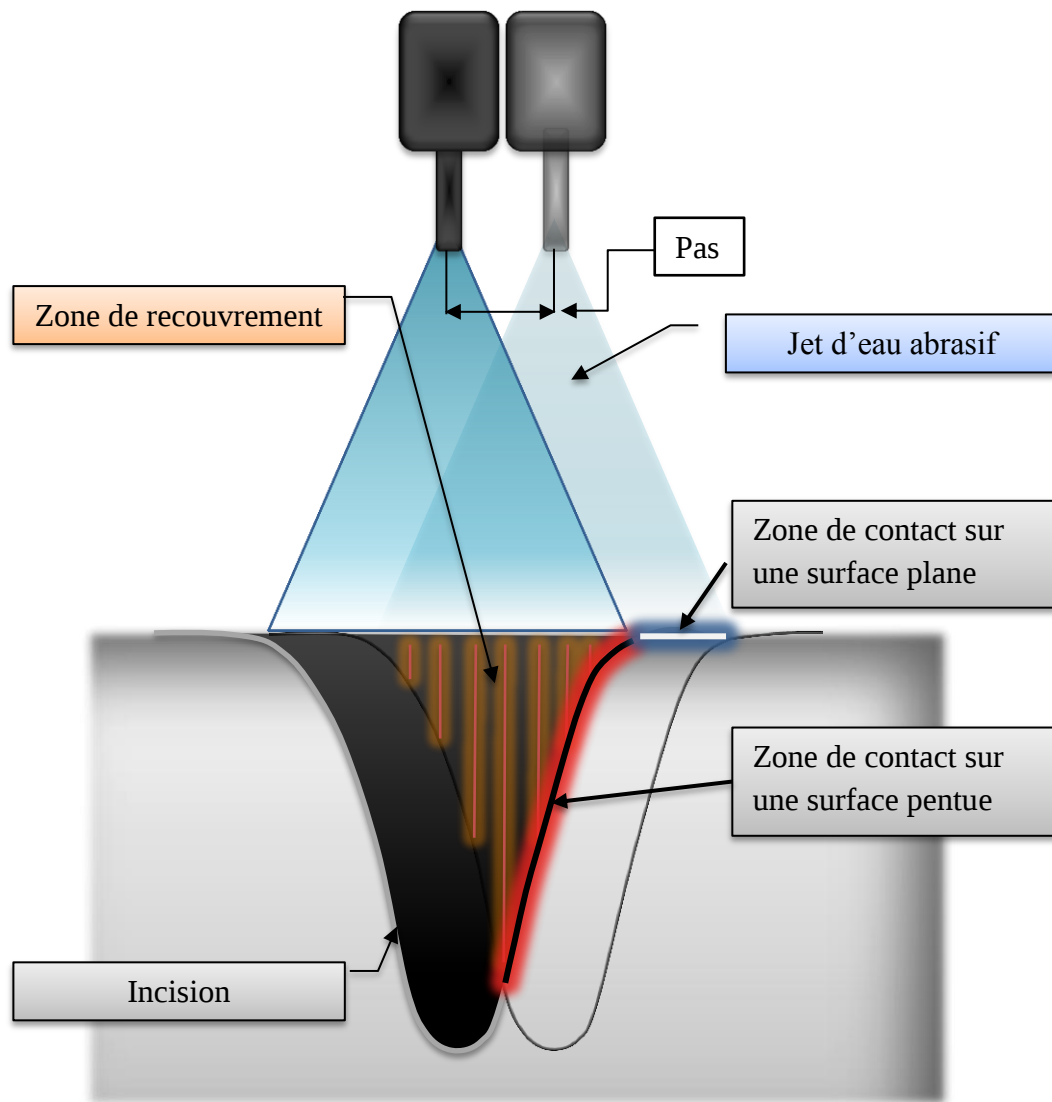


Figure 3.16 Schéma représentatif du recouvrement de deux incisions lors de l'usinage de poche en JEA

La modélisation de l'incision avec un modèle de GD est très précise avec un écart maximal de 1% avec les profils mesurés. Mais la sommation utilisant ce modèle génère un écart avec la profondeur de poche mesurée qui peut atteindre 60% (Tableau 6.2). Ce grand écart montre qu'il existe un nouveau mécanisme d'enlèvement de matière lors du chevauchement des incisions. La surface de recouvrement a été étudiée puisqu'elle caractérise la zone où le jet impacte la matière sur une pente, ce qui favorise le glissement des particules abrasives sur la matière. Ce glissement produit alors un enlèvement de matière supplémentaire qui n'est pas pris en compte en utilisant le modèle de Gauss décomposé et le principe de sommation. Ce surplus de matière usinée est la cause de l'écart observé entre les poches mesurées et les poches calculées (Figure 3.15).

La surface de recouvrement peut être calculée (Eq. (3.7)) à partir de l'intégrale bornée de la fonction de Gauss Décomposé.

$$Sr = \int_u^v \frac{a}{2} * \left(e^{-\left(\frac{x-x_0}{b_1}\right)^2} + e^{-\left(\frac{x-x_0}{b_2}\right)^2} \right) dx \quad (3.7)$$

Avec u et v les bornes de l'intégrale de GD qui représentent les bornes de la zone de recouvrement. Le calcul de cette intégrale est mathématiquement très complexe et ne fournit pas un résultat simple exploitable pour notre étude. La surface de recouvrement a donc été calculée numériquement pour chaque essai à l'aide de la méthode des trapèzes. Une autre méthode encore plus rapide est de considérer la zone de recouvrement égale à un triangle et de calculer sa surface. En traçant deux incisions décalées d'un certain pas dans un repère (xoy), nous pouvons accéder aux valeurs des bornes du triangle (Figure 3.17). En raisonnant par symétrie, il suffit de calculer l'aire de la moitié du triangle pour ensuite obtenir une approximation de la surface de recouvrement (Eq. (3.8)).

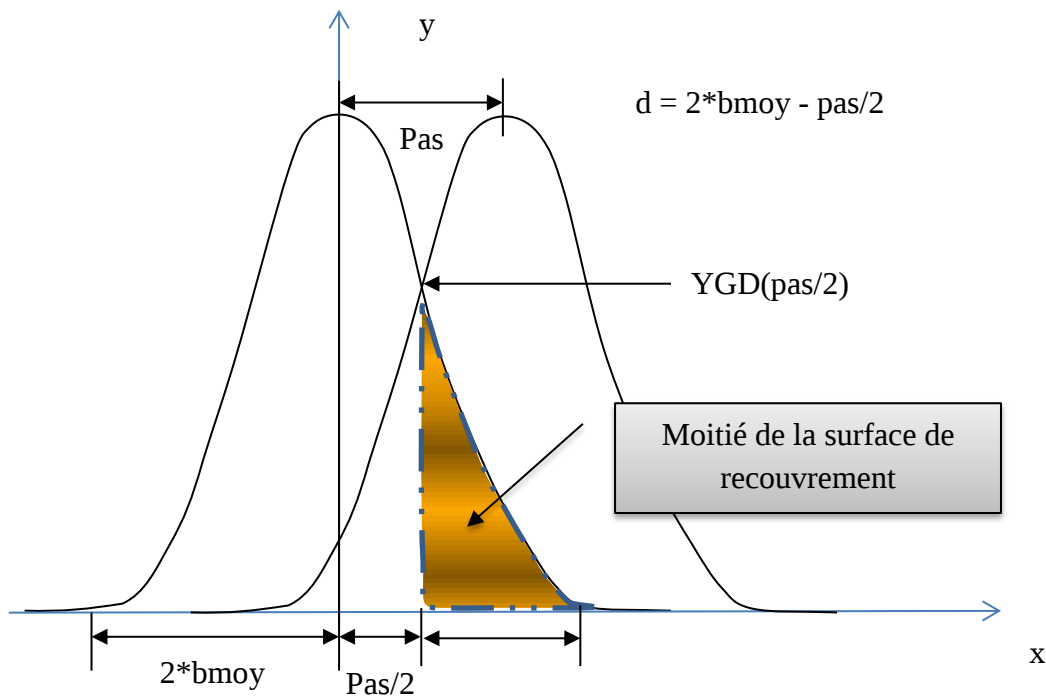


Figure 3.17 Schéma représentant les bornes de la surface de recouvrement

En utilisant l'approximation à l'aide triangle, l'expression de la surface de recouvrement s'écrit (Eq. (3.8)) :

$$SR = \left((b_1 + b_2) - \frac{pas}{2} \right) * \frac{a}{2} * \left(e^{-\left(\frac{pas}{b_1}\right)^2} + e^{-\left(\frac{pas}{b_2}\right)^2} \right) \quad (3.8)$$

Les deux méthodes présentées donnent des résultats quasi identiques et pour des raisons de simplicité celle utilisant l'approximation à l'aide d'un triangle a été utilisée par la suite.

Le mécanisme d'abrasion assez présent, lors du chevauchement des incisions, explique l'augmentation des écarts entre les profondeurs des poches mesurées et la sommation, car cette dernière caractérise le mécanisme d'impact pur. Ainsi, pour chaque surface de recouvrement et une pente donnée, un écart peut être calculé (Eq. (3.9)):

$$\%Ei = e0 * (SR)^{e1} * Ang^{e2} \quad (3.9)$$

Les coefficients $e0$, $e1$ et $e2$ sont calculés en minimisant les écarts aux carrés entre les $\%Ei$ de ce modèle de puissance et les $\%Ei$ calculés entre les incisions initiales et celles souhaitées.

Coefficients	Valeurs
e0	0,0199
e1	-0,2675
e2	-0,3620

Tableau 3.3 Valeurs des coefficients du modèle $\%Ei$

Avec SR la surface de recouvrement et Ang un paramètre géométrique représentant l'angle de l'incision. Il s'écrit comme suit :

$$Ang = \arctan\left(2 * \frac{bmoy}{a}\right) \quad (3.10)$$

Dans cette équation $bmoy$ représente la moyenne des deux coefficients de largeur $b1$ et $b2$ du modèle de Gauss Décomposé.

Une fois modélisé en fonction des paramètres a , $bmoy$ et pas , le modèle de l'écart (Ei) est rajouté à l'équation de sommation des incisions (Eq. (3.4)), et la nouvelle équation de prédiction de la profondeur de la poche ($hsom + \%Ei$) devient (Eq. ((3.11)) :

$$\begin{aligned} h(som + \%Ei) &= (1 + \%Ei) \sum_{i=1}^n \frac{a}{2} * \left(e^{-\left(\frac{x-i*pas}{b1}\right)^2} + e^{-\left(\frac{x-i*pas}{b2}\right)^2} \right) \\ &= (1 + \%Ei) * \sqrt{\pi} * a * \frac{bmoy}{pas} \end{aligned} \quad (3.11)$$

Initialement la moyenne des écarts entre la sommation et les poches mesurées sur l'ensemble des 71 essais était de 12% avec un écart maximal de 60%. Après intégration du modèle ($\%Ei$) la moyenne des écarts entre les poches mesurées et sommation est ramenée à 3% avec un écart maximal passant de 15%. Les pourcentages d'écart pratique (écart mesuré

initialement), et le nouvel écart des poches une fois la correction effectuée, sont tracés dans la Figure 3.18.

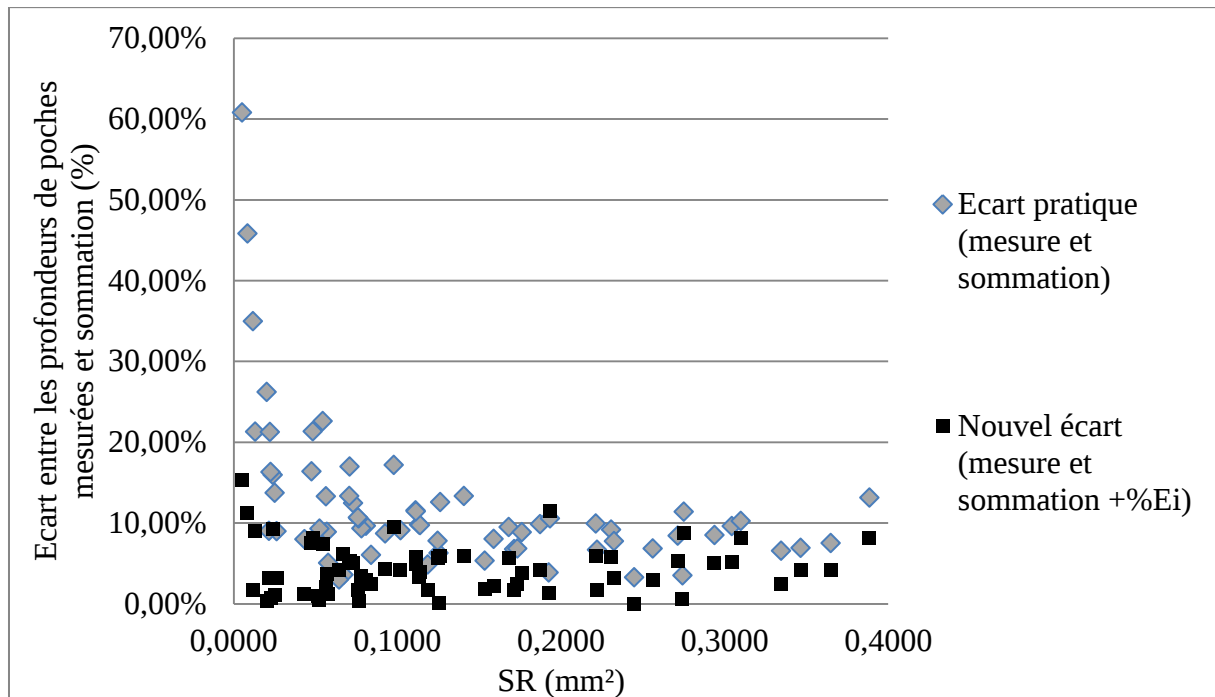
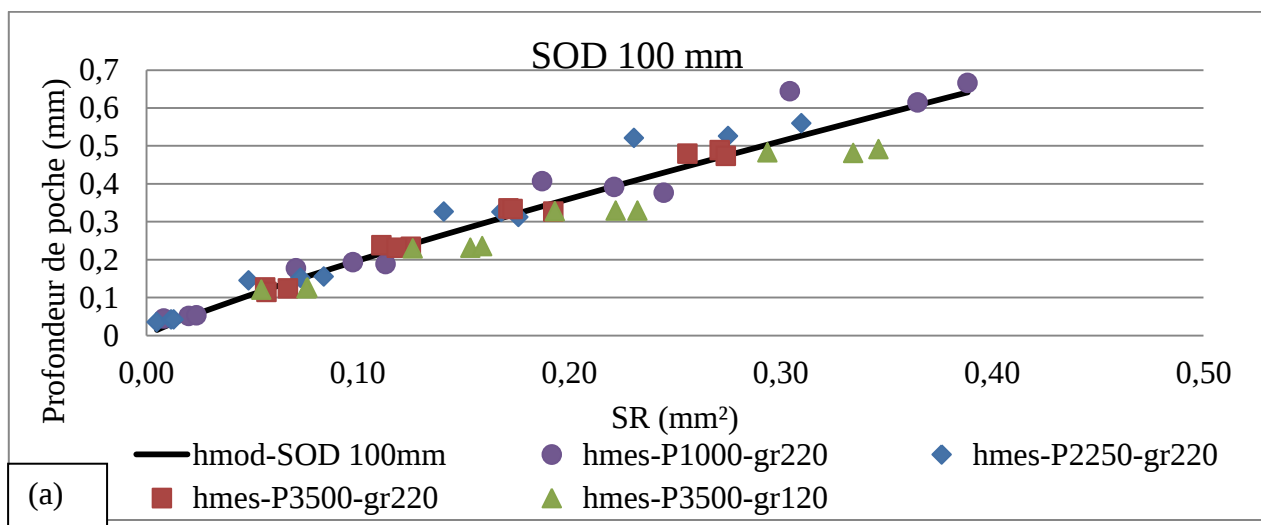


Figure 3.18 Ecart entre les profondeurs de poches mesurées et sommations

3.3.2.6 Conclusion sur l'intégration de la surface de recouvrement dans le modèle d'écart

En traçant les profondeurs de poches obtenues en fonction de la surface de recouvrement (Figure 3.19), nous pouvons observer l'évolution des profondeurs pour le matériau étudié : le Ti6Al4V. En modélisant ce profil, une loi de distribution des profondeurs en fonction du paramètre SR est obtenue.



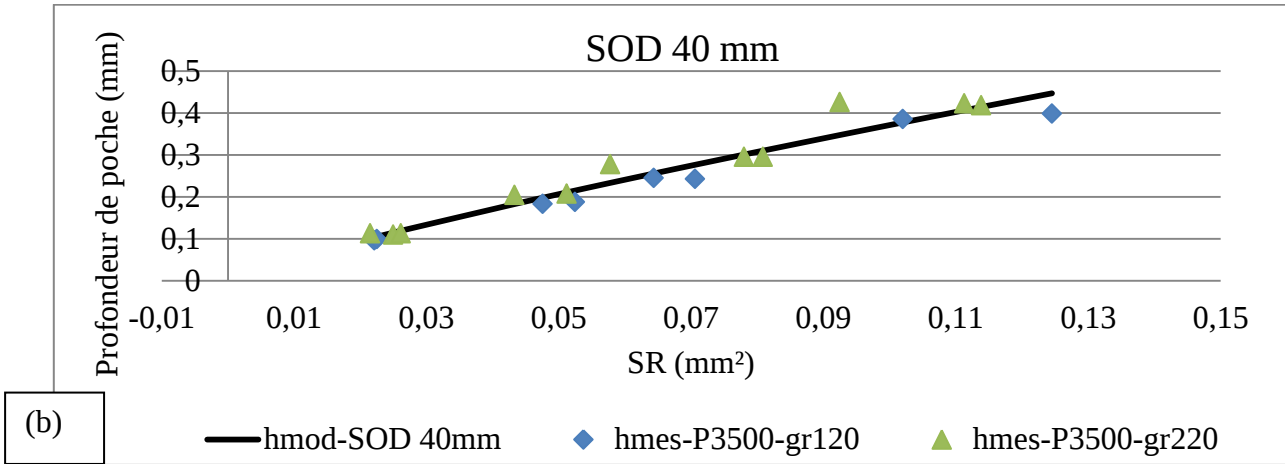


Figure 3.19 Modélisation de la profondeur des poches en fonction de la surface de recouvrement

La Figure 3.19 (a) présente l'évolution de la profondeur des poches mesurées pour une distance de tir fixe égale à 100mm. La Figure 3.19 (b) présente la même évolution pour une distance de tir de 40mm. La moyenne des écarts entre les modèles et les mesures sont 12% et 10% respectivement. Deux modèles peuvent être construits (Eq. (3.12)) et (Eq. (3.13)) :

$$h \text{ modèle } (SOD100) = s10 * Sr^{s11} \quad (3.12)$$

$$h \text{ modèle } (SOD40) = s20 * Sr^{s21} \quad (3.13)$$

Avec $s10 = 1.45$, $s11 = 0.86$, $s20 = 1.9$, et $s21 = 0.82$ les coefficients des modèles.

Ces deux modèles montrent une loi d'évolution des profondeurs de poches pour chaque SOD étudié.

D'après ces observations, le paramètre global (Sr) suit une loi uniforme en fonction des différents paramètres variables à l'exception du SOD. Une courbe est donc construite pour chaque SOD et afin de prendre en compte ce dernier paramètre, le pourcentage d'écart (%Ei) intègre le paramètre angulaire (Ang) associé directement au SOD en plus du (Sr) (Eq. (3.9)). Le modèle de l'écart (Ei) est donc un bon moyen permettant de recalculer le modèle de sommation aux mesures en prenant en compte les mécanismes d'enlèvement de matière propre à une succession d'incisions.

3.3.3 Modèle de prédiction de l'ondulation de fond de poche : Wpas

A partir des mesures relevées sur les poches, un programme a été créé sur le logiciel Scilab pour permettre de filtrer les profils de poches usinées à l'aide d'un filtrage Gaussien (norme ISO 11562).

Ce filtre est caractérisé par deux longueurs d'onde : La longueur d'onde (λ_c) et la longueur d'onde (λ_f). Le filtre de longueur d'onde (λ_c) définit la séparation entre les

composantes de rugosité et les composantes d'ondulation. Le filtre de longueur d'onde (λ_f) définit la séparation entre les composantes d'ondulation et les composantes d'onde encore plus longues présentes à la surface.

Le programme Scilab permet de lire les fichiers de mesures de poches, de tracer les courbes de poches mesurées et de filtrer avec les deux filtres de longueur d'onde (λ_c) et (λ_f). Le premier filtrage permet d'exclure la forme du tracé. La différence entre le signal filtré et le signal initial permet d'extraire le profil d'ondulation et de rugosité du fond de la poche. Enfin le deuxième filtre permet d'extraire uniquement l'ondulation.

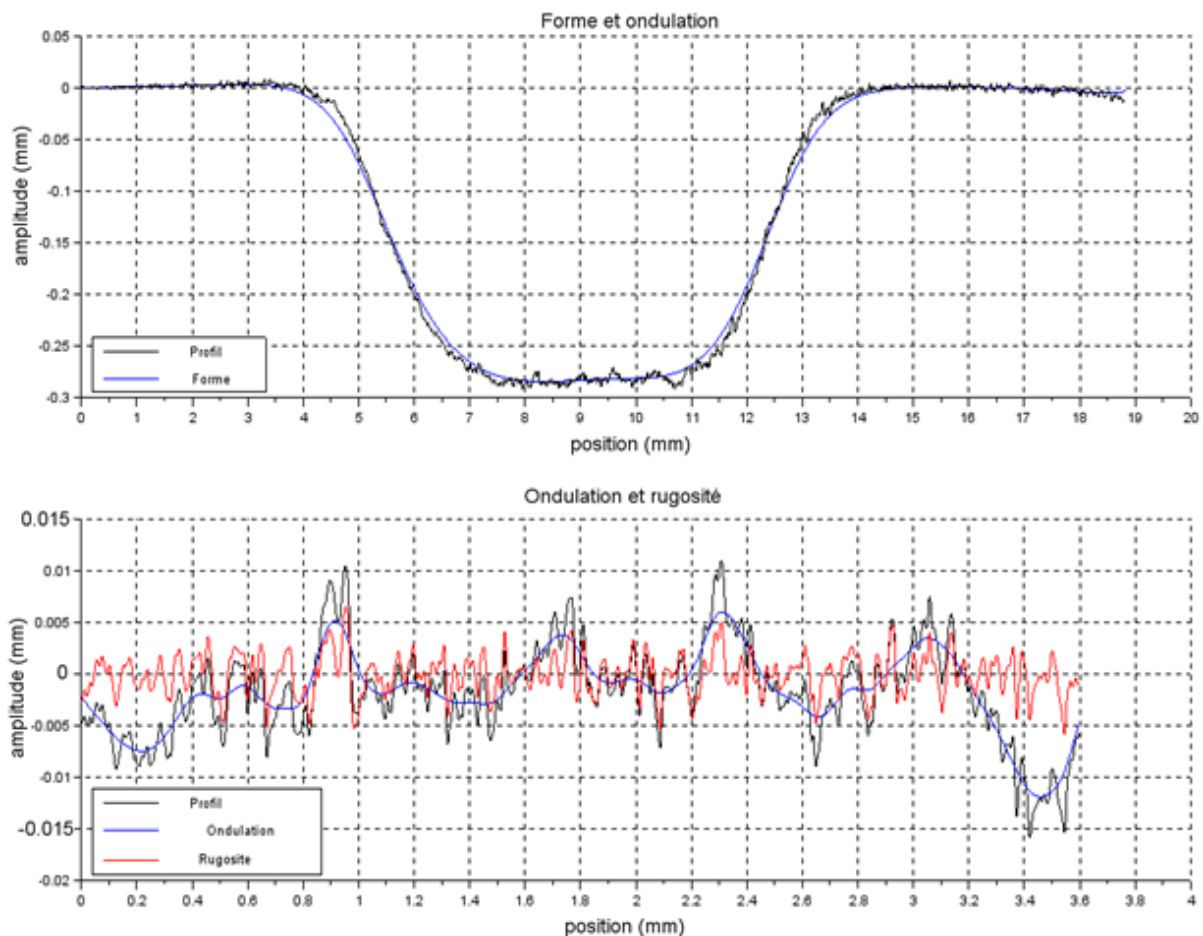


Figure 3.20 Détermination de la rugosité d'un signal en utilisant deux filtrages

Les longueurs d'ondes standards utilisées dans la norme ISO ne sont pas utilisées ici car elles ne permettent pas de relier l'observation des stries de fond de poches visibles à une mesure sur le profil. Pour cela il a été choisi de relier les longueurs d'onde au pas de balayage : les valeurs des longueurs d'ondes utilisées doivent encadrer la valeur du pas.

$\lambda_f = 1.8 \cdot \text{pas} \rightarrow$ Ce choix de longueur d'onde permet au filtre Gaussien d'extraire la forme principale de la mesure sans enlever de l'ondulation du profil initial.

$\lambda_c = 0.55 \cdot \text{pas} \rightarrow$ Ce choix de longueur d'onde permet d'appliquer le filtre Gaussien au profil extrait par le premier filtrage afin de retirer la rugosité.

Les coefficients multiplicateurs du pas sont compris entre 0.55 et 1.8. Ces coefficients peuvent légèrement varier au cas par cas afin de mieux corrélérer les signaux filtrés aux profils mesurés. Les coefficients multipliant le pas dans la relation de (λ_c), diminuent lorsque la distance de tir diminue.

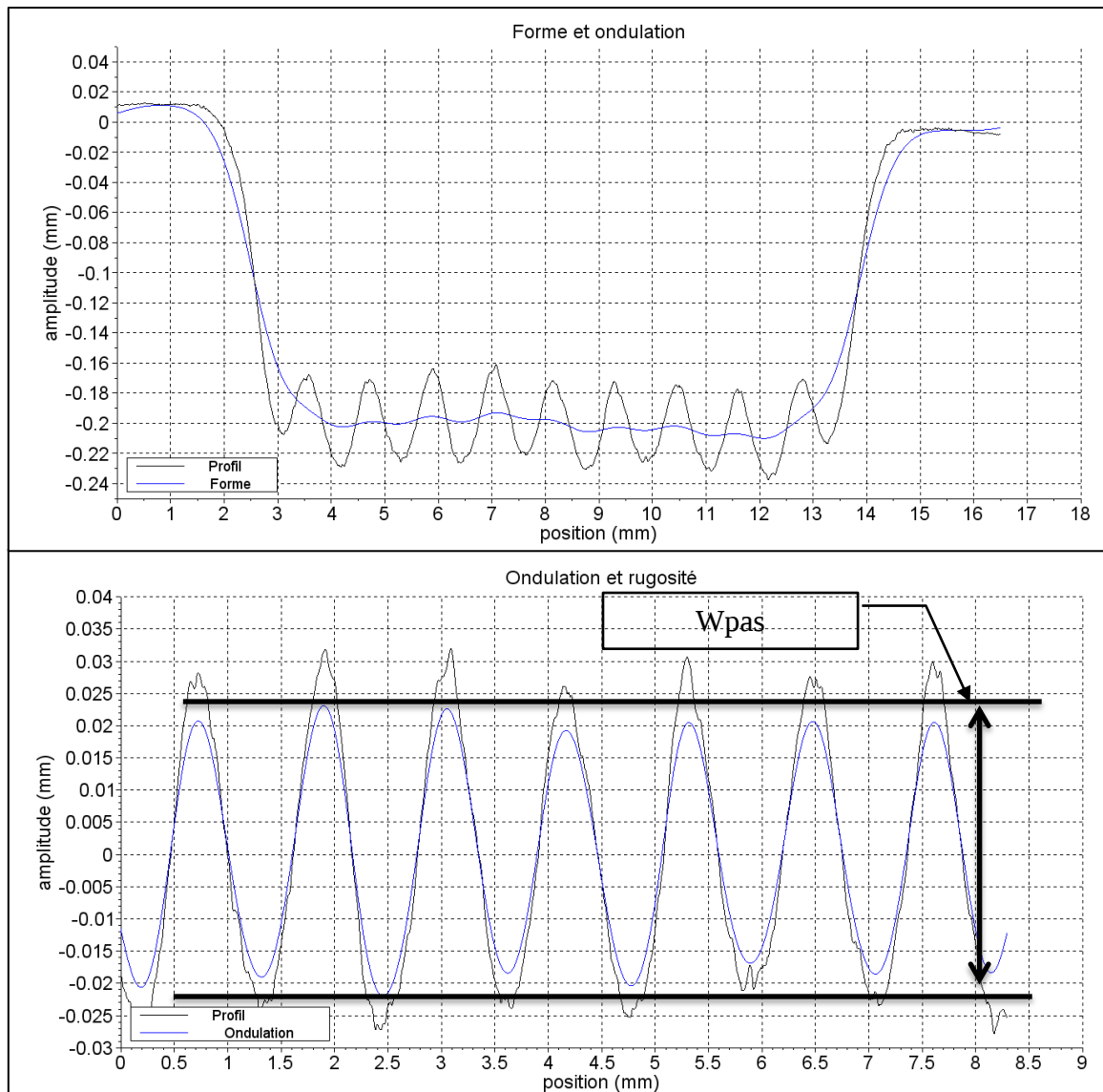


Figure 3.21 Filtre de forme et d'ondulation d'une poche mesurée

L'ondulation (W_{pas}) au fond des poches a été calculée à l'aide du logiciel Scilab comme étant l'étendue maximale du profil d'ondulation au fond de poche (W_{max}). Ce paramètre varie en fonction du rapport de recouvrement pas/b_{moy} . Il caractérise le décalage des incisions par rapport à leur largeur. Afin d'avoir une meilleure représentation de l'évolution

de l'ondulation au fond de la poche, Le rapport de l'ondulation maximum sur la profondeur de la poche est représenté (Figure 3.22).

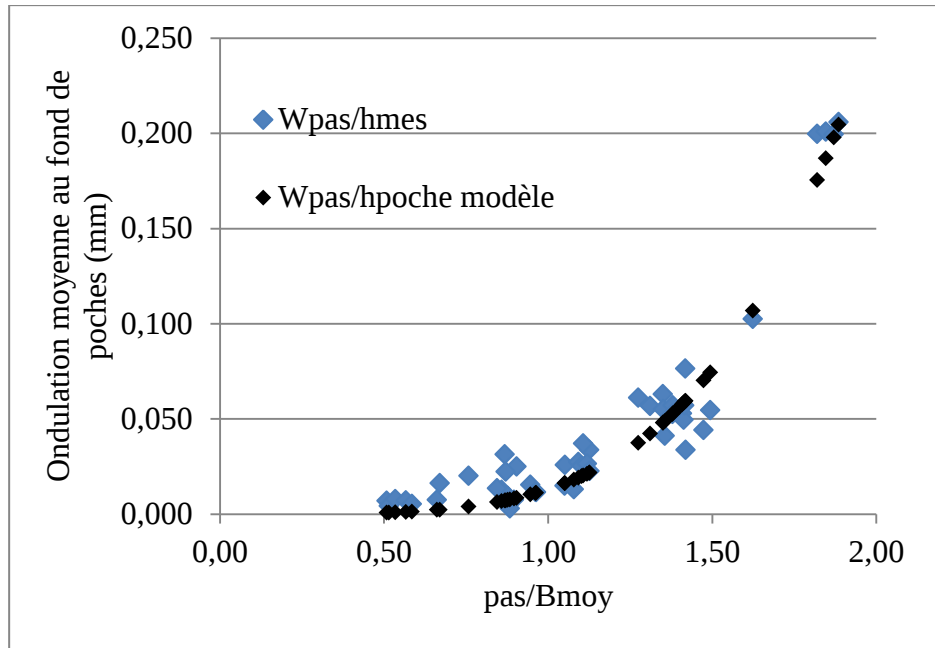


Figure 3.22 Evolution du Wpas en fonction de Pas/bmoy

Pour l'ensemble de nos observations, l'ondulation au fond des poches commence à être visible à partir d'un Pas/bmoy supérieur à 1. A partir des valeurs de Wpas mesurées, un modèle de prédiction de l'ondulation moyenne de fond de poche $W_{pas} (modèle)$ peut être défini :

$$\frac{W_{pas}}{h_{poche}} (modèle) = w_0 * \left(\frac{Pas}{bmoy} \right)^{w_1} \text{ Avec } w_0 = 0,013 \text{ et } w_1 = 4,34 \quad (3.14)$$

Pour conclure, afin de réaliser des poches à fond plat sans ondulation visible, il faut utiliser un rapport de Pas/bmoy inférieur à 0.8 et l'équation ((3.14)) sera utilisée pour définir des conditions opératoires dans la suite de ce travail.

3.3.4 Modèle de débit copeaux

Le débit copeaux (MRR) est obtenu de la même façon que pour les incisions (Chapitre 2 - §2.3). Il s'agit d'un débit volumique par unité de temps, calculé en faisant le produit de la surface de l'incision par la vitesse d'avance. Le deuxième plan d'expérience étudie un plus large domaine de variations des paramètres. De ce fait, un modèle du MRR théorique est alors calculé en fonction de tous les paramètres machines. Il est ensuite comparé au MRR mesuré et tracé en fonction de la vitesse d'avance (Figure 3.23). Le MRR mesuré étant le produit de la surface de la poche, calculée à l'aide de la méthode des trapèzes, avec la vitesse d'avance.

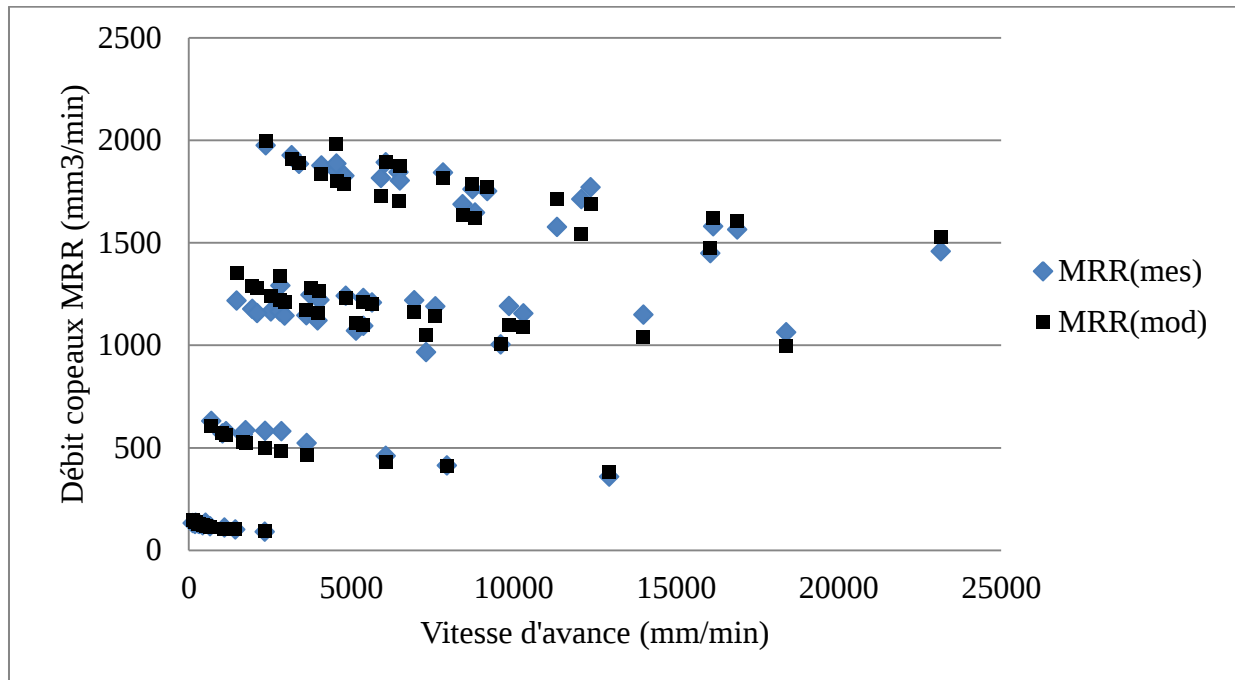


Figure 3.23 Evolution du débit copeaux en fonction de Vf (mm/min)

Le modèle de MRR s'écrit comme suit :

$$MRR(modèle) = m0 * (Vf)^{m1} * (SOD)^{m2} * (gr)^{m3} * (P)^{m4} \quad (3.15)$$

Avec $m0$, $m1$, $m2$, $m3$ et $m4$ les coefficients de l'équation dont les valeurs se trouvent dans le Tableau 3.4. Notons gr le paramètre de granulométrie exprimé en meshes.

Comme pour les incisions le MRR diminue lorsque la vitesse d'avance Vf diminue. Le choix d'une faible vitesse d'avance Vf pourra être effectué pour améliorer la productivité tant que la qualité de surface restera acceptable.

$m0$	$m1$ Vf (mm/min)	$m2$ SOD (mm)	$m3$ granulo (meshs)	$m4$ Pression (bars)
0,018	-0,16	-0,1	-0,77	2,08

Tableau 3.4 Valeurs des paramètres de l'équation du MRR (modèle)

3.4 Procédure de réponse au besoin client :

Dans cette partie il sera présenté un récapitulatif des modèles de prédictions, et proposé une procédure de réponse à un exemple de cahier des charges spécifié par un client.

Les paramètres donnés dans le cahier des charges sont:

- Une valeur de profondeur d'usinage à atteindre +/- une valeur de tolérance. L'angle de poche qui, grâce à la connaissance de la valeur de la profondeur, peut être traduit par une largeur du bord.
- L'ondulation maximale de fond de poche.
- Une rugosité maximale.

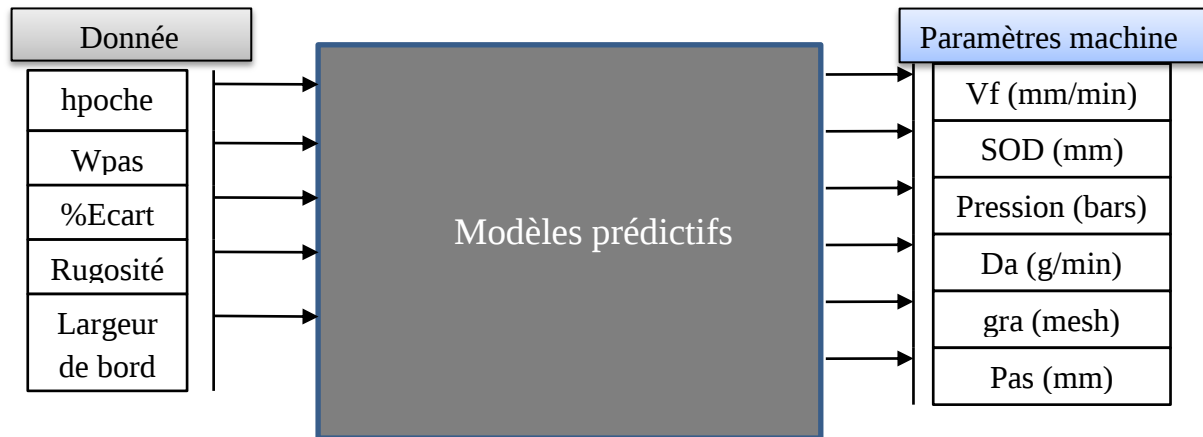


Figure 3.24 Schéma fonctionnel représentant les données d'entrée fournies par le client et les réponses obtenues par les modèles prédictifs

3.4.1 Utilisation des modèles de prédiction :

Afin de répondre au cahier des charges donné par le client, deux hypothèses doivent être définies :

- La largeur des bords de poches mesurées, est souvent comprise entre 1.5 et 2.5 fois le b_{moy} . Il sera donc considéré une largeur de bord de poche égale au double de b_{moy} .
- D'après le modèle de MRR, plus la pression est importante, plus le débit copeaux est important. Ainsi la plus grande pression que la machine peut fournir sera sélectionnée. Mais dans le cas d'un usinage à très faible profondeur, le choix d'une haute pression peut imposer des vitesses d'avance trop rapide et donc non conformes à la capacité de la machine. Il faudra donc trouver un compromis entre le meilleur débit copeaux (donc une pression maximale) et une valeur de vitesse d'avance conforme aux capacités de la machine. On abaissera alors la vitesse d'avance et la pression (Eq. (3.17)).

Pour un meilleur état de surface l'abrasif le plus fin permet de réduire la rugosité. En général pour changer l'abrasif sur la machine, une vidange de la trémie et du circuit de distribution est obligatoire. Cette opération est délicate et peut demander une journée de

travail ce qui n'est pas envisageable dans un contexte de production. L'abrasif utilisé sera celui présent dans la machine.

La démarche de réponse à un besoin client peut être formalisée à l'aide du schéma fonctionnel (Figure 3.25).

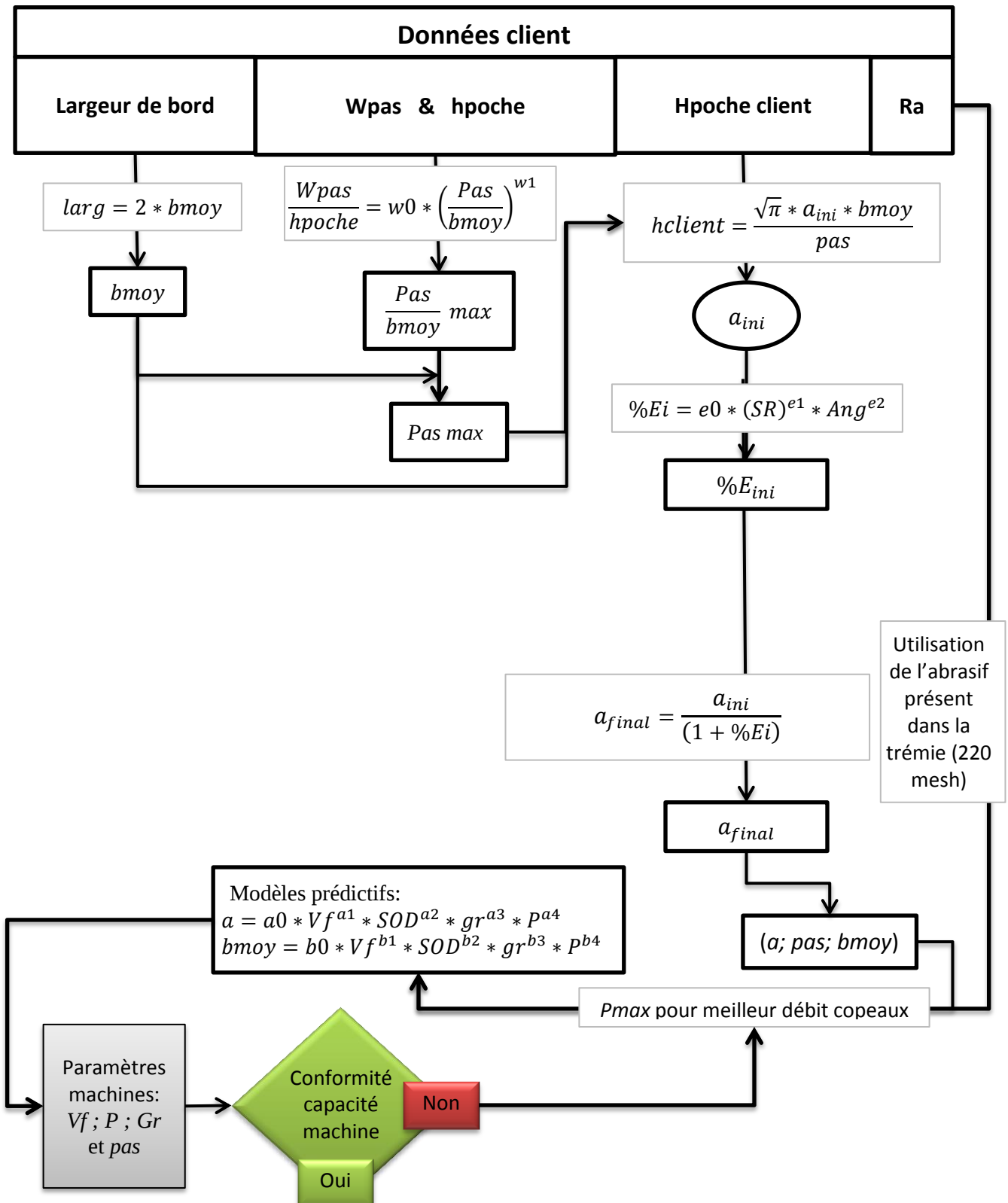


Figure 3.25 Schéma fonctionnel de réponse au cahier des charges

3.4.2 Exemple d'application :

Le cas proposé est un exemple d'application de la méthode de réponse sur une poche en alliage de Titane.

Cahier des charges :

- Profondeur $h = 0.5\text{mm} \pm 0.05\text{mm}$.
- $W_p = 0.01\text{mm}$.
- Largeur de bord = 3mm.
- $R_a = 0.025\text{mm}$.

Réponse au cahier des charges :

1. En choisissant une largeur de bord égale à $2 \cdot b_{moy}$, le paramètre de largeur correspondant est : $b_{moy} = 1.5\text{mm}$.
2. A l'aide du modèle d'ondulation (Eq. (3.14)) la valeur du pas peut être calculée :

$$pas = \left(\frac{W_{pas}}{h_{poche}} \right)^{\frac{1}{w_1}} * b_{moy} * \frac{1}{(w_0)^{\frac{1}{w_1}}} = 1.65\text{mm} \quad (3.16)$$

Ainsi le pas_{max} est égal 1.65 mm avec un rapport de recouvrement pas/b_{moy} égal à 1.1.

3. D'abord l'équation (3.4) est utilisée en considérant que la profondeur demandée par le client est égale à la profondeur calculée de la sommation simple soit 0.5mm. Connaissant la valeur du pas de décalage et celle de la largeur moyenne b_{moy} , il peut être déduit une valeur de la profondeur de l'incision a . Cette valeur de profondeur est une valeur majorée, nous l'appelons donc a_{ini} et sa valeur est égale à 0.3mm. Le modèle de $\%E_i$ (Eq. (3.9)) permet d'obtenir la valeur du pourcentage d'écart correspondant $\%E_{ini} = 2.67\%$.

$$\Rightarrow a_{final} = \frac{a_{ini}}{(1 + \%E_i)} = 0.29\text{mm}$$

4. L'abrasif utilisé dans la machine est de granulométrie 120mesh 220mesh. La pression utilisée est la pression maximale pour un meilleur débit copeaux ($P=3500\text{bars}$). Les deux équations des modèles prédictifs d'incision (a_{mod} et $b_{moy(mod)}$) nous permettent de déduire les valeurs des deux inconnues restantes (V_f et SOD) : $V_f=2500\text{mm/min}$ et $SOD=90.3\text{mm}$.

Le profil de l'incision et de la poche demandée par le client peut ainsi être tracé (Figure 3.26).

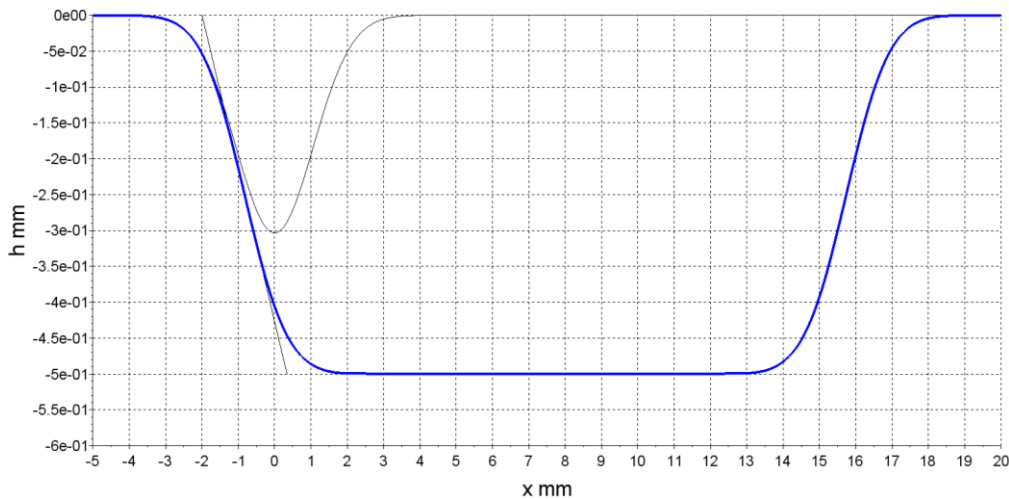


Figure 3.26 Profil 2D de la poche demandée par le client et l'incision correspondante

Par ailleurs avec une accélération maximale de la machine égale à 0.5m/s^2 , il faut 0.072mm pour atteindre la vitesse d'avance 505.6mm/min . Dans le cas d'une poche à très faible profondeur avec un choix de pression maximale, la vitesse d'avance peut avoir une valeur très importante qui pourrait dépasser la vitesse limite de la machine. Pour cela une correction de la vitesse peut être faite en diminuant la pression et cela grâce à la relation suivante (Eq. (3.17)) obtenue à partir de l'expression de a en fonction des paramètres machine (V_f , SOD, Gr et P) :

$$P_{\text{corrigée}} = P_{\text{initiale}} * \left(\frac{V_{f\text{calculée}}}{V_{f\text{max}}} \right)^{1/(a1*a4)} \quad \text{avec } a1=-1.017 \text{ et } a4=1.87 \quad (3.17)$$

L'étude sur la cinématique de la machine et la correction de la profondeur de la poche, en fonction du trajet et de la vitesse d'avance du jet, sera présentée plus en détails dans le prochain chapitre.

3.5 Méthodologie d'usinage en JEA pour d'autres matériaux métalliques

Afin de choisir les conditions opératoires pour la réalisation de poches sur les métaux durs et fragiles (exemple : Titane, Inconel, Inox...), une méthodologie rapide peut être mise en place.

En utilisant directement la procédure de réponse au client vue précédemment, sur l'alliage de titane Ti6Al4V, et en l'appliquant sur un nouveau matériau, les valeurs des paramètres machine seront obtenus. A l'aide de ces paramètres, l'usinage sera réalisé sur le nouveau matériau à tester (exemple : acier inox 316L). La poche ainsi usinée sur l'inox n'aura pas la même profondeur que celle obtenue sur le titane. L'écart entre la profondeur obtenue et la valeur prédite sera ensuite calculé et représentera le coefficient d'usinabilité (C_u) du nouveau

matériau. Ce coefficient sera alors intégré dans l'équation de prédiction de la profondeur de poche (Eq. (3.11)). L'équation généralisée pour des matériaux métalliques est :

$$\begin{aligned} h(\text{som} + \%Ei) &= Cu * \sum_{i=1}^n (1 + \%Ei) \frac{a}{2} * (e^{-\left(\frac{x-i*pas}{b1}\right)^2} + e^{-\left(\frac{x-i*pas}{b2}\right)^2}) \\ &= Cu * (1 + \%Ei) * \sqrt{\pi} * a * \frac{bmoy}{pas} \end{aligned} \quad (3.18)$$

Cette nouvelle méthode s'appliquera d'autant mieux sur le nouveau matériau lorsque celui-ci aura un comportement mécanique proche du titane étudié jusqu'ici.

3.6 Conclusion

La complexité du procédé d'usinage non débouchant par jet d'eau abrasif et le grand nombre de paramètres impliqués rend complexe la modélisation de la géométrie des poches usinées.

L'étude menée a permis de définir les différents mécanismes d'enlèvement de matière qui apparaissent suivant la position de l'usinage considéré dans le domaine (Vf, SOD). Elle a également mis en place un indicateur performant, la surface de recouvrement (SR), afin de corriger les écarts entre les résultats issus du modèle de sommation et les profondeurs mesurées. Enfin une corrélation entre cet indicateur (SR) et la géométrie de la zone d'impact du jet a été établie. De plus la géométrie de la zone d'impact du jet a également été reliée aux différents mécanismes d'enlèvement de matière.

L'utilisation d'un paramètre globale (SR), et du paramètre angulaire (Ang) permettant de regrouper les paramètres machines influents, a permis de proposer une analyse consistante avec des modèles de prédiction précis (3% en moyenne sur un large domaine d'étude). Ce chapitre a donc présenté une solution de prédiction des profondeurs de poches usinées sur l'alliage de Titane Ti6Al4V, une procédure de réponse à une demande client et une méthodologie d'expérimentation rapide applicable sur un autre matériau dur voisin au titane.

L'étude présentée s'applique principalement sur les poches ouvertes. Pour usiner des poches fermées, les mêmes modèles seront utilisés mais la notion de stratégie d'usinage sera introduite. En effet, plusieurs possibilités de trajectoires du jet permettent d'usiner une même poche fermée. Le chapitre suivant propose une étude des stratégies d'usinage possibles en JEA avec prise en compte des limitations machines (cinématiques).

4. Chapitre 4 : Stratégies d'usinage de poches fermées en JEA

4.1 Introduction

Le but de ce chapitre est de présenter une démarche d'usinage de poches fermées par jet d'eau abrasif sur les métaux durs. On rappellera qu'une des applications industrielles de cette technologie est la réalisation d'évidements (poches) sur pièces aéronautiques telles que les panneaux latéraux des mats réacteurs en alliages de Titane.

La première problématique de l'usinage non débouchant de poches fermées sans l'utilisation de masques de protection se situe au démarrage et à l'arrêt du JEA en pleine matière. Cette configuration d'usinage peut conduire à la génération de zones plus profondes au démarrage et à l'arrêt du jet car le déplacement de la tête n'est pas synchronisé avec le démarrage de l'abrasif.

En effet le pilotage en commande numérique des machines industrielles de découpe par jet d'eau abrasif n'est pas adapté à l'usinage : lors d'opérations de découpe, la stabilisation du jet ne pose aucun problème pour couper la matière puisque le démarrage du jet et son arrêt sont programmés en dehors des surfaces de la pièce. Lors de l'activation du jet, il existe un temps de stabilisation qui correspond à la stabilisation de la vitesse d'avance (asservissement) et du débit d'abrasif car la réponse des capteurs pneumatiques qui commandent l'ouverture et la fermeture de l'abrasif ajoute un temps de réaction supplémentaire. Ces problèmes de réponse à l'arrêt et au démarrage du jet d'eau abrasif sont inévitables avec la technologie des machines utilisées aujourd'hui. Ils peuvent être en partie compensables par une expérimentation préalable permettant de maîtriser ces temps d'ouverture/fermeture spécifiques afin de les prendre en compte mais cette approche reste approximative. La solution la plus employée est de prévoir une ouverture/fermeture du jet hors matière, puis par un trajet en vitesse rapide, de rejoindre le point de départ (ou d'arrivée) sans trop marquer la pièce (voir Figure 4.19)

Afin d'observer ces zones particulières dues au démarrage et à l'arrêt du jet ainsi que le résultat global de l'usinage d'une poche, nous avons développé un logiciel de simulation. En plus de la simulation des particularités liées à la technologie des machines de découpe actuellement utilisées, ce logiciel a permis de tester plusieurs stratégies et d'étudier les changements de direction sur la trajectoire.

4.2 Simulation de l'usinage en JEA

4.2.1 Principe de la simulation

Le principe du simulateur d'usinage par JEA se base sur le déplacement d'un spot (Figure 4.1) sur une trajectoire avec un incrément de déplacement petit par rapport à ses dimensions.

La succession des points du spot le long du trajet génère au final la géométrie de la pièce après usinage : c'est un modèle par différences finies. A l'opposé du modèle analytique de sommation valable pour des trajectoires rectilignes, vu au chapitre 2, cet outil permet de simuler différentes configurations de déplacement et d'usinage. Malgré tout, le temps de calcul peut devenir très long dans le cas de trajectoires complexes.

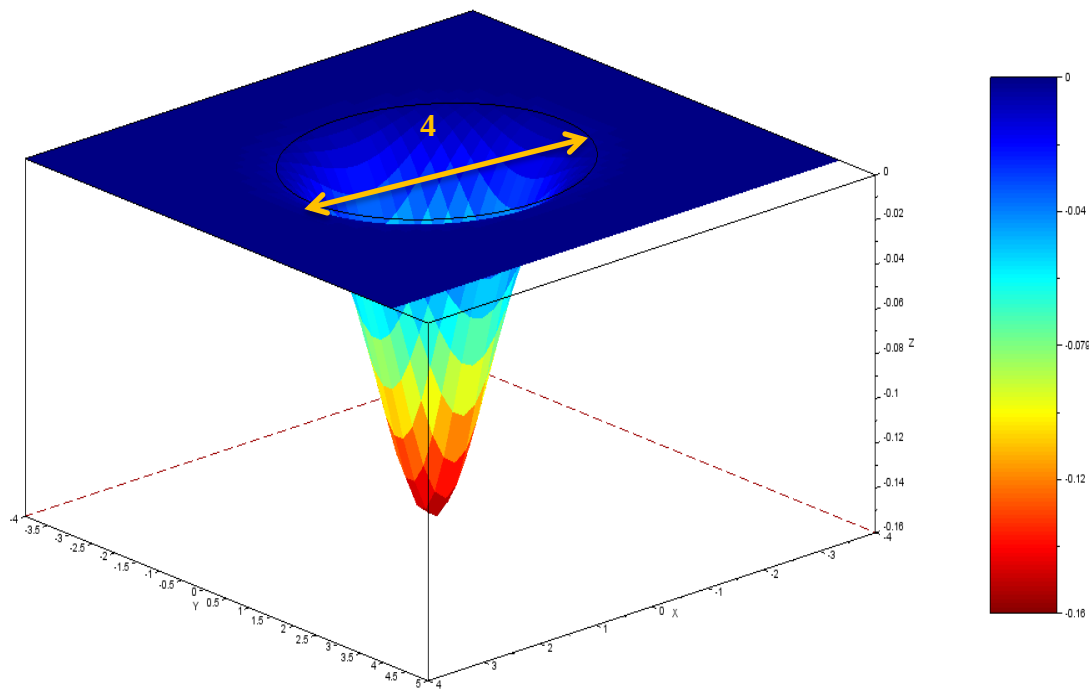


Figure 4.1 Simulation d'un spot de jet d'eau abrasif à l'aide du logiciel de simulation

4.2.2 Interface graphique

Une interface graphique a été créée afin de faciliter l'implémentation des paramètres définissant l'usinage à réaliser. Elle permet aussi de proposer plusieurs options de simulation pour divers matériaux. Nous distinguons trois zones dans l'interface graphique :

4.2.2.1 La zone définition des parcours et matériaux

La zone de définition des parcours permet de générer manuellement le parcours du jet ou de proposer un parcours préconstruit. Pour l'instant elle inclut deux boutons (Figure 4.2) permettant de générer automatiquement un tracé par balayage ou en spirale uniquement pour les cas de poches rectangulaires. La géométrie du rectangle à parcourir et le pas de balayage sont également modifiables.

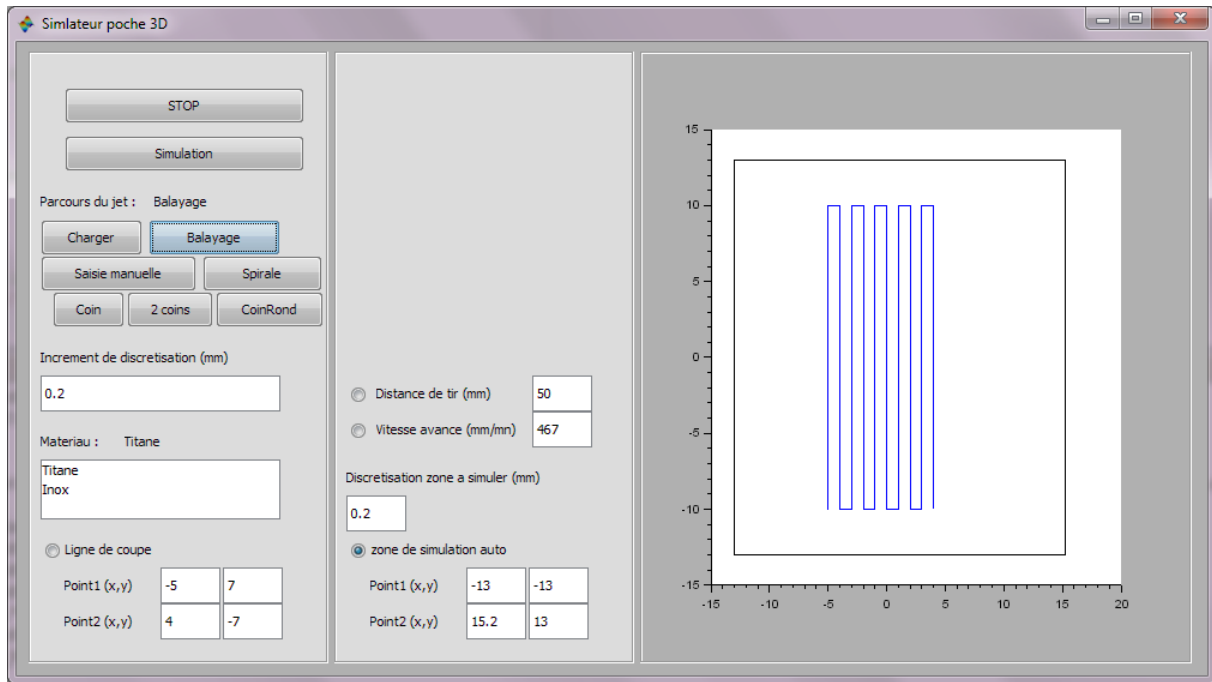


Figure 4.2 Interface graphique du simulateur

De plus, cette zone propose de charger un fichier de tracé déjà préparé avec un autre outil de CAO et enregistré en format « dxf ». Le choix de ce format permet au simulateur de lire l'ensemble des points, segments et arcs de cercles ; c'est aussi le format d'entrée de la plupart des machines de découpe. L'incrément de discrétisation du parcours est modifiable tout comme les paramètres matériaux identifiés à partir du modèle de Gauss décomposé présenté au chapitre 2.

4.2.2.2 La zone à simuler et contrôles manuels

Le SOD et la vitesse d'avance peuvent aussi être saisis ainsi que la dimension et la discrétisation de la surface de la zone à simuler.

4.2.2.3 La zone graphique

La représentation 2D du tracé et 3D de la simulation s'affichent une fois le calcul réalisé. La Figure 4.3 présente un exemple de tracé du jet défini par deux segments perpendiculaires de 10 mm chacun.

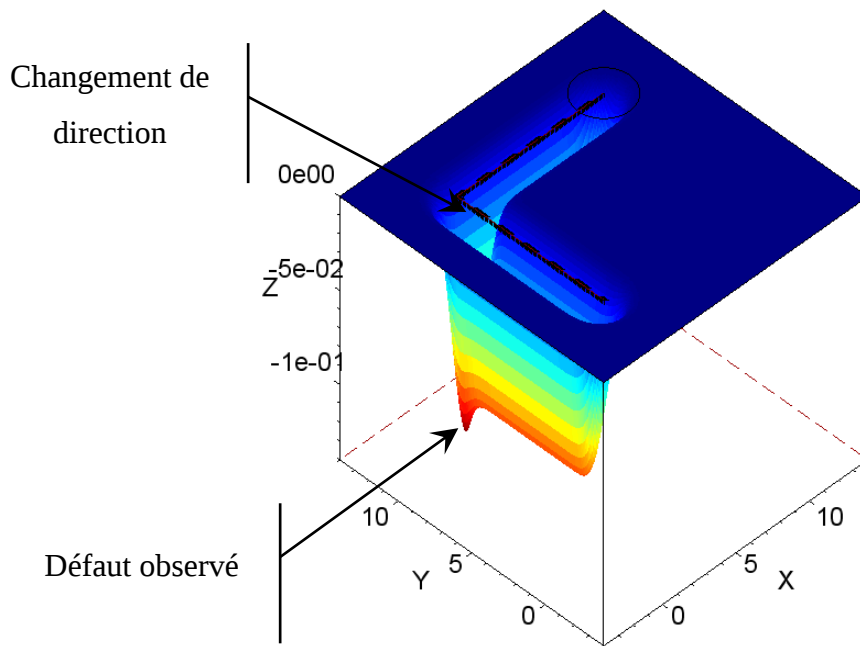


Figure 4.3 Zone graphique de l'outil de simulation

La zone graphique permet d'observer les défauts de profondeur spécifiques à chaque tracé de poche. Dans le cas présenté (Figure 4.3), un défaut dû à un virage à angle droit est généré. Le simulateur permet de le prendre en compte et de l'afficher dans la zone simulée. Enfin une ligne de coupe peut être tracée afin d'observer une section de la pièce usinée (Figure 4.4).

4.2.2.4 Limites actuelles du simulateur

Pour l'instant le simulateur ne prends pas en compte la cinématique de la machine. Elle peut être approchée par un découpage préalable des trajectoires par zones en fonction de la caractérisation de la machine. Dans le cas de notre machine, le constructeur donne une accélération maximum sur chaque axe à 0.5m/s^2 . Donc pour un saut de vitesse d'avance allant de 0 à 100mm/min , il faut une distance de $2.8\mu\text{m}$. Tant que les variations de vitesses sont faibles les distances nécessaires à l'accélération et décélération restent faibles devant les parcours à réaliser.

L'éjection du jet n'est pas prise en compte donc on ne peut pas prévoir de phénomènes d'abrasion sur les surfaces déjà usinées.

Les temps de stabilisation à l'ouverture et fermeture du jet ne sont pas non plus implémentés.

Les temps de calculs peuvent devenir très importants suivant la longueur du parcours, les dimensions de la zone à simuler et la précision demandée.

4.3 Problématiques géométriques

Lors de la génération de trajets dans des poches fermées certaines zones usinées se trouvent trop usinées ou pas assez car deux problématiques s'ajoutent à celle de l'ouverture fermeture du jet : le piétinement du jet et le pas non constant. En première approche, le jet peut être considéré comme un outil cylindrique de forme gaussienne centré sur l'axe du canon de focalisation (voir Figure 4.1).

4.3.1 Phénomène de piétinement

Lors d'un trajet rectiligne l'incision réalisée est symétrique de part et d'autre de la ligne parcourue. Mais lors d'un trajet circulaire ou lors du passage d'un angle, la partie extérieure de l'empreinte est moins exposée que la partie intérieure. Il en résulte un usinage plus profond que prévu et décalé vers l'intérieur du parcours : le jet « *piétine* » sur sa partie intérieure. Pour une même vitesse d'avance, plus le rayon de passage est petit, plus les décalages deviennent importants. La Figure 4.4 montre le piétinement et le décalage du profil Gaussien lors du passage d'un angle droit. Pour un angle de 90°, le piétinement génère une sur-profondeur de 20% (passe de 0.102 à 0.124mm) et une distance de décalage du fond du piétinement par rapport à l'angle de 0.4mm (0.28mm en X et Y).

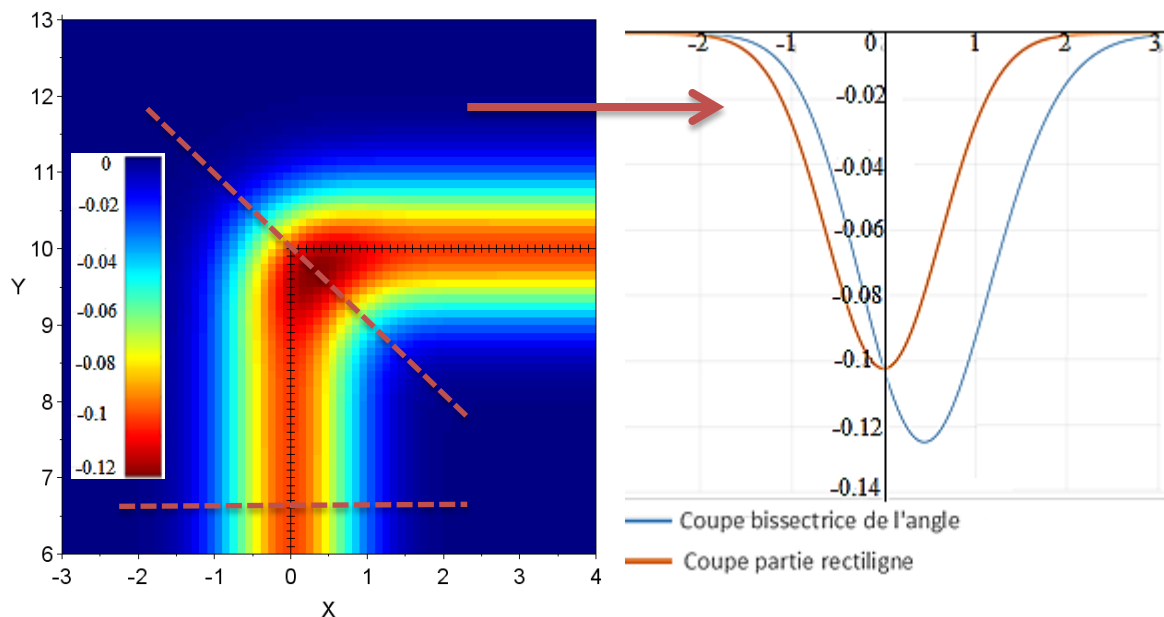


Figure 4.4 Effet du piétinement du jet sur la profondeur

4.3.2 Pas non constant

Lors du passage d'un angle ou de rayons non concentriques, le pas entre chaque passage n'est plus constant. Plus la distance entre les passages sera importante, plus faible sera la

profondeur car l'énergie du jet se répartit sur une plus grande largeur et la profondeur atteinte diminue.

4.3.3 Solution envisagée

Afin de limiter les problèmes géométriques énoncés ci-dessus et les problèmes liés à la cinématique de la machine, il faut chercher des trajectoires qui possèdent le moins d'angles vifs et le moins de faibles rayons. Il faut aussi observer si des zones trop usinées en raison d'un piétinement ne sont pas compensées par l'augmentation locale du pas. Dans le cas où ces trajets sont obligatoires, il faudra adapter localement la vitesse d'avance. La vitesse d'avance est choisie car il est plus simple et rapide de la modifier que de modifier le SOD ou la pression. De même c'est un paramètre très influent sur la profondeur usinée. Ces corrections de vitesses seront approfondies dans les paragraphes suivants.

4.4 Stratégies d'usinage de poches rectangulaires

Pour réaliser des poches rectangulaires fermées sans arrondi, plusieurs parcours d'outils peuvent être envisagés. Les principaux sont détaillés ci-après :

4.4.1 Usinage par balayage

4.4.1.1 Usinage par balayage en aller simple (Zig-Zig)

Cette stratégie d'usinage présente des irrégularités de fond de poches surtout lorsque le jet s'arrête en pleine matière après chaque passe. Ce qui signifie qu'une décélération de la tête de coupe pour atteindre une vitesse nulle s'impose et génère une zone plus profonde à l'arrêt du jet pour chaque passage.

En simulant une seule passe à l'aide de l'outil de simulation (Figure 4.5) la profondeur obtenue est constante. Le simulateur ne prend pas en compte les zones plus profondes dus à l'accélération et la décélération du jet. Afin d'approcher la réalité une simulation a été faite. En découpant les phases d'accélération et de décélération comme indiqué précédemment par pas de 0.1mm (soit 4 paliers de 600mm/mn), on note une augmentation de l'ordre de 3.6% des profondeurs en début et fin de trajet. La simulation présentée s'effectue pour une pièce en Alliage de Titane, $V_f = 2400\text{m/mn}$, $\text{SOD} = 40\text{mm}$ et une pression de 1000bar.

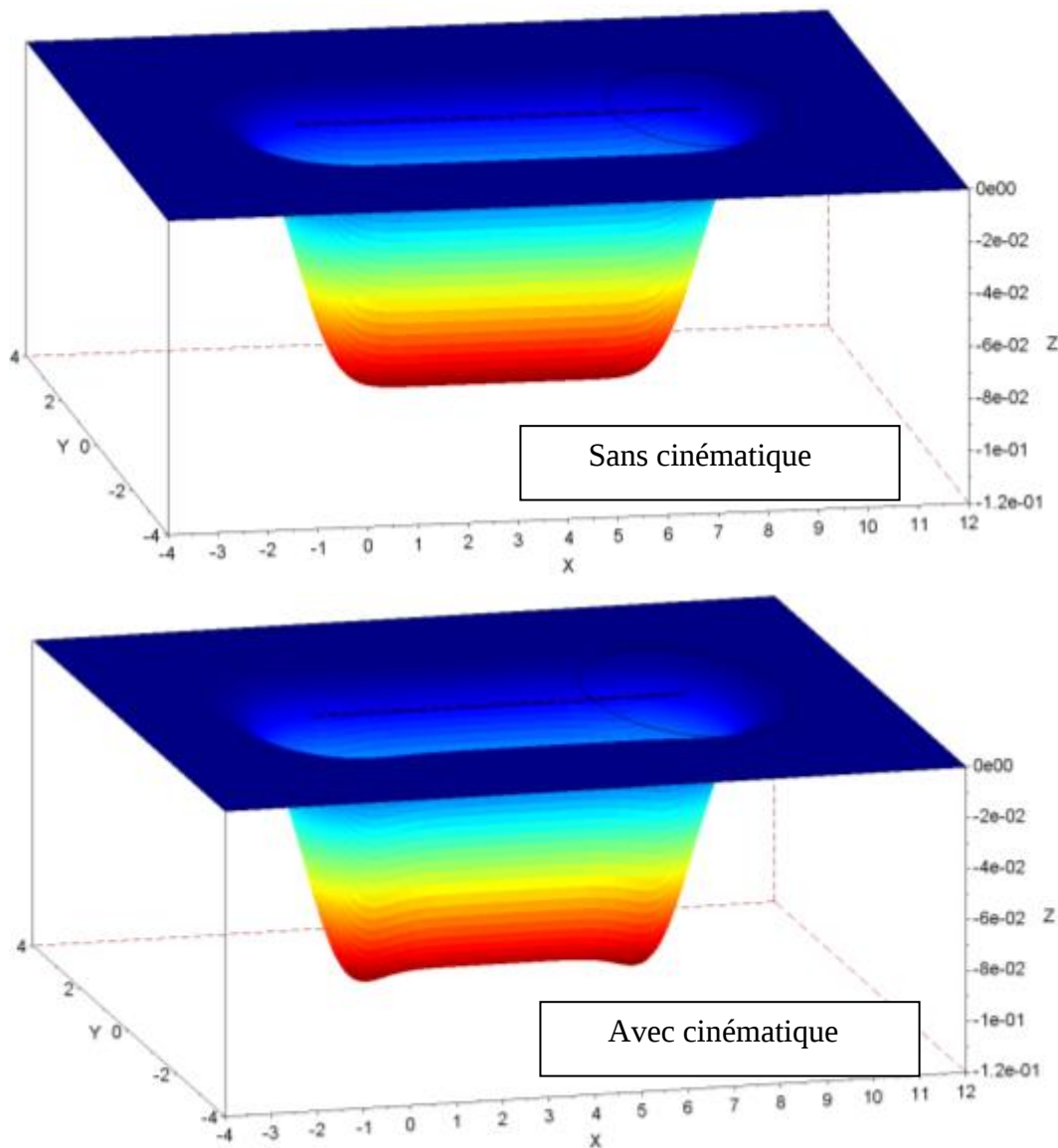


Figure 4.5 Simulation d'un passage rectiligne du jet sans et avec prise en compte de la cinématique machine

4.4.1.2 Usinage par balayage en aller-retour (Zig-Zag)

Le balayage en aller simple peut être amélioré en réduisant le nombre d'ouvertures et de fermetures du jet. Les zones plus profondes correspondant à ces points d'arrêts peuvent être réduites voir éliminées en réalisant un balayage continu.

L'usinage par balayage en aller-retour consiste à ouvrir et fermer une seule fois le jet lors de l'usinage. L'ouverture et la fermeture du JEA correspondent respectivement au point de départ et d'arrivée du jet. Cette configuration minimise le nombre de zones plus profondes dues à la stabilisation du jet. Par contre au moment d'un rebroussement de chemin ou en passant des angles vifs ou de faibles rayons, la vitesse passe forcément par une valeur faible

ou nulle. De ce fait une décélération est imposée, et induit la présence de zones plus profondes sur les angles. De plus ces zones sont aussi celles où se situe le piétinement du jet.

En réalisant une simulation de la stratégie par balayage en aller-retour, des zones plus profondes apparaissent sur les bords de la poche usinée à cause du piétinement du jet. Sachant que le logiciel de simulation ne prend pas en compte la notion d'accélération de la machine, ces défauts (Figure 4.6) correspondant alors au piétinement du jet lors du rebroussement du chemin seront légèrement plus importants dans la réalité.

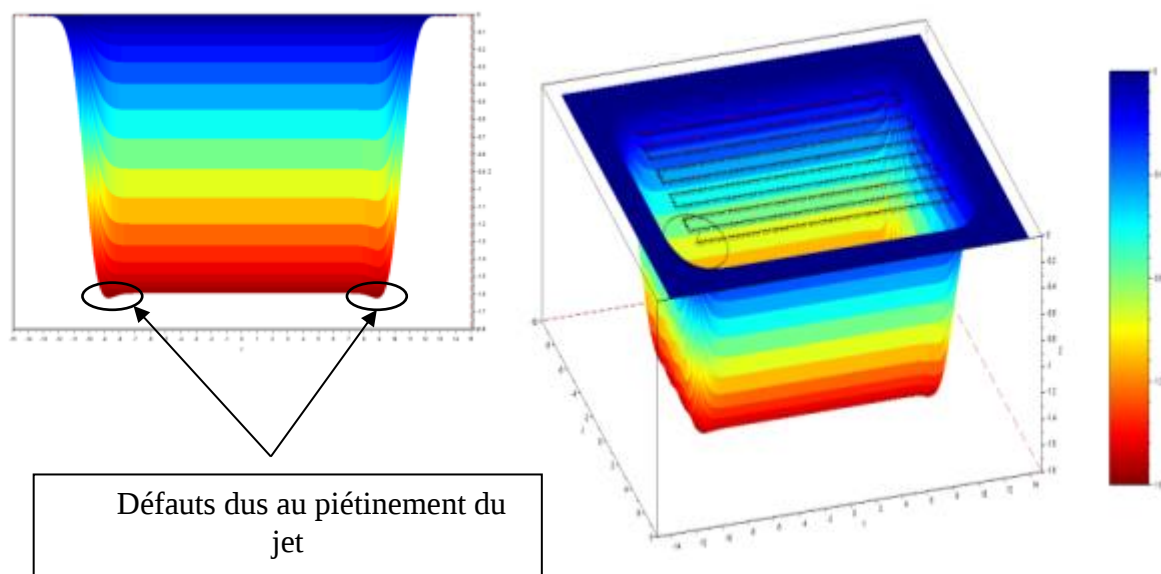


Figure 4.6 Simulation de l'usinage par balayage en aller-retour

Pour limiter les défauts liés au piétinement, il est possible d'augmenter la vitesse d'avance dans ces zones de transitions. De manière pratique les segments provoquant ces défauts sont les trajets de transition entre chaque passage. En choisissant la vitesse maximale atteignable sur la longueur du segment, le défaut s'en trouve fortement diminué.

4.4.2 Usinage en spirale

4.4.2.1 Spirale simple

Pour réaliser une poche rectangulaire sans couper le jet au cours de l'usinage, le jet doit suivre une trajectoire avec des angles droits lors des rebroussements sur les bords de la poche. Le concept de la stratégie en spirale, propose de remplacer les angles droits par des arcs de cercles (Figure 4.7) et permet donc d'usiner des poches rectangulaires avec des coins arrondis en limitant l'usage de trajets de liaison vu au paragraphe précédent. Si les angles droits sur les coins de poche sont remplacés par des arcs, la zone de piétinement du jet sera réduite.

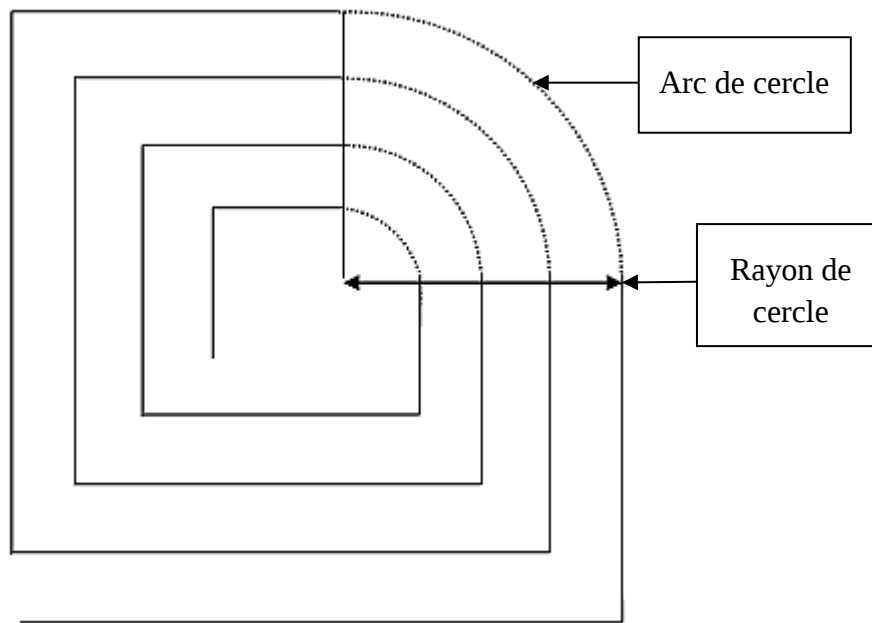


Figure 4.7 Représentation des coins arrondis avec la stratégie en spirale

Pour une vitesse d'avance donnée, l'accélération maximale de la machine impose un rayon d'arc minimal (Eq (4.1)).

$$r = Vf^2/\Omega \quad (4.1)$$

Avec Ω l'accélération de la tête de coupe (m/s^2), Vf la vitesse d'avance (m/s) et r (m) le rayon de l'arc parcouru par la tête de coupe

4.4.2.1.1 Arcs concentriques

En choisissant des arcs ayant le même centre sur les coins du trajet (Figure 4.7), un pas de balayage constant sera obtenu tout au long de l'usinage. Cependant le plus petit rayon (correspondant au plus petit arc) ne doit pas être inférieur à la valeur r_{mini} qui satisfait l'accélération maximale délivrée par la machine (Eq. (4.1)).

Un pas de décalage constant au cours de l'usinage permet de réaliser une poche à fond plat. En conséquence, le choix du rayon minimal r_{mini} est au moins égal au pas de décalage. Sur la Figure 4.8 le choix des rayons minimaux correspondent aux valeurs de pas de décalage permettant d'obtenir un fond plat. Pour un rayon de 0.5 mm, l'accélération maximale de la machine autorise l'utilisation des vitesses en dessous de 950 mm/min.

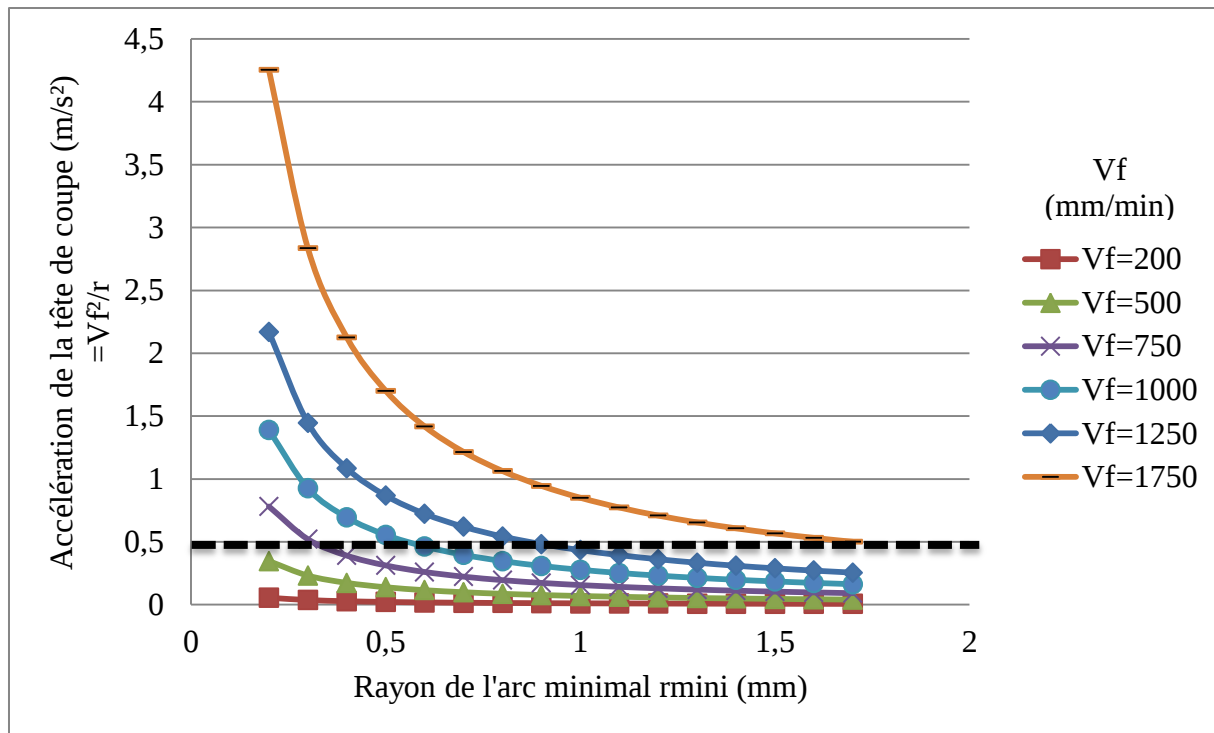


Figure 4.8 Evolution de l'accélération en fonction du rayon d'arc minimal pour divers vitesses d'avance

Pour des vitesses d'avance en dessous de 750 mm/min, un grand nombre de rayons est réalisable par cette machine. Mais pour des vitesses d'avances importantes principalement au-dessus de 1750 mm/min, l'accélération de la machine n'autorise que de grands rayons. Cette configuration de parcours limite le choix des paramètres permettant d'usiner à grandes vitesses d'avance en particulier pour les alliages légers. Par contre ceci montre qu'il est plus facile d'usiner de faibles épaisseurs pour des matériaux durs que sur des matériaux ductiles : les vitesses d'avances étant plus faibles elles sont donc moins sensibles aux problèmes de cinématique de la machine.

4.4.2.1.2 Arcs égaux

La stratégie en spirale qui utilise des arcs concentriques n'est pas la seule solution. Le parcours peut être réalisé avec des arcs ayant le même rayon et décalé de la valeur du pas suivant les axes x et y (Figure 4.9). Cette configuration permet de choisir un seul rayon pour tout le tracé qui obéit aux exigences d'accélération maximale de la machine.

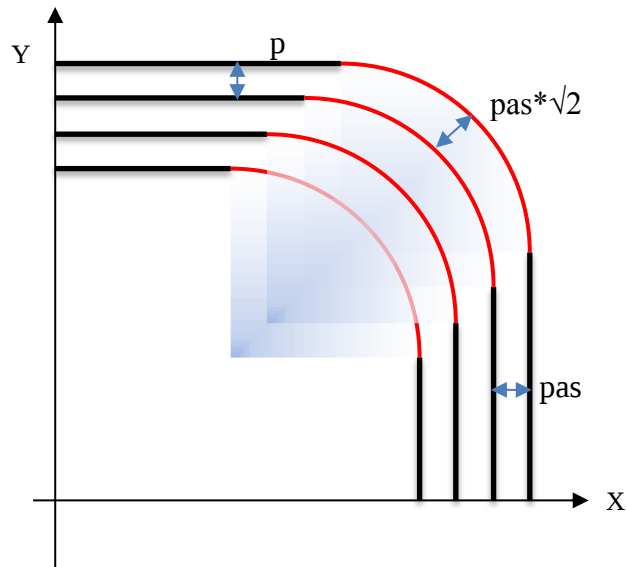


Figure 4.9 Configuration du tracé en spirale à rayon constant

Par ailleurs une nouvelle problématique se présente dans ce cas, la distance entre deux passages, c'est-à-dire le pas de balayage, n'est plus constant tout au long de l'usinage. Il est constant entre les passages parallèles rectilignes et augmente au fur et à mesure qu'il se rapproche du coin de la poche. Au milieu des arcs, le décalage atteint une valeur maximale égale au $\text{pas} \cdot \sqrt{2}$. Mais l'évolution du décalage entre la valeur du pas et $\text{pas} \cdot \sqrt{2}$ reste à déterminer.

Il a été observé que cette solution peut provoquer l'apparition de stries et de bosses (Figure 4.10) dans les coins de poches.



Figure 4.10 Apparition des bosses sur les coins arrondis (JEDO Technologies)

La photo de la poche usinée en JEA (Figure 4.10) montre les défauts de la stratégie en spirale à rayons constants pour un cas d'usinage avec un *pas* très faible. Afin de montrer les défauts dus à la variation du *pas* sur les arcs, des essais ont été réalisés sur une éprouvette en Ti6Al4V (Figure 4.11).

4.4.2.1.3 Etude préliminaire sur les défauts de coins de poches:

Afin de définir une méthode de correction des défauts présents sur les coins de poches lors de l'usinage par spirale à rayons égaux, une expérience a été réalisée sur une éprouvette en Ti6Al4V (Figure 4.11). Celle-ci utilise des paramètres d'usinage permettant de grossir les défauts (grands rayons et grands *pas*) afin de mieux visualiser les irrégularités sur les arcs. De plus le parcours du jet a été découpé en plusieurs morceaux en affectant des vitesses d'avance différentes pour chaque morceau. Afin de bien visualiser l'effet du paramètre de décomposition des trajectoires (nombre de morceaux) sur la profondeur, les vitesses d'avance affectées sont réduites au fur et à mesure qu'on se rapproche des coins de poches. Le but de cette expérience n'est pas d'atteindre un fond plat mais d'identifier si une correction de la profondeur dans les virages est possible en utilisant une variation de la vitesse d'avance sur des segments et une variation du nombre de morceaux sur les coins de la poche. L'objectif fixé a donc été de vérifier que la profondeur du fond de la poche, entre les passages parallèles et au centre du coin, diminue linéairement avec une modification de la vitesse d'avance.

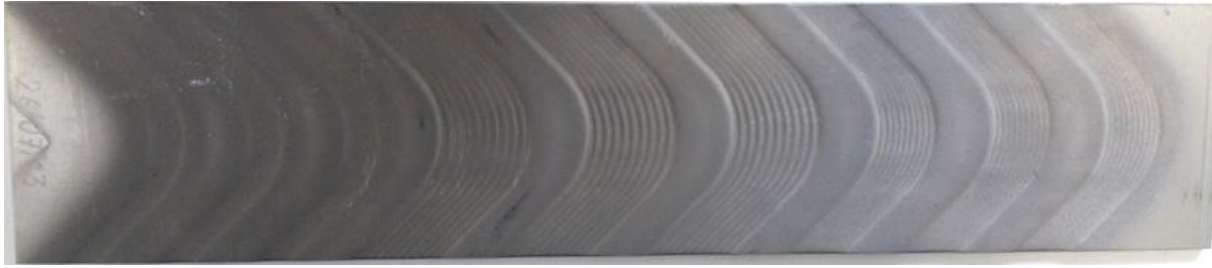


Figure 4.11 Eprouvette en Ti6Al4V usinée à rayon constant

Les paramètres opératoires variables dans cette expérience (Tableau 4.1) sont la vitesse d'avance et le pas de décalage. Le rayon sur les coins de poches est constant (20mm) pour les 9 poches usinées. La valeur de la vitesse initiale ($V_{f_{initiale}}$), sur les trajectoires rectilignes, est choisie suivant le pas de décalage afin d'obtenir des profondeurs de poche voisines et de rester ainsi dans le même cas d'étude.

Série	Poches	Pression (bars)	SOD (mm)	% de $V_{f_{initiale}}=504$ mm/min	Pas (mm)	Nombre d'arcs
1	1	1000	40	100	0.5	3
	2	1000	40	100	0.5	5
	3	1000	40	100	0.5	9
2	1	1000	40	33	1.5	3
	2	1000	40	33	1.5	5
	3	1000	40	33	1.5	9
3	1	1000	40	50	1	3
	2	1000	40	50	1	5
	3	1000	40	50	1	9

Tableau 4.1 Données d'entrée de l'expérience sur les coins de poches

Afin de mieux présenter la stratégie de décomposition des arcs en morceaux, les différentes configurations et l'affectation des vitesses sur chaque segment sont dressées dans le tableau 4.2.

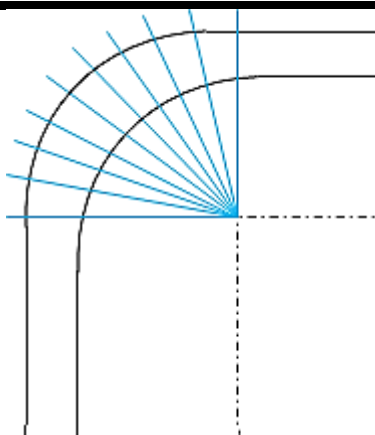
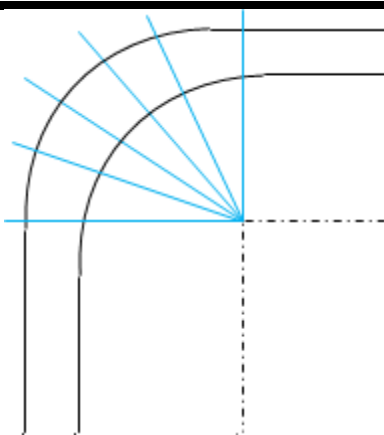
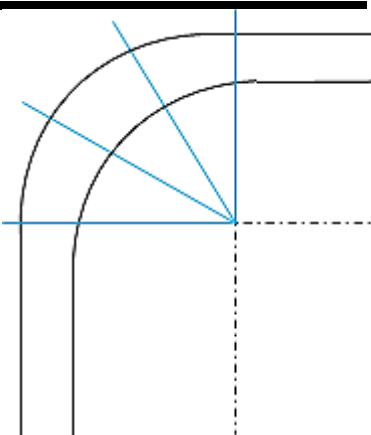
Décomposition de la vitesse d'avance en 9 morceaux		Décomposition de la vitesse d'avance en 5 morceaux		Décomposition de la vitesse d'avance en 3 morceaux	
					
Affectation des vitesses d'avance (mm/min) en fonction du nombre de segments pour chaque série de poche					
pas 0.5 mm	Série1	504-388-291-388-504			
pas 0.5 mm		504-428-328-291-328-428-504			
pas 0.5 mm		504-464-388-337-303-291-303-337-388-464-504			
pas 1.5 mm	Série 2	166-128-96-128-166			
pas 1.5 mm		166-141-108-96-108-141-166			
pas 1.5 mm		166-153-128-111-99.80-96-99.80-111-128-153-166			
pas 1 mm	Série 3	252-194-145.5-194-252			
pas 1 mm		252-214-164-145.5-164-214-252			
pas 1 mm		252-232-194-168.5-151.5-145.5-151.5-168.5-194-232-252			

Tableau 4.2 Configuration des trajectoires des coins de poches

A l'aide du profilomètre Alicona les coins de poches ont été mesurés et une acquisition d'image en 3D est obtenue pour chaque poche (Figure 4.12).

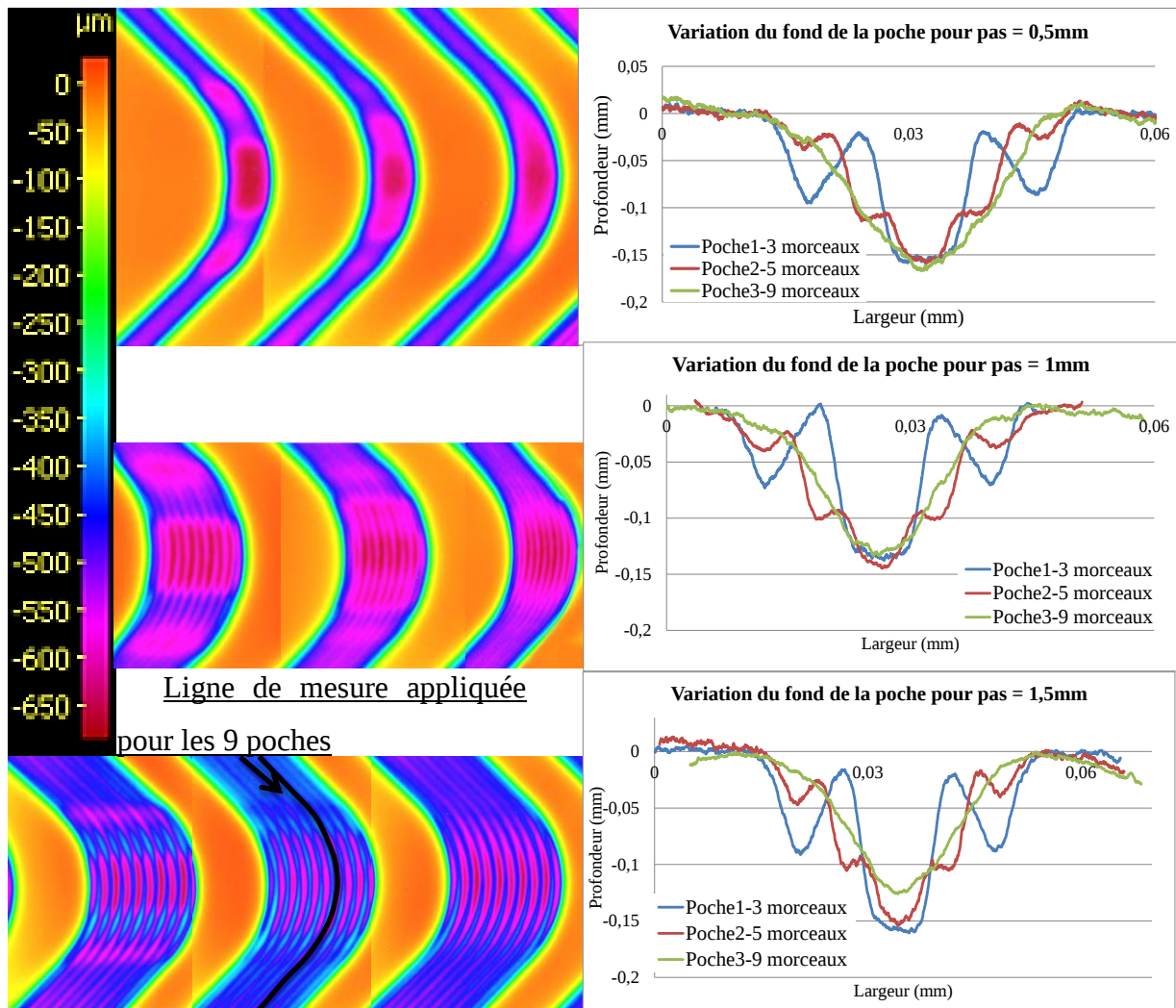


Figure 4.12 Mesure 3D des 9 poches usinées sur du Ti6Al4V

La Figure 4.12 montre les résultats de mesures 3D et les tracés 2D des profils du fond des 9 poches.

Pour chaque série de poche, les courbes correspondant à la décomposition en 3 et 5 morceaux montrent des irrégularités dans la diminution de la profondeur de la poche. Ces irrégularités démontrent que le nombre de morceaux n'est pas suffisant pour obtenir une décroissance linéaire. Tandis que les courbes qui représentent le profil d'une décomposition en 9 morceaux suit une évolution régulière ce qui tend à prouver que cette décomposition est la plus appropriée pour ces exemples de poches présentés.

Pour connaître le nombre de morceaux suffisant pour obtenir une profondeur régulière sur les coins arrondis des poches, un calcul de la variation du pas dans les virages est nécessaire.

4.4.2.1.4 Etude Géométrique

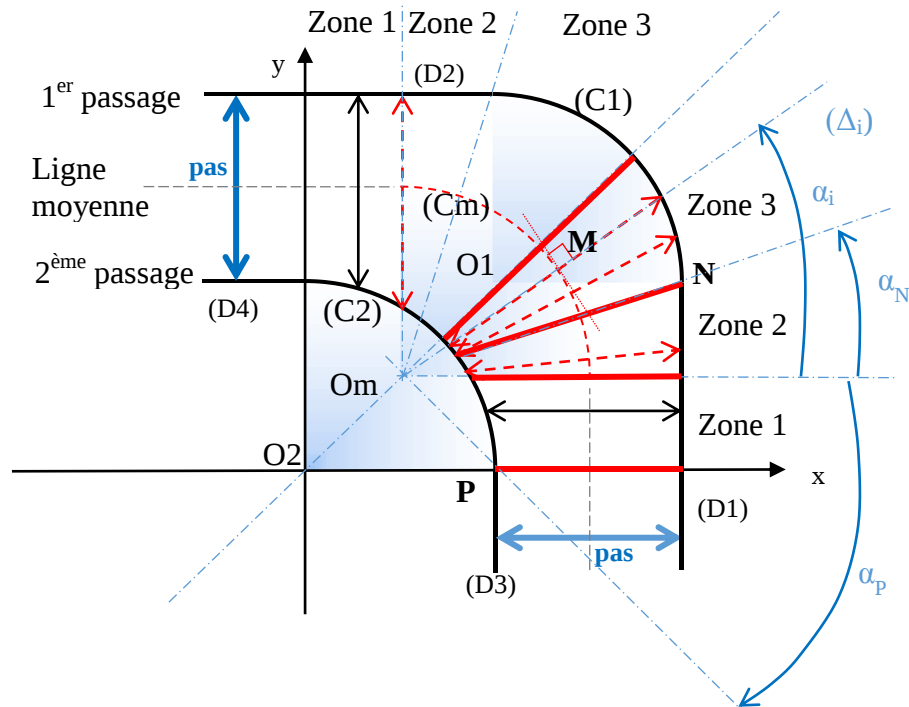


Figure 4.13 Schéma représentatif de l'évolution du pas de décalage entre deux passages à rayon constant

Nous nous intéressons à l'évolution des distances entre deux trajectoires successives (Figure 4.13).

Le premier passage du jet est défini suivant la droite (D1), le cercle (C1) et la droite (D2). Le passage suivant se fera suivant la droite (D3), le cercle (C2) et la droite (D4). Les décalages entre les déplacements linéaires parallèles sont égaux aux pas c'est à dire entre (D1) et (D3) et (D2) et (D4).

Nous avons décidé d'effectuer le calcul des distances à partir d'une ligne moyenne. Cette ligne moyenne est définie par une portion linéaire équidistante à (D1) et (D3), un arc de cercle (Cm) de rayon r et une portion linéaire équidistante entre (D2) et (D4).

Les distances entre les deux trajectoires seront calculées en tout point suivant la normale à cette ligne moyenne.

Le repère de calcul R est le suivant :

- L'origine O2 est le centre du cercle (C2)
- L'axe (x) est défini par O2 et le point P entre la droite (D3) et le cercle (C2)
- L'axe (y) se retrouve être à la transition du cercle (C2) avec la droite (D4).

Seule la moitié des distances seront calculées. L'autre moitié sera obtenue par symétrie.

Trois zones vont se distinguer dans cette configuration :

La zone 1 : Les distances vont être calculées entre le cercle ($C2$) et la droite ($D1$) suivant l'axe (x). En effet, la ligne moyenne dans cette zone est une droite verticale. La normale à cette droite est parallèle à (x).

La zone 2 : Les distances vont être calculées entre le cercle ($C2$) et la droite ($D1$) suivant les normales au cercle (Cm).

La zone 3 : Les distances vont être calculées entre le cercle ($C2$) et le cercle ($C1$) suivant les normales au cercle (Cm).

Les diverses équations suivantes sont nécessaires pour la résolution :

L'équation du cercle ($C2$) s'écrit sous la forme suivante :

$$(C2) : x^2 + y^2 = r^2 \quad (4.2)$$

Nous pouvons ensuite écrire l'équation des cercles ($C1$) et (Cm) dans le repère R :

$$(C1) : (x - x_{o1})^2 + (y - y_{o1})^2 = r^2 \quad (4.3)$$

$$(Cm) : (x - x_{om})^2 + (y - y_{om})^2 = r^2 \quad (4.4)$$

Les coordonnées des centres respectifs des cercles ($C1$) et (Cm) sont dans le repère R :

$$(O1) : x_{o1} = y_{o1} = pas \quad (4.5)$$

$$(Om) : x_{om} = y_{om} = \frac{pas}{2} \quad (4.6)$$

Cela nous permet d'écrire les équations paramétrées des cercles ($C1$) et (Cm) :

$$(C1) : (x - pas)^2 + (y - pas)^2 = r^2 \quad (4.7)$$

$$(Cm) : \left(x - \frac{pas}{2}\right)^2 + \left(y - \frac{pas}{2}\right)^2 = r^2 \quad (4.8)$$

L'équation de la droite ($D1$) s'écrit comme suit :

$$(D1) : x = r + pas \quad (4.9)$$

Les normales au cercle (Cm) sont définies en tout point M par la droite (Δ_i) passant par Om et M , Om étant le centre du cercle (Cm). L'équation de (Δ_i) s'écrit, dans le repère R , comme suit :

$$\begin{aligned}
 (\Delta i) : y - y_{Om} &= \tan(\alpha_i) * (x - x_{Om}) \\
 (\Delta i) : y - \frac{pas}{2} &= \tan(\alpha_i) * \left(x - \frac{pas}{2}\right) \\
 (\Delta i) : y &= \tan(\alpha_i) * \left(x - \frac{pas}{2}\right) + \frac{pas}{2} \text{ pour } 0 \leq \alpha_i \leq \frac{\pi}{2}
 \end{aligned} \tag{4.10}$$

Résolution :

Par la suite on considèrera le $pas < 2*r$.

La zone 1 est définie pour $y \in [0, pas/2]$

A partir de l'équation, nous obtenons :

$$x_{C2} = \sqrt{r^2 - y^2} \tag{4.11}$$

La distance entre les deux passes sur cette zone est donnée à l'aide des équations (4.9) et (4.11).

$$\text{dist} = r + pas - \sqrt{r^2 - y^2} \tag{4.12}$$

Pour une homogénéité du tracé des distances que nous ferons à l'issue de l'étude des distances, nous avons besoin de définir le secteur angulaire de cette zone autour de Om. La portion angulaire est caractérisé par l'angle α_P . Celui-ci est obtenu par :

$$\alpha_P = \arctg\left(\frac{\overrightarrow{OmP} \cdot \vec{y}}{\overrightarrow{OmP} \cdot \vec{x}}\right) = \arctg\left(\frac{-pas/2}{r - pas/2}\right) \tag{4.13}$$

Dans la zone 2, les distances sont calculées suivant la droite (Δi) entre la droite (D1) et le cercle (C2). Cette zone est définie pour $0 \leq \alpha_i \leq \alpha_N$, α_N caractérisant la position du point N.

Le point N a pour coordonnées dans R, $N : (r + pas, pas)$.

L'angle α_N est obtenu par :

$$\alpha_N = \arctg\left(\frac{\overrightarrow{OmN} \cdot \vec{y}}{\overrightarrow{OmN} \cdot \vec{x}}\right) = \arctg\left(\frac{pas/2}{r + pas/2}\right) \tag{4.14}$$

En substituant x de l'équation (4.9) dans l'équation (4.10) le point d'intersection entre (Δi) et (D1) est obtenu. De la même manière, la substitution de y de l'équation (4.10) dans l'équation (4.2) permet d'obtenir le point d'intersection entre (Δi) et (C2).

Les distances dans cette zone entre les deux passes sont obtenues par les distances entre ces deux points d'intersection qui varient avec α_i .

Enfin la zone 3 est définie pour $\alpha_i \in [\alpha_N, \pi/4]$.

Le premier point d'intersection sera calculé en substituant y de l'équation (4.10) dans l'équation (4.2). Le deuxième point sera calculé en substituant y de l'équation (4.10) dans l'équation (4.7).

Les distances dans cette zone entre les deux passes sont obtenues par les distances entre ces deux points d'intersection qui bougent avec α_i . La distance maximale sera de $\sqrt{2}pas$ pour $\alpha_i = \pi/4$.

L'ensemble des équations de calcul des distances a été implémenté dans une feuille de calcul Excel.

Afin de compenser la variation du fond de poche due à la variation du *pas* de décalage sur les coins, une variation de la vitesse d'avance entre la zone de passages rectilignes (V_{fr}) et la zone sur les coins arrondis (V_{fa}) est appliquée. La relation qui lie le *pas* de décalage et la vitesse d'avance peut être trouvée grâce à l'équation de la profondeur de la poche présentée dans le chapitre 3 et l'équation prédictive de la profondeur de l'incision présentée au chapitre 2:

$$hpoche = (1 + \%E) \frac{\sqrt{\pi} * (a0 * Vf^{a1} * SOD^{a2} * P^{a3} * Gr^{a4}) * bmoy}{pas} \quad (4.15)$$

Dans le but d'atteindre la même profondeur tout en variant les vitesses d'avance et le *pas*, les profondeurs sur les zones rectilignes et arrondies sont donc considérées identiques : $hpoche_r = hpoche_a$. En considérant que la faible variation de vitesses a un effet négligeable sur les largeurs des incisions, $bmoy_r$ et $bmoy_a$ sont aussi considérées identiques. Enfin le rapport des deux relations de $hpoche_r$ et $hpoche_a$ permet d'obtenir une relation de la vitesse d'avance en fonction du *pas* de décalage (Eq. (4.16)) :

$$\frac{pas_a}{pas_r} = \left(\frac{V_{fa}}{V_{fr}} \right)^{a1} \text{ avec } a1 = -1.017 \text{ ou } V_{fa} = V_{fr} * \left(\frac{pas_a}{pas_r} \right)^{1/a1} \quad (4.16)$$

L'évolution du décalage en fonction de l'angle α_i , sur les coins de la poche, est représenté Figure 4.14.

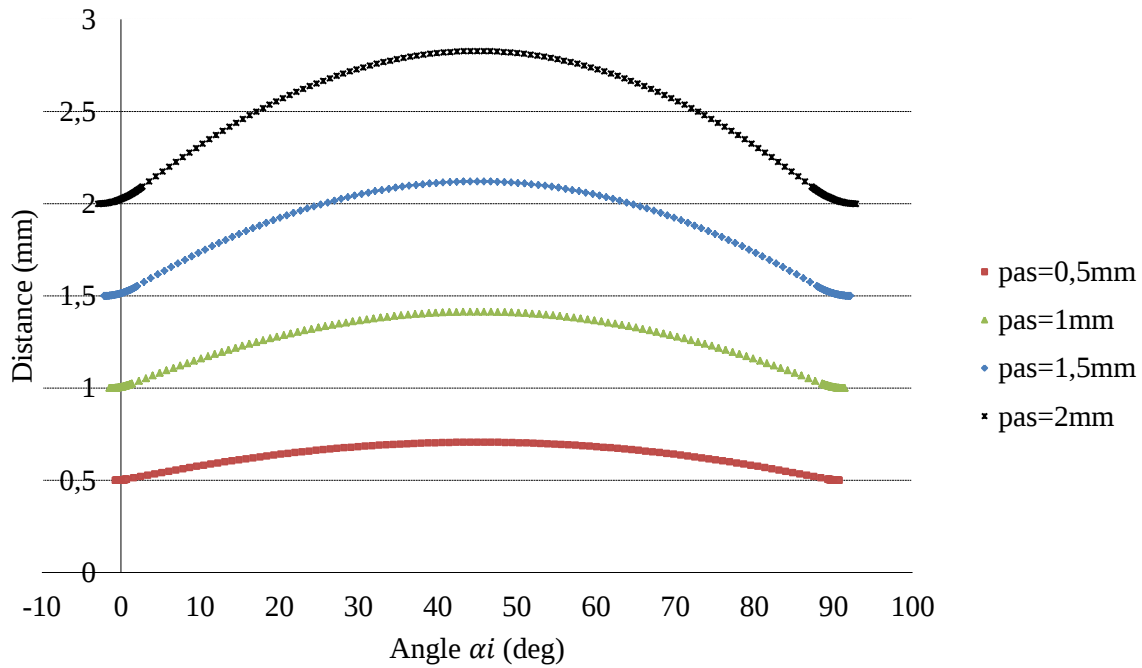


Figure 4.14 Variation du décalage sur les coins de la poche

Pour un même rayon d'arc de cercles, plus le pas est grand plus l'amplitude de décalage est importante. Pour une même configuration géométrique d'incision, si le décalage entre les passes augmente, l'ondulation de fond de poche s'amplifie. Dans le chapitre 3, l'ondulation de fond de poche a été exprimée en fonction du pas de décalage et de la largeur de l'incision (Eq. (3.12)). Connaissant tous les paramètres d'entrée pour réaliser une poche, nous pouvons choisir de faire varier la vitesse d'avance sur les coins arrondis afin de réduire l'amplitude des ondulations importantes.

Une méthode de décomposition des arcs de coins de poches en plusieurs morceaux est proposée. La Figure 4.15 représente le pourcentage de décalage $\frac{\Delta pas}{pas} = \frac{pas_i - pas}{pas}$ en fonction de l'angle (α_i). Cette évolution est valable quelles que soient les valeurs de pas et de rayons r .

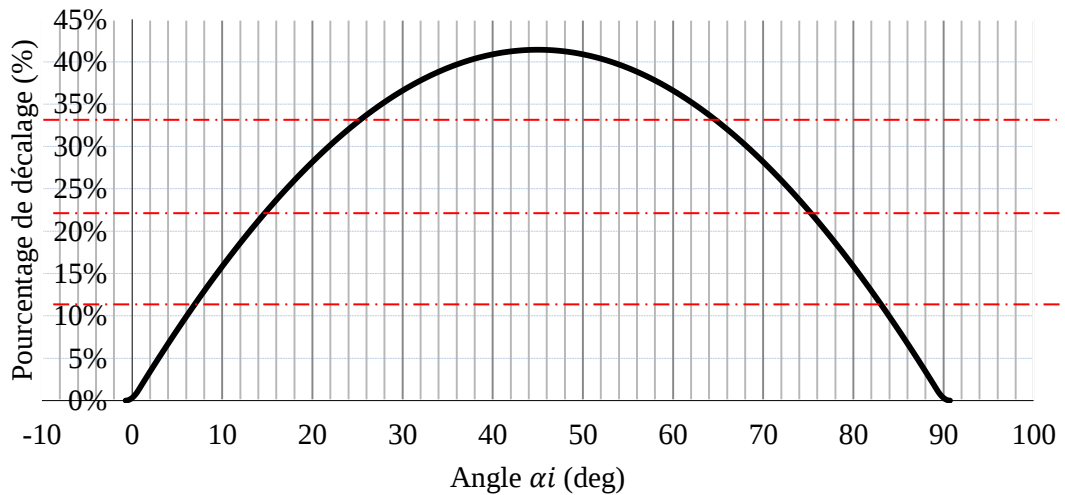


Figure 4.15 Evolution du pourcentage de décalage en fonction de l'angle (α_i)

A titre d'exemple, autoriser une tolérance de %tol=10% sur la profondeur de la poche, revient à recalculer pour chaque morceau la vitesse adaptée à la variation du pas grâce à l'équation (4.16). Nous pouvons ainsi couper la courbe d'évolution du pourcentage de décalage avec 3 lignes, une fois tous les 11% de décalage (Eq. (4.17)).

$$\frac{\Delta pas}{pas} = \frac{\frac{\Delta h}{h_{poche}}}{1 - \%tol} \quad (4.17)$$

Cette équation est obtenue à partir de l'équation (3.3) donnant la profondeur de la poche en fonction des paramètres géométriques de l'incision et du pas.

Les arcs sont donc décomposés en sept morceaux. Ainsi au maximum d'augmentation du pas de 41,5%, d'après l'équation (4.16) la diminution de la vitesse d'avance est de 36.2 % afin de garder la même profondeur au fond de la poche. Le choix de la vitesse d'avance, en choisissant la réduction moyenne de vitesse pour chaque morceau de l'arc est présenté dans le Tableau 4.3.

(α_i)	Valeur moyenne de décalage (%)	Réduction de la vitesse d'avance (%)
Entre 0° et 6.5°	5.5%	3.9%
Entre 6.5° et 14°	16%	11.3%
Entre 14° et 25°	26.5%	18.7%
Entre 25° et 45° (zone commune des deux côtés de l'arc)	37%	26.2%

Tableau 4.3 Réduction de la vitesse en fonction de l'angle pour chaque morceau de l'arc

4.4.2.2 Simulation de la stratégie en spirale

Afin de réaliser des poches de forme rectangulaire, la stratégie en spirale avec un rayon constant est la meilleure solution puisqu'elle offre l'opportunité d'utiliser un plus large domaine de paramètres machine. En utilisant la procédure de réponse client présentée dans le chapitre 3 permettant d'obtenir les paramètres opératoires qui correspondent à une profondeur de 0.9mm avec un *pas* de 1 mm, la simulation 3D de la poche peut être affichée par le logiciel Scilab (Figure 4.16).

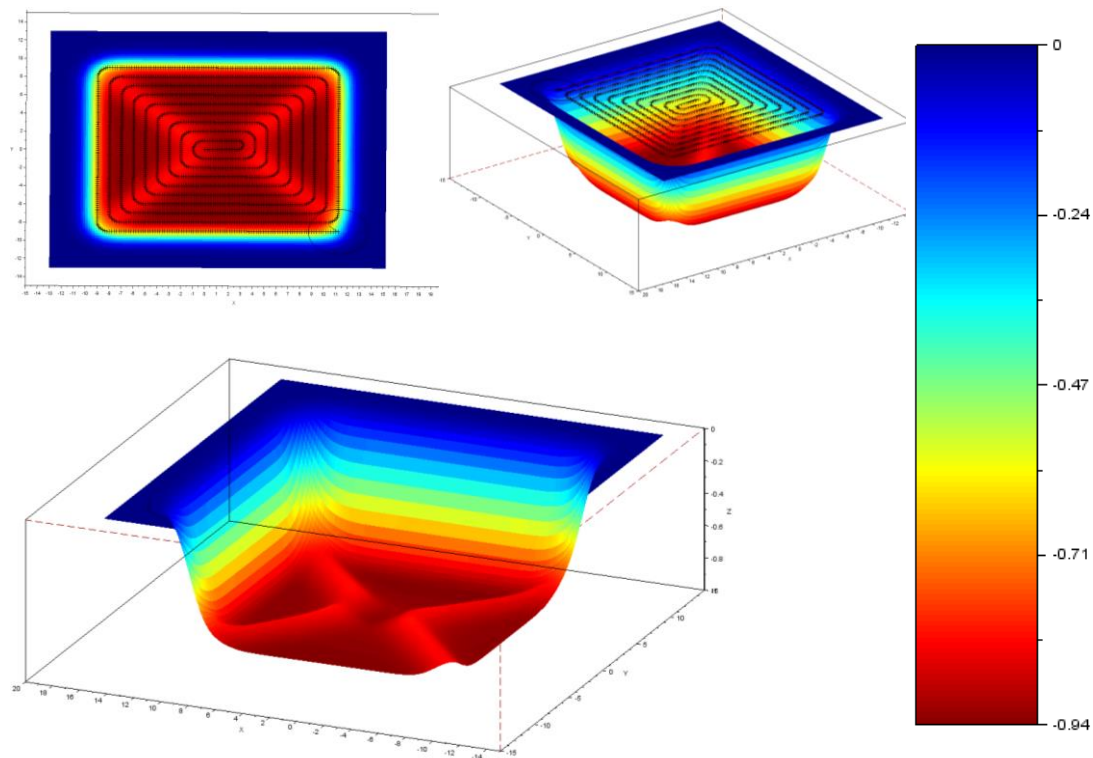


Figure 4.16 Simulation d'une poche en spirale avec des coins arrondis

4.4.2.3 Correction des défauts à l'aide du logiciel de simulation

A partir de la première simulation de la poche, les coordonnées du centre de chaque spot pour chaque incrément sont sauvegardées. La simulation montre des variations de profondeur sur les coins des tracés d'environ 20%. Afin de corriger ces irrégularités de profondeur aperçues au fond de la poche, une fonction « Adapting » a été créée. Cette fonction a pour rôle de réduire la variation de profondeur en modifiant $V_{f_{init}}$ pour rester dans l'intervalle de tolérance imposé. Pour diminuer les écarts suivant un pourcentage d'écart maximal exigé, la fonction « Adapting » exécute plusieurs tâches :

1. Récupérer les coordonnées des points sauvegardés.
2. Localiser les zones moins ou trop profondes et les segments ou arcs correspondants (h_{calc}).
3. Adapter si nécessaire la vitesse d'avance en chaque point M de profondeur h_M par la relation suivante :

$$V_{f_M} = V_{f_{init}} * \left(\frac{h_{Calc}}{h_M} \right)^{a1} \quad (4.18)$$

Après corrections il reste un écart résiduel de seulement 7% au lieu de l'écart de 20% observé initialement (Figure 4.17.).

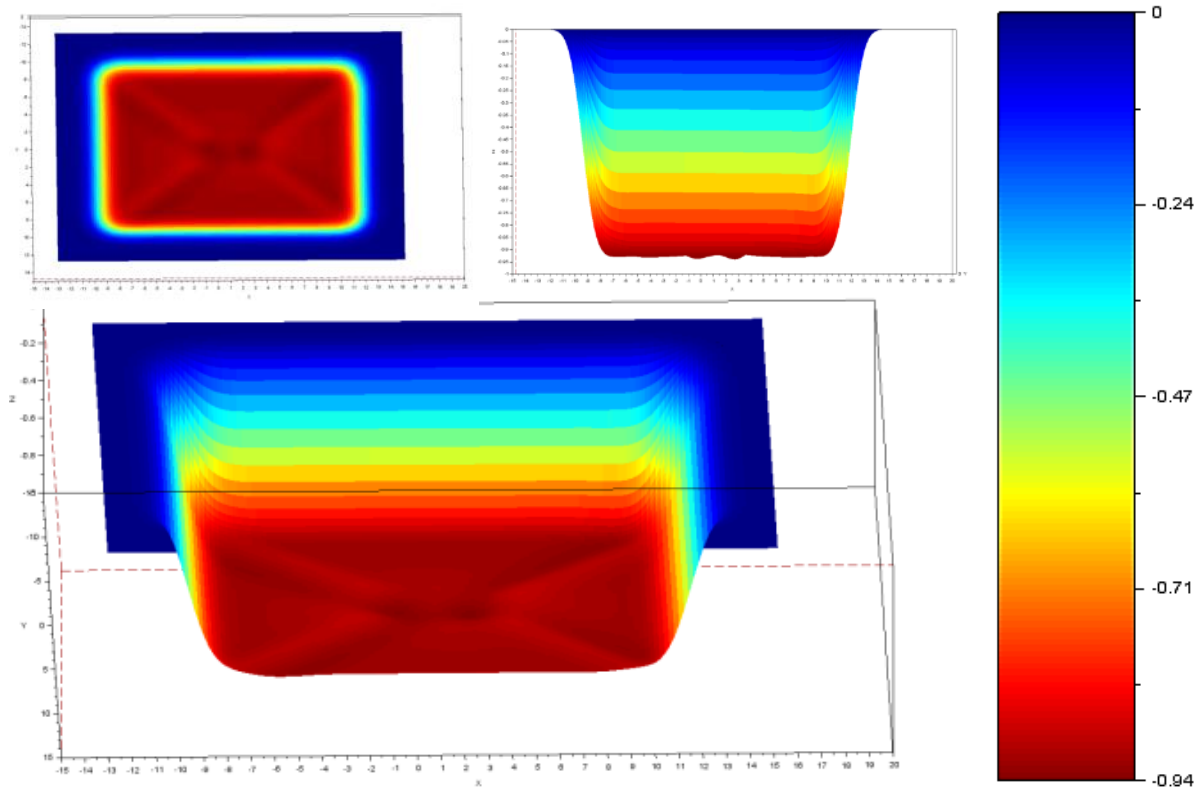


Figure 4.17 Simulation d'une poche après correction des profondeurs sur les coins

4.4.2.4 Comparaison avec l'usinage réel

Un essai d'usinage de trois poches sur de l'acier Inox 304L a été réalisé en utilisant la stratégie en spirale à rayon constant égal au pas (1 mm) (Figure 4.18). La vitesse d'avance a été fixée à 100% à 467mm/min, la pression à 1400bars, un pas de 1mm, un rayon de coin de 1mm, la buse en diamant de 0.254mm, une distance de tir de 40mm et une granulométrie du carbure de silice de 120meshs.

Deux poches sont usinées sans correction des vitesses sur les coins de poches et la troisième avec correction. Les zones plus profondes retrouvées sur la poche correspondent à l'entrée et la sortie du parcours. Elles sont dues au temps de réponse de stabilisation du jet. Le but de cette expérience a été de vérifier le choix de la vitesse corrigée correspondant au décalage du pas dans les coins.

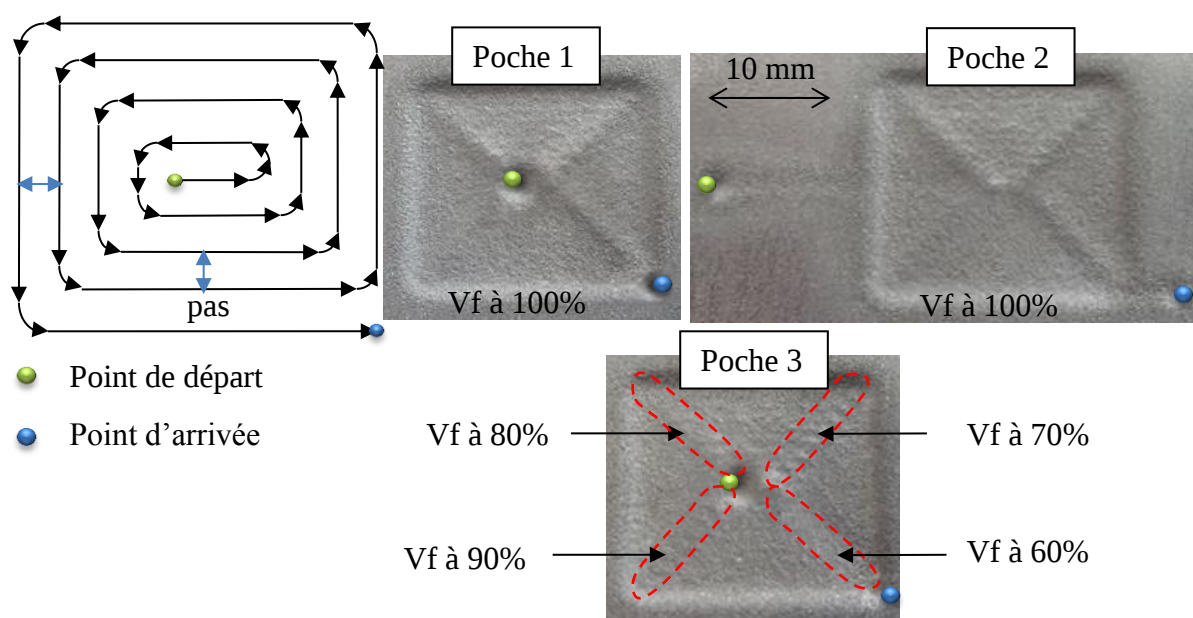


Figure 4.18 Tracé en spirale et application sur une poche en acier Inox

Les poches 1 et 2 ont été usinées à 100% de la vitesse d'avance tout le long du parcours. La seule différence est l'entrée et la sortie du parcours : pour la poche 1, le départ du jet se situe au milieu de la poche et s'arrête sur le coin inférieur. Dans le cas de la poche 2, l'entrée et la sortie se font en dehors de la poche afin d'éviter au mieux les zones plus profondes dans la poche. L'arrivée du jet dans la poche et la sortie se font à une vitesse plus rapide (2500mm/mn) pour minimiser le marquage de la pièce à l'extérieur de la poche et éviter que le recouvrement des passes ainsi superposées ne cause trop d'erreurs sur la poche finale.

Dans le cas de la poche 3, les vitesses d'avance sur les arcs ont été modifiées différemment sur chaque coin de la poche (Figure 4.18). La réduction de 70% de la vitesse d'avance correspond à la valeur qu'il faut pour combler l'écart d'ondulation due à la variation

du pas de décalage voir le §4.4.2.1.4. Les trois autres pourcentages ont été choisis à titre comparatif.

Les bosses, sur les coins du tracé, montrées par la simulation apparaissent de la même manière sur la poche usinée. La variation de profondeur de fond (20% d'écart) prévue par la simulation reste à vérifier. Les mesures réalisées à l'aide du profilomètre optique « Alicona » sont présentées Figure 4.19.

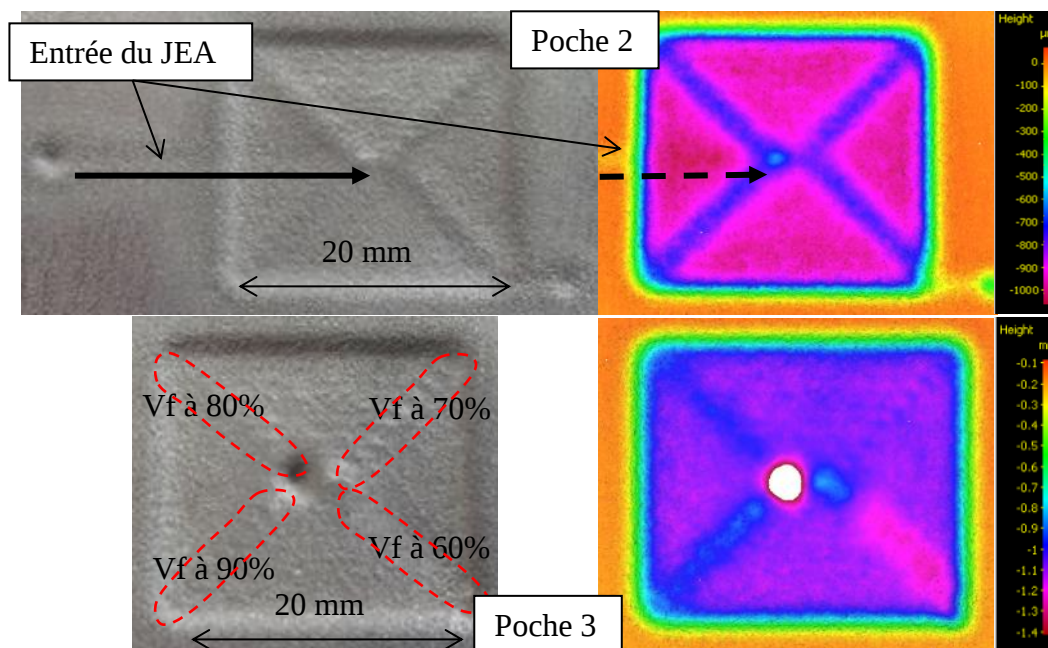


Figure 4.19 Mesures optiques sur « Alicona » des poches usinées

Les mêmes résultats ont été obtenus pour les poches 1 et 2 avec un pourcentage d'écart entre les coins arrondis et les tracés parallèles de 21%. Ce pourcentage d'écart est assez proche de celui trouvé par la simulation (20%) qui utilise les modèles prédictifs présentés dans le chapitre 3. La profondeur de la poche 2 sur les passages parallèles est de 0.96mm pour une valeur de 0.93 mm obtenue par la simulation. Ce faible écart entre la simulation et l'usinage réel confirme la pertinence de la méthode de correction proposée.

Nous remarquons sur la poche 2 une légère variation de profondeur (environ 5%) dans la zone d'entrée du jet d'eau abrasif (Figure 4.18). Cet écart se situe dans la partie du trajet où le jet passe brutalement de 2500mm/min à 457mm/min. L'accélération de la machine étant faible, il faut dans ce cas 1.7mm pour que la vitesse se stabilise. La pièce est donc localement moins usinée car la vitesse réelle est plus importante que prévue. On remarquera que la zone où le jet passe deux fois est invisible lors de la mesure.. Ainsi, la configuration en spirale avec une entrée et une sortie en dehors de la poche peut être considérée comme une très bonne solution pour l'usinage de poche fermée.

Concernant la poche 3, la valeur de la vitesse d'avance (Figure 4.19) est différente pour chaque coin de la poche. Les résultats de mesure montrent que la vitesse à 90% conserve la bosse sur le coin de la poche avec un écart de profondeur de 18%. La vitesse à 80% et 60% présentent respectivement des ondulations de fond de poche positives et négatives avec des écarts respectifs de profondeur de 12% et -12%. La réduction de la vitesse de 30% permet d'atteindre la profondeur de la poche désirée avec un léger écart de 4%. Cet écart pourrait être réduit en utilisant la méthode de décomposition des arcs en morceaux tout en restant dans le cadre du w_{pas} non visible c.à.d. pour $Pas/b_{moy} < 1$ comme indiqué au chapitre 3.

4.4.2.5 Application de l'usinage en spirale pour des rayons mixtes

Afin d'appliquer les stratégies étudiées et les méthodes présentées dans ce chapitre, une dernière expérience sur l'usinage d'une poche à profondeur constante et variable a été réalisée (Figure 4.20).

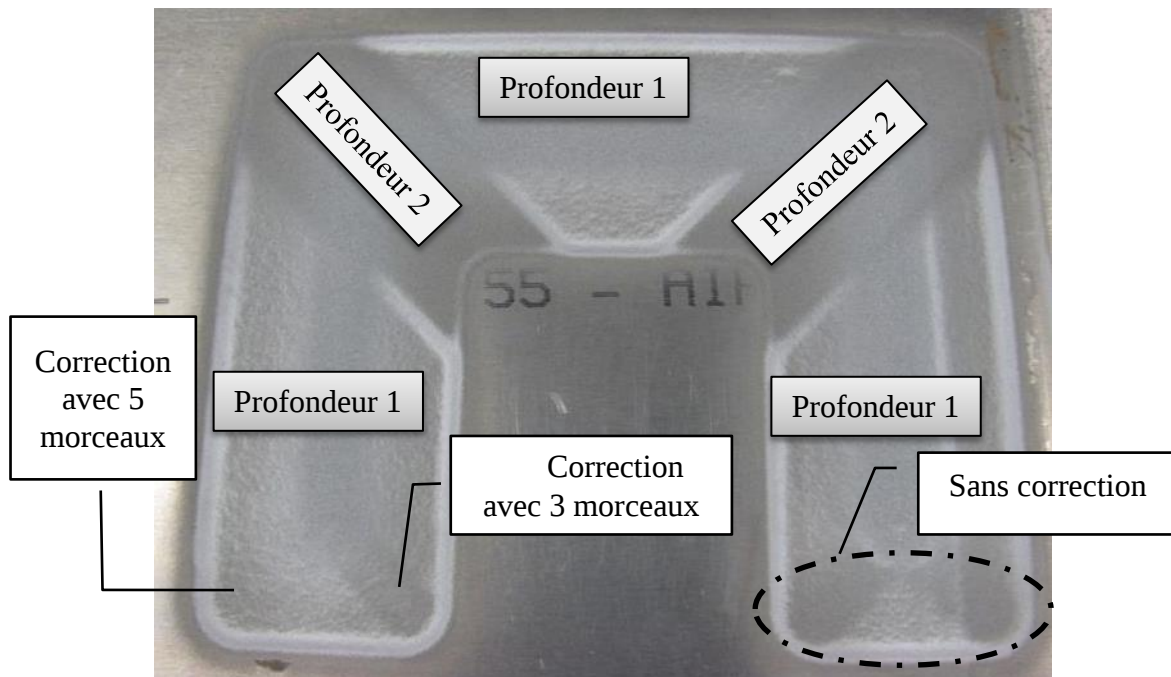


Figure 4.20 Usinage d'une poche à profondeur variable sur l'alliage d'aluminium 2024 T3

Afin de mettre en œuvre les stratégies en spirale à rayons constants et à rayons concentriques, un grand rayon de courbure sur les coins de la poche a été proposé. Le choix de grand rayon impose un mélange de parcours des coins contenant des arcs du même rayon et des arcs concentriques (Figure 4.21). Les arcs de deux coins consécutifs de la poche sont reliés par des trajectoires rectilignes. Dès que la liaison avec des trajectoires rectilignes n'est plus possible, les arcs des deux coins de la poche se rejoignent et l'utilisation des arcs concentriques s'impose.

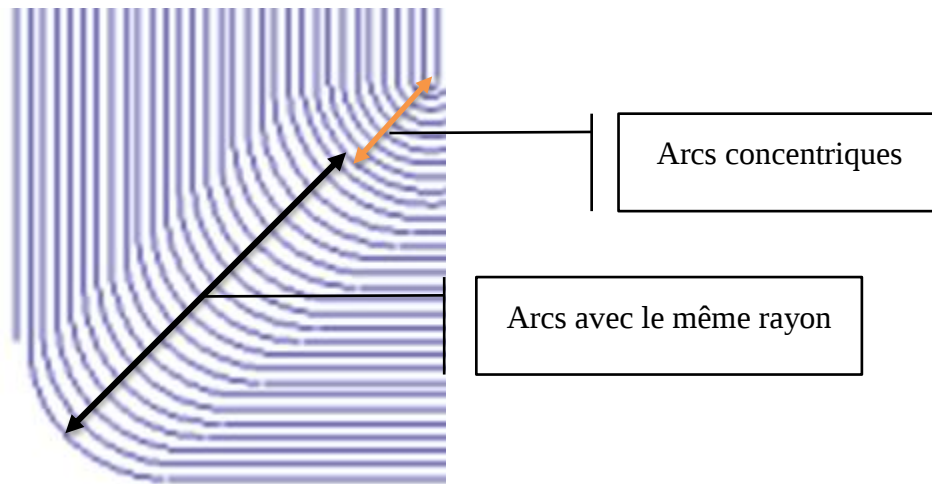


Figure 4.21 Configuration des coins de la poche

La correction en utilisant la méthode de décomposition en morceaux a été appliquée sur le coin gauche de la pièce (Figure 4.21). Ce coin a été mesuré à l'aide du profilomètre optique « Alicona » et le résultat est affiché sur la Figure 4.22.

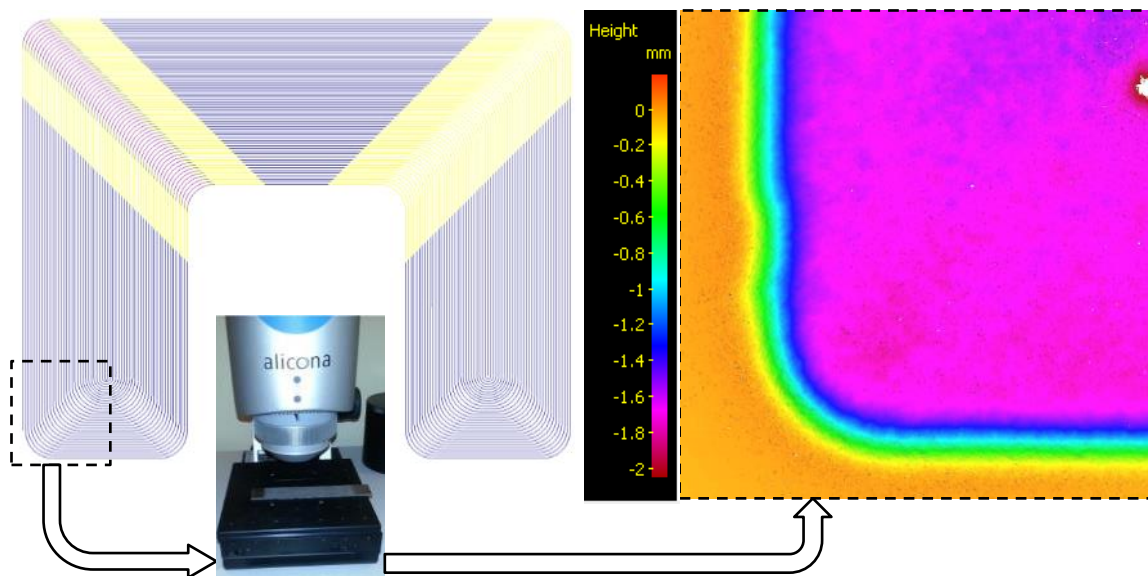


Figure 4.22 Tracé du parcours du JEA et mesure 3D d'un coin de la poche avec le profilomètre optique « Alicona »

Le fond de la poche a presque la même profondeur au niveau du coin gauche (Figure 4.22). Nous avons utilisé une décomposition en réduisant le nombre de morceaux à 5. L'écart de fond de poche est de 5% sur les arcs mais aussi ailleurs sur la poche. Les paramètres opératoires dans ce cas de poche favorisent une prépondérance du phénomène de micro-incision (forte profondeur). Ce phénomène a permis de moyennner les irrégularités de fond de poche sur le coin mesuré (Figure 4.22). Le choix d'une décomposition en 5 morceaux dans le

cas d'une poche profonde (le cas échéant) était suffisant pour atteindre la même profondeur retrouvée sur les passages rectilignes avec un faible écart (5%).

4.5 Usinage de poches 3D

Grâce aux stratégies de balayage et en spirales présentées dans ce chapitre, l'usinage de poches à profondeurs variables est possible en maîtrisant la variation de vitesse au cours de l'usinage. Ce paramètre de vitesse est choisi car c'est le plus influent et le plus aisément pilotable lors de l'usinage en JEA. Ainsi des poches à plusieurs niveaux (formes en escaliers) peuvent être obtenues en faisant varier la vitesse d'avance pour chaque niveau en utilisant l'équation (4.18). La Figure 4.22 illustre la possibilité d'usiner des fonds de poche de niveaux différents aussi bien pour des trajectoires rectilignes que courbes. En ajustant la discrétisation de la variation de vitesse, il est possible d'obtenir des fonds de poche non plat (plans inclinés, surfaces gauches) (Figure 4.23).



Figure 4.23 Exemple d'application de la stratégie par balayage continu

La Figure 4.23 est un exemple de gravure d'un portrait réalisée par balayage en aller-retour. A partir d'une image en nuance de gris, le logiciel de simulation permet de tracer le parcours du jet et d'affecter une vitesse d'avance pour chaque couleur.

4.6 Conclusion

Diverses stratégies d'usinage non débouchant de poches de forme rectangulaires sont proposées dans ce chapitre. Suivant l'application, la précision demandée et la productivité, chaque stratégie présente des avantages. La stratégie par balayage est facilement générée, mais lors du rebroussement de chemin le piétinement du jet persiste et est mal maîtrisé. Pour réduire ces zones trop usinées dues au piétinement du jet, une méthode de correction de vitesse est proposée.

Les stratégies en spirale, à rayons constants et/ou variables, permet de corriger plus précisément les défauts de fond de poche mais elle pourrait demander plus de temps pour être générée. Ces stratégies nécessitent une fine correction des vitesses locales afin de pallier aux zones trop usinées dans les coins de la poche. De même des stratégies mixtes entre rayons constants et variables apparaissent comme la meilleure façon de respecter les fonds de poche demandés par le cahier des charges de la poche.

En regroupant ces stratégies d'usinage et surtout en pilotant localement les vitesses d'avances, des poches à fond non uniformes peuvent être usinées allant de fonds en escaliers, à des plans inclinés, et jusqu'aux surfaces gauches.

Elles posent aussi le problème de l'activation et la désactivation du jet au début et à la fin de l'usinage au fond de la poche. La solution permettant de fortement limiter ce problème consiste à arriver et sortir de la poche en vitesse rapide depuis l'extérieur de la poche, voire de la pièce.

Enfin la comparaison de la simulation des parcours à l'usinage réel par jet d'eau abrasif a permis d'approuver la pertinence de l'outil de simulation développé au cours de ces travaux. La précision de ce simulateur est suffisante pour prédire les résultats d'usinages sans obligatoirement faire l'ensemble des essais nécessaire à la validation d'une stratégie. Cela permet ainsi d'assurer un gain de productivité globale et de matière première.

5. Conclusion et perspectives

5.1 Conclusion générale

L'utilisation de métaux alliant résistance et légèreté est une nécessité dans la fabrication aéronautique actuelle. L'usinage par des procédés conventionnels (fraisage) ou non conventionnels (usinage chimique) de ces métaux s'avère particulièrement complexe en particulier dans le cas de pièces de grandes dimensions et de faibles épaisseurs.

Afin de pallier aux différents problèmes soulevés par ces procédés, la technologie d'usinage non débouchant par JEA a été étudiée. Ce procédé est reconnu pour la découpe de tout type de matériaux, mais en contrôlant les paramètres opératoires il a permis de réaliser des usinages à profondeurs constante et variable.

La réalisation de poches sans masques de protection impliquant des passages successifs décalés d'un pas de décalage a imposé de développer un modèle dit « modèle de sommation » basé sur la modélisation d'une incision unitaire.

Dans le chapitre 2, le modèle d'incision (modèle de Gauss Décomposé) a relié la phénoménologie du jet et son action mécanique sur la matière, au profil mesuré. La précision de ce modèle (1% d'erreur maximale) a ouvert la voie à une modélisation correcte de la géométrie de poches.

Le chapitre 3 introduit la notion de recouvrement des incisions qui permet de mieux caractériser les mécanismes d'enlèvement de matière ayant lieu lors de l'usinage de poches. L'intégration de l'indicateur « surface de recouvrement » et l'angle des incisions dans le modèle d'écart entre les profils de poches mesurées et le modèle de sommation est une bonne approche pour prendre en compte le mécanisme d'enlèvement de matière propre à une succession d'incisions. Ainsi l'intégration de cet écart dans le modèle de sommation a permis de calculer les profondeurs de poches usinées en JEA avec une précision remarquable de 3% en moyenne sur un large domaine d'étude. Enfin grâce à ces modèles de prédiction de la géométrie des poches réalisées en JEA, une proposition de réponse aux besoins clients a été présentée.

Le chapitre 4 a proposé diverses stratégies pour l'usinage de poches rectangulaires et a présenté une correction des paramètres opératoires afin d'obtenir un fond à profondeur contrôlée. En regroupant ces stratégies d'usinage et surtout en pilotant localement les vitesses d'avances, des poches à fonds plans, en escaliers ou en formes gauches peuvent être réalisées. Ce chapitre a présenté aussi un outil de simulation performant permettant prédire la géométrie d'une poche usinée par JEA.

5.2 Perspectives

Dans les travaux qui suivent, plusieurs études seront intéressantes à réaliser. Elles sont citées ci-après par ordre d'importance :

1. L'amélioration de la simulation des poches avec prise en compte de la cinématique de la machine est primordiale afin de se rapprocher aux mieux de l'usinage réel en JEA. Pour cela il faudra donc définir une méthode de caractérisation de la cinématique de la machine.
2. Expérimenter et étudier l'influence de la stratégie d'usinage en plusieurs passes sur la géométrie de la poche usinée.
3. Définir des stratégies d'usinage pour des poches non rectangulaires.
4. Etudier l'influence de l'angle d'impact du jet sur la pièce usinée. Cette voie d'étude permettra de proposer des solutions d'usinage de poches à bords droits.
5. Réaliser une étude sur les contraintes résiduelles en surface générées par le procédé d'UND par JEA et montrer sa relation avec le choix et la forme de la granulométrie utilisée.

- [1] Andreas W. Momber and Radovan Kovacevic, *Principles of Abrasive Water Jet Machining*. Dallas, Texas: Springer-Verlag London Limited 1998, 1997.
- [2] M. Hashish, "Visualization of abrasive waterjet cutting Process," *Society for Experimental Mechanics*, 1988.
- [3] Flow, "Waterjet Seminar." Flow international corporation, pp. 1–30, 2002.
- [4] M. Hashish, R. Mohan, and T. J. Kim, "State of the Art of Research and Development in Abrasive Waterjet Machining," vol. 119, 1997.
- [5] K. R. Momber A.W., *Principles of abrasif water jet machining*. 1998.
- [6] B. Jurisevic, D. Brissaud, and M. Junkar, "Monitoring of abrasive water jet (AWJ) cutting using sound detection," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 24, no. 9–10, pp. 733–737, May 2004.
- [7] A. Alberdi, A. Rivero, and L. N. López de Lacalle, "Experimental Study of the Slot Overlapping and Tool Path Variation Effect in Abrasive Waterjet Milling," *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 133, no. 3, p. 034502, 2011.
- [8] T. V. K. Gupta, J. Ramkumar, P. Tandon, and N. S. Vyas, "Role of Process Parameters on Pocket Milling with Abrasive Water Jet Machining Technique," no. 10, pp. 348–353, 2013.
- [9] V. K. Pal and P. Tandon, "Identification of the role of machinability and milling depth on machining time in controlled depth milling using abrasive water jet," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, Jul. 2012.
- [10] E. Siores and L. Chen, "Enhancing Abrasive Waterjet Cutting of Ceramics by Head Oscillation Techniques," vol. 98, no. 9, pp. 327–330, 1996.
- [11] a. W. Momber, I. Eusch, and R. Kovacevic, "Machining refractory ceramics with abrasive water jets," *J. Mater. Sci.*, vol. 31, no. 24, pp. 6485–6493, 1996.
- [12] J. Wang, "Abrasive Waterjet Machining of Polymer Matrix Composites - Cutting Performance, Erosive Process and Predictive Models," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 15, no. 10, pp. 757–768, Sep. 1999.
- [13] F. Cénac, F. Collombet, and R. Zitoune, "Usinage des Composites par Jet d ' eau Abrasif Composite milling Abrasive Water-Jet," pp. 1–10, 2011.
- [14] A. Hascalik, U. Çaydaş, and H. Gürün, "Effect of traverse speed on abrasive waterjet machining of Ti–6Al–4V alloy," *Mater. Des.*, vol. 28, no. 6, pp. 1953–1957, Jan. 2007.
- [15] G. Fowler, I. R. Pashby, and P. H. Shipway, "The effect of particle hardness and shape when abrasive water jet milling titanium alloy Ti6Al4V," *Wear*, vol. 266, no. 7–8, pp. 613–620, Mar. 2009.
- [16] G. . Escobar-Palafox, R. . Gault, and K. Ridgway, "Characterisation of abrasive water-jet process for pocket milling in Inconel 718," vol. 1, pp. 404–408, 2012.
- [17] R. Cadavid, B. Jean, and D. Wüstenberg, "On the selection of the nozzle geometry and other parameters for cutting corneal flaps with waterjets.," *Biomed. Tech. (Berl.)*, vol. 54, no. 3, pp. 134–141, 2009.
- [18] C. Tschan, M. R. Gaab, J. K. Krauss, and J. Oertel, "Waterjet dissection of the vestibulocochlear nerve: an experimental study.," *J. Neurosurg.*, vol. 110, no. 4, pp. 656–661, 2009.

- [19] S. den Dunnen, G. Kraaij, C. Biskup, G. M. M. J. Kerkhoffs, and G. J. M. Tuijthof, "Pure waterjet drilling of articular bone: an in vitro feasibility study," *Strojniški Vestn. – J. Mech. Eng.*, pp. 1–9, Apr. 2013.
- [20] A. Cornier, "Developement d'un modèle d'enlèvement de matière par granulation utilisant le jet d'eau haute pression : application au démentèlement de pneumatiques, Ph.D Thesis," Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Metiers, 2004.
- [21] F. Cenac, "Etude de l'usinage non débouchant par jet d'eau abrasif des composites, Ph.D thesis," University Paul Sabatier, 2011.
- [22] D. S. Srinivasu, D. a. Axinte, P. H. Shipway, and J. Folkes, "Influence of kinematic operating parameters on kerf geometry in abrasive waterjet machining of silicon carbide ceramics," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 49, no. 14, pp. 1077–1088, Nov. 2009.
- [23] A. Carrascal, A. Alberdi, F. Fatronik-tecnalia, P. Mikeletegi, and P. Tecnológico, "Evolutionary Industrial Physical Model Generation," pp. 327–334, 2010.
- [24] M. Zaki, "Modélisation et simulation numérique du procédé de perçage non débouchant par jet d'eau abrasif, Ph.D thesis," Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Metiers, 2009.
- [25] K. Raissi, "Contribution à l'étude de la découpe au jet d'eau abrasif: Conception et optimisation d'une tête de mélange «eau-abrasif» = Contribution to the development of the abrasive water jet cutting process: Design of a new abrasive water jet cutting head," Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 1995.
- [26] G. Fowler, "Abrasive Water-jet - Controlled Depth Milling Titanium Alloys, Ph.D thesis," University of Nottingham, 2003.
- [27] D. a. Axinte, D. S. Srinivasu, M. C. Kong, and P. W. Butler-Smith, "Abrasive waterjet cutting of polycrystalline diamond: A preliminary investigation," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 49, no. 10, pp. 797–803, Aug. 2009.
- [28] J.-H. Ke, F.-C. Tsai, J.-C. Hung, and B.-H. Yan, "Characteristics Study of Flexible Magnetic Abrasive in Abrasive Jet Machining," *Procedia CIRP*, vol. 1, pp. 679–680, 2012.
- [29] A. H. AZIMI, "Experimental and Numerical Investigations of Sand-Water Slurry Jets in Water A thesis submitted to the Faculty of Graduate Studies and Research in partial," Faculty of Graduate Studies and Research, 2012.
- [30] C. T. CROWE, "On models for turbulence modulation in fluid-particle flows," *Int. J. Multiph. Flow*, vol. 26, no. 5, pp. 719–727, 2000.
- [31] A. W. MOMBER and R. KOVACEVIC, "Particle Size Distribution Influence in High Speed.pdf," *Part. Sci. Technol.*, 2000.
- [32] J. E. Goodwin, W. Sage, and G. P. Tilly, "Study of erosion by solid particles," *Proc. Inst. Mech. Eng. 1847-1982 (vols 1-196)*, vol. 184, no. 1969, pp. 279–292, 2006.
- [33] T. O. Mulhearn and L. E. Samuels, "The abrasion of metals: A model of the process," *Wear*, vol. 5, no. 6, pp. 478–498, 1962.
- [34] L. M. Hlaváč, I. M. Hlaváčová, P. Jandačka, J. Zegzulka, J. Viliamsová, J. Vašek, and V. Mádr, "Comminution of material particles by water jets - Influence of the inner shape of the mixing chamber," *Int. J. Miner. Process.*, vol. 95, no. 1–4, pp. 25–29, 2010.

Références bibliographiques

- [35] S. Ferrendier, "Influence de l'Evolution Granulométrique des Abrasifs sur l'Enlèvement de Matière lors de la découpe par JEA, Ph.D thesis," Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Metiers, 2001.
- [36] S. Xu, "Modelling the Cutting Process and Cutting Performance in Abrasive Waterjet Machining with Controlled Nozzle Oscillation," 2005.
- [37] J. Wang, "Abrasive waterjet machining of polymer matrix composites - Cutting performance , erosive process and predictive models," vol. 15, pp. 757–768, 1999.
- [38] A. M. M. Chatterjee, B. B. A. Modi, and C. A. Hansaliya, "Effects of traverse speed on the kerf characteristics in ductile and brittle material in abrasive water jet machining," no. December, pp. 8–10, 2011.
- [39] M. K. Kulekci, "Processes and apparatus developments in industrial waterjet applications," *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 42 1297–1306, vol. 42, pp. 1297–1306, 2002.
- [40] F. L. Chen, J. Wang, E. Lemma, and E. Siores, "Striation formation mechanisms on the jet cutting surface," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 141, no. 2, pp. 213–218, 2003.
- [41] A. A. El-Domiaty and A. A. Abdel-Rahman, "Fracture mechanics-based model of abrasive waterjet cutting for brittle materials," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 13, no. 3. pp. 172–181, 1997.
- [42] J. Wang and D. . Guo, "A predictive depth of penetration model for abrasive waterjet cutting of polymer matrix composites," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 121, no. 2–3, pp. 390–394, Feb. 2001.
- [43] N. Zuckerman and N. Lior, "Jet Impingement Heat Transfer : Physics , Correlations , and Numerical Modeling," *Adv. Heat Transf.*, vol. 39, no. 06, pp. 565–631, 2006.
- [44] I. Finnie, "Erosion of surface by solid particles," *Shell Dev. Co.*, 1960.
- [45] J. G. A. Bitter, "A study of erosion phenomena-Part2," 1962.
- [46] M. Hashish, "Milling with abrasive-waterjets: a preliminary investigation," in *Proceeding of the fourth U.S. waterjet conference*, 1987, no. 87.
- [47] J. G. A. Bitter, "A STUDY OF EROSION PHENOMENA-Part1," vol. 6, 1963.
- [48] D. a. Axinte, D. S. Srinivasu, J. Billingham, and M. Cooper, "Geometrical modelling of abrasive waterjet footprints: A study for 90° jet impact angle," *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 59, no. 1, pp. 341–346, Jan. 2010.
- [49] J. Wang, "Techniques for Enhancing the Cutting performance of Abrasive Waterjets," vol. 257, pp. 521–526, 2004.
- [50] A. Tazibt, "Etude théorique et expérimentale du processus d'accélération des particules abrasives.pdf," Université des Sciences et Technologies de Lille, 1995.
- [51] a. Alberdi, a. Rivero, L. N. López de Lacalle, I. Etxeberria, and a. Suárez, "Effect of process parameter on the kerf geometry in abrasive water jet milling," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 51, no. 5–8, pp. 467–480, Apr. 2010.
- [52] D. S. Srinivasu and D. a. Axinte, "Surface Integrity Analysis of Plain Waterjet Milled Advanced Engineering Composite Materials," *Procedia CIRP*, vol. 13, pp. 371–376, 2014.
- [53] M. C. Kong, D. Axinte, and W. Voice, "Aspects of material removal mechanism in plain waterjet milling on gamma titanium aluminide," *J. Mater. Process. Technol.*, vol.

- 210, no. 3, pp. 573–584, Feb. 2010.
- [54] M. C. Kong, D. Axinte, and W. Voice, “Challenges in using waterjet machining of NiTi shape memory alloys: An analysis of controlled-depth milling,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 211, no. 6, pp. 959–971, Jun. 2011.
 - [55] H. T. Zhu, C. Z. Huang, J. Wang, Q. L. Li, and C. L. Che, “Experimental study on abrasive waterjet polishing for hard–brittle materials,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 49, no. 7–8, pp. 569–578, Jun. 2009.
 - [56] K. Maniadaki, T. Kestis, N. Bilalis, and A. Antoniadis, “A finite element-based model for pure waterjet process simulation,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 31, no. 9–10, pp. 933–940, Apr. 2006.
 - [57] T. Sultan, P. Gilles, G. Cohen, F. Cenac, and W. Rubio, “Profile incision modeling in Abrasive Waterjet Milling of Titanium alloys Ti6Al4V,” in *Proceedings of Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering*, 2014, pp. 1–7.
 - [58] D. S. Srinivasu and D. Axinte, “An analytical model for top width of jet footprint in abrasive waterjet milling: a case study on SiC ceramics,” in *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 2011, pp. 319–335.
 - [59] L. Crouzeix, F. Collombet, and Y. Grunevald, “Step repaired coupons involving Abrasive Water Jet machining,” in *JNC 17*, 2011, pp. 1–10.
 - [60] S. Anwar, D. a. Axinte, and a. a. Becker, “Finite element modelling of overlapping abrasive waterjet milled footprints,” *Wear*, Mar. 2013.
 - [61] R. Balz, R. Mokso, C. Narayanan, D. a. Weiss, and K. C. Heiniger, “Ultra-fast X-ray particle velocimetry measurements within an abrasive water jet,” *Exp. Fluids*, vol. 54, no. 3, p. 1476, Mar. 2013.
 - [62] M. Dittrich, M. Dix, M. Kuhl, B. Palumbo, and F. Tagliaferri, “Process Analysis of Water Abrasive Fine Jet Structuring of Ceramic Surfaces via Design of Experiment,” *Procedia CIRP*, vol. 14, pp. 442–447, 2014.
 - [63] D. S. Reddy, A. S. Kumar, and M. S. Rao, “Parametric Optimization of Abrasive Water Jet Machining of Inconel 800H Using Taguchi Methodology,” vol. 2, no. 5, pp. 158–162, 2014.
 - [64] P. Vinod B., “Parametric analysis of Abrasives water jet machining of EN8 Material,” *Int. J. Eng. Res. Appl.*, vol. 2, no. 3, pp. 3029–3032, 2012.
 - [65] T. Nguyen, J. Wang, and W. Li, “Process models for controlled-depth abrasive waterjet milling of amorphous glasses,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, no. mm, Nov. 2014.
 - [66] F. Boud, L. F. Loo, and P. K. Kinnell, “The Impact of Plain Waterjet Machining on the Surface Integrity of Aluminium 7475,” *Procedia CIRP*, vol. 13, pp. 382–386, 2014.
 - [67] N. Haghbin, J. K. Spelt, and M. Papini, “Abrasive waterjet micro-machining of channels in metals: Comparison between machining in air and submerged in water,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 88, pp. 108–117, Jan. 2014.
 - [68] A. Laurinat, H. Louis, and G. Meier-Wiechert, “A model for milling with abrasive water jets,” in *Proceedings of the 7th American Water Jet Conference, Volume I*, 1993, p. 951.
 - [69] M. Hashish, “Controlled-Depth Milling of Isogrid Structures With AWJs,” vol. 1, no. May 1995, pp. 1–7, 1998.

- [70] M. C. Kong, D. Axinte, and W. Voice, “An innovative method to perform maskless plain waterjet milling for pocket generation: a case study in Ti-based superalloys,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 51, no. 7–8, pp. 642–648, Jul. 2011.
- [71] D. S. Srinivasu and D. a. Axinte, “Mask-Less Pocket Milling of Composites by Abrasive Waterjets: An Experimental Investigation,” *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 136, no. 4, p. 041005, May 2014.
- [72] J. Wang, “Predictive depth of jet penetration models for abrasive waterjet cutting of alumina ceramics,” *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 49, no. 3, pp. 306–316, Mar. 2007.
- [73] J. Wang, “A new model for predicting the depth of cut in abrasive waterjet contouring of alumina ceramics,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 209, no. 5, pp. 2314–2320, Mar. 2009.
- [74] P. S. Chithirai, “AN EXPERIMENTAL INVESTIGATION ON DEPTH OF CUT IN ABRASIVE WATERJET CUTTING OF ALUMINIUM,” *Int. J. Eng. Sci. Technol.*, vol. 3, no. 4, pp. 2950–2954, 2011.
- [75] M. C. P. Selvan and N. M. S. Raju, “Assessment of Process Parameters in Abrasive Waterjet Cutting of Granite,” pp. 140–144, 2011.
- [76] S. Paul, A. . Hoogstrate, C. . van Luttervelt, and H. J. . Kals, “An experimental investigation of rectangular pocket milling with abrasive water jet,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 73, no. 1–3, pp. 179–188, Jan. 1998.
- [77] J. Folkes, “Waterjet-An innovative tool for manufacturing,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 209, pp. 6181–6189, 2009.
- [78] L. Huang, P. Kinnell, and P. H. Shipway, “Parametric Effects on Grit Embedment and Surface Morphology in an Innovative Hybrid Waterjet Cleaning Process for Alpha Case Removal from Titanium Alloys,” *Procedia CIRP*, vol. 6, pp. 595–600, Jan. 2013.
- [79] J. Zeng and T. J. Kim, “An erosion model for abrasive waterjet milling of polycrystalline ceramics,” *Wear*, vol. 199, no. 2, pp. 275–282, 1996.
- [80] T. Sultan, P. Gilles, G. Cohen, and W. Rubio, “Material removal rate modeling for hard metals in abrasive waterjet machining Keywords,” *Int. J. pf Adv. Manuf. Technol.*, vol. 4, no. 1, pp. 1–19, 2015.

6. Annexes

Annexes 6.1

Paramètres variables		Paramètres d'incisions						Paramètres de poches		
SOD (mm)	Vf (mm/min)	a (mm)	b1 (mm)	b2 (mm)	b _{moy} (mm)	Surface (mm ²)	MRR (mm ³ /min)	hmes (mm)	hsom (mm)	Ecart relatif (%)
40	300	0,76	1,07	1,07	1,07	1,45	434,91	1,764	1,471	16,6%
40	450	0,46	1,06	1,06	1,06	0,87	389,45	1,095	0,865	21,0%
40	600	0,38	1,02	1,02	1,02	0,69	413,52	0,775	0,689	11,0%
40	750	0,30	1,00	1,00	1,00	0,53	399,12	0,612	0,532	13,1%
40	900	0,25	1,00	1,00	1,00	0,44	395,50	0,515	0,446	13,4%
40	1200	0,19	0,97	0,97	0,97	0,33	390,78	0,370	0,326	11,9%
40	1500	0,15	0,93	0,93	0,93	0,25	375,71	0,299	0,241	19,3%
40	1800	0,13	0,94	0,94	0,94	0,22	391,29	0,239	0,201	15,7%
40	2400	0,09	0,93	0,93	0,93	0,15	352,45	0,174	0,147	15,7%
40	3000	0,07	0,91	0,91	0,91	0,12	359,89	0,136	0,120	12,0%
40	3600	0,06	0,82	0,82	0,82	0,09	340,69	0,104	0,095	9,2%
80	300	0,45	1,57	1,97	1,77	1,41	424,16	1,528	1,408	7,9%
80	450	0,29	1,55	1,95	1,75	0,90	406,51	0,996	0,903	9,3%
80	600	0,22	1,44	1,99	1,72	0,68	410,55	0,750	0,683	8,9%
80	750	0,17	1,49	1,89	1,69	0,51	384,68	0,599	0,513	14,4%
80	900	0,15	1,50	1,90	1,70	0,44	396,99	0,502	0,441	12,3%
80	1200	0,11	1,53	1,73	1,63	0,31	371,53	0,370	0,310	16,3%
80	1500	0,09	1,54	1,74	1,64	0,26	390,00	0,299	0,260	13,0%
80	1800	0,07	1,54	1,74	1,64	0,20	357,00	0,246	0,198	19,4%
80	2400	0,05	1,37	1,57	1,47	0,13	306,90	0,182	0,128	29,6%
80	3000	0,04	1,36	1,40	1,36	0,10	305,57	0,141	0,102	27,9%
80	3600	0,03	1,32	1,52	1,42	0,08	285,12	0,110	0,079	27,9%
120	300	0,31	2,10	2,70	2,40	1,30	391,20	1,354	1,340	1,0%
120	450	0,20	2,15	2,55	2,35	0,83	374,50	0,964	0,832	13,6%
120	600	0,16	2,16	2,51	2,33	0,64	384,76	0,659	0,635	3,7%
120	750	0,12	2,13	2,73	2,33	0,50	377,67	0,581	0,504	13,3%
120	900	0,10	2,10	2,40	2,25	0,41	365,14	0,430	0,411	4,4%
120	1200	0,07	2,03	2,43	2,23	0,28	332,63	0,352	0,277	21,2%
120	1500	0,05	1,82	2,02	1,92	0,17	253,66	0,289	0,169	41,6%
120	1800	0,04	1,86	2,02	1,96	0,15	272,91	0,237	0,152	36,0%
120	2400	0,03	1,83	1,93	1,83	0,10	239,08	0,172	0,100	42,0%
120	3000	0,03	1,79	1,99	1,89	0,09	259,80	0,138	0,087	37,1%
120	3600	0,02	1,62	1,86	1,72	0,05	187,83	0,117	0,052	55,5%

Tableau 6.1 Résultats de l'expérience 1 dénombrant 36 incisions et 36 poches

Annexes

Annexes 6.2

P	Vf	SOD	#	h mes	a	pas	Pas/b	b1	b2	b moy	h som	Ecart inci
bars	(mm/min)	(mm)	meshs	(mm)	(mm)	(mm)		(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(%)
1000	4309	100	220	0,045	0,008	0,624	0,670	0,932	0,932	0,932	0,021	53
1000	1095	100	220	0,177	0,045	0,675	0,534	1,565	0,962	1,263	0,147	17
1000	514	100	220	0,407	0,106	0,705	0,508	1,782	0,993	1,387	0,364	11
1000	301	100	220	0,644	0,170	0,727	0,515	1,887	0,934	1,411	0,582	10
1000	2336	100	220	0,052	0,019	1,034	0,904	1,363	0,924	1,143	0,037	28
1000	655	100	220	0,194	0,077	1,112	0,858	1,709	0,882	1,296	0,159	18
1000	314	100	220	0,392	0,173	1,160	0,877	1,786	0,859	1,323	0,349	11
1000	187	100	220	0,614	0,287	1,195	0,896	1,822	0,843	1,333	0,567	8
1000	1433	100	220	0,053	0,033	1,595	1,351	1,340	1,021	1,181	0,044	18
1000	423	100	220	0,189	0,121	1,710	1,275	1,816	0,867	1,342	0,168	11
1000	208	100	220	0,377	0,265	1,781	1,311	1,847	0,870	1,359	0,359	5
1000	125	100	220	0,666	0,435	1,834	1,350	1,847	0,870	1,359	0,573	14
2250	23872	100	220	0,036	0,006	0,624	0,757	0,824	0,824	0,824	0,014	62
2250	6066	100	220	0,146	0,042	0,675	0,662	1,087	0,952	1,020	0,112	23
2250	2846	100	220	0,327	0,093	0,705	0,567	1,580	0,907	1,243	0,285	13
2250	1666	100	220	0,521	0,154	0,727	0,585	1,603	0,879	1,241	0,465	11
2250	12941	100	220	0,043	0,017	1,034	1,126	0,918	0,918	0,918	0,027	37
2250	3629	100	220	0,152	0,069	1,112	0,946	1,409	0,942	1,175	0,129	15
2250	1742	100	220	0,326	0,157	1,160	0,964	1,507	0,900	1,204	0,289	11
2250	1035	100	220	0,526	0,250	1,195	0,961	1,556	0,929	1,243	0,460	13
2250	7941	100	220	0,043	0,030	1,595	1,624	0,982	0,982	0,982	0,032	24
2250	2343	100	220	0,156	0,115	1,710	1,402	1,542	0,898	1,220	0,145	7
2250	1150	100	220	0,313	0,220	1,781	1,380	1,663	0,918	1,291	0,284	9
2250	691	100	220	0,560	0,394	1,834	1,409	1,684	0,920	1,302	0,495	12
3500	9602	100	220	0,127	0,053	0,961	0,868	1,250	0,965	1,107	0,109	14
3500	5145	100	220	0,239	0,104	0,996	0,884	1,362	0,891	1,126	0,209	12
3500	3623	100	220	0,335	0,153	1,016	0,871	1,432	0,901	1,166	0,310	7
3500	2522	100	220	0,480	0,212	1,037	0,844	1,522	0,935	1,228	0,444	7
3500	7305	100	220	0,115	0,066	1,255	1,118	1,261	0,983	1,122	0,105	8
3500	3963	100	220	0,234	0,135	1,300	1,102	1,462	0,896	1,179	0,217	7
3500	2803	100	220	0,327	0,186	1,326	1,050	1,531	0,994	1,262	0,313	4
3500	1958	100	220	0,489	0,270	1,353	1,079	1,545	0,963	1,254	0,444	9
3500	5375	100	220	0,125	0,096	1,703	1,418	1,480	0,921	1,201	0,120	4
3500	2946	100	220	0,232	0,186	1,763	1,494	1,449	0,910	1,180	0,221	5
3500	2099	100	220	0,333	0,255	1,797	1,474	1,529	0,910	1,219	0,308	8
3500	1470	100	220	0,474	0,360	1,834	1,413	1,599	0,996	1,298	0,452	5

Annexes

3500	18390	40	220	0,110	0,058	0,626	1,107	0,566	0,566	0,566	0,092	16
3500	9853	40	220	0,207	0,118	0,649	1,126	0,576	0,576	0,576	0,186	10
3500	6939	40	220	0,295	0,157	0,662	1,052	0,755	0,504	0,629	0,265	10
3500	4831	40	220	0,418	0,234	0,676	1,093	0,724	0,513	0,618	0,379	9
3500	13991	40	220	0,113	0,080	0,818	1,415	0,625	0,531	0,578	0,101	11
3500	5368	40	220	0,295	0,203	0,864	1,356	0,724	0,550	0,637	0,265	10
3500	3750	40	220	0,423	0,293	0,882	1,379	0,749	0,530	0,639	0,377	11
3500	10294	40	220	0,113	0,107	1,109	1,871	0,667	0,519	0,593	0,101	10
3500	5642	40	220	0,205	0,191	1,148	1,820	0,701	0,561	0,631	0,187	8
3500	4020	40	220	0,277	0,276	1,171	1,885	0,713	0,529	0,621	0,259	7
3500	2816	40	220	0,425	0,400	1,195	1,846	0,759	0,535	0,647	0,384	10
3500	16048	100	120	0,121	0,039	0,961	0,734	1,308	1,308	1,308	0,092	24
3500	8428	100	120	0,230	0,077	0,996	0,680	1,465	1,465	1,465	0,198	14
3500	5919	100	120	0,327	0,116	1,016	0,679	1,650	1,345	1,497	0,271	17
3500	4085	100	120	0,483	0,166	1,037	0,663	1,669	1,461	1,565	0,436	10
3500	12083	100	120	0,127	0,055	1,255	0,869	1,556	1,333	1,445	0,113	11
3500	6459	100	120	0,232	0,108	1,300	0,874	1,648	1,325	1,486	0,219	5
3500	4558	100	120	0,329	0,147	1,326	0,854	1,764	1,342	1,553	0,305	7
3500	3164	100	120	0,482	0,215	1,353	0,846	1,706	1,493	1,599	0,450	7
3500	8814	100	120	0,125	0,073	1,703	1,175	1,449	1,449	1,449	0,109	12
3500	4794	100	120	0,235	0,140	1,763	1,150	1,685	1,379	1,532	0,215	9
3500	3394	100	120	0,329	0,200	1,797	1,146	1,728	1,409	1,568	0,303	8
3500	2371	100	120	0,492	0,296	1,834	1,157	1,817	1,353	1,585	0,453	8
3500	16142	40	120	0,183	0,083	0,649	0,979	0,663	0,663	0,663	0,151	17
3500	11336	40	120	0,243	0,110	0,662	0,932	0,710	0,710	0,710	0,210	13
3500	23142	40	120	0,096	0,057	0,818	1,312	0,623	0,623	0,623	0,077	20
3500	12371	40	120	0,187	0,122	0,847	1,275	0,664	0,664	0,664	0,169	10
3500	6060	40	120	0,398	0,238	0,882	1,190	0,815	0,667	0,741	0,354	11
3500	16881	40	120	0,099	0,078	1,109	1,646	0,674	0,674	0,674	0,083	16
3500	6500	40	120	0,245	0,225	1,171	1,684	0,695	0,695	0,695	0,236	4
3500	4542	40	120	0,385	0,320	1,195	1,631	0,733	0,733	0,733	0,348	10

Tableau 6.2 Résultats du plan d'expérience dénombrant 71 incisions et 71 poches