



HAL
open science

Industrialisation de procédé: contribution à la maîtrise de l'opération de tréflage ou fraisage vertical-approches analytique et expérimentale

Mohamad Al-Ahmad

► To cite this version:

Mohamad Al-Ahmad. Industrialisation de procédé: contribution à la maîtrise de l'opération de tréflage ou fraisage vertical-approches analytique et expérimentale. Sciences de l'ingénieur [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2008. Français. NNT : 2008ENAM0008 . pastel-00003737

HAL Id: pastel-00003737

<https://pastel.hal.science/pastel-00003737>

Submitted on 19 May 2008

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.



Ecole doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

THÈSE

Pour obtenir le grade de

Docteur

de

L'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité "Génie mécanique - procédés de fabrication"

*Présentée et soutenue publiquement
par*

Mohamad AL-AHMAD

Le 7 Avril 2008

**INDUSTRIALISATION DE PROCÉDE : CONTRIBUTION A LA
MAITRISE DE L'OPERATION DE TREFLAGE OU FRAISAGE
VERTICAL - APPROCHES ANALYTIQUE ET EXPERIMENTALE**

Directeur de thèse : Patrick MARTIN

Codirecteur de thèse : Alain D'ACUNTO

Jury :

M. Daniel DUDZINSKI, Professeur à l'Université Paul Verlaine, Metz	Président
M. Benoît FURET, Professeur à l'IUT Génie Mécanique et Productique, Nantes	Rapporteur
M. Olivier CAHUC, Maître de conférences (HDR) à l'Université Bordeaux 1	Rapporteur
M. Pierre LAGARRIGUE, Professeur au Centre Jean-François Champollion, Albi	Examineur
M. Christophe LESCALIER, Maître de conférences à l'ENSAM de Metz	Examineur
M. Patrick MARTIN, Professeur à l'ENSAM de Metz	Examineur
M. Alain D'ACUNTO, Maître de conférences à l'ENSAM de Metz	Examineur

Laboratoire de Génie Industriel et Production Mécanique (LGIPM)
ENSAM, CER de Metz

*Je dédie très spécialement ce travail à
ma famille avec tout mon amour*

Contribution à la maîtrise de l'opération de tréflage ou fraisage vertical - approches analytique et expérimentale

Résumé : Ce travail porte sur l'industrialisation de procédé et en particulier du tréflage ou fraisage vertical. Il s'inscrit dans le cadre de la maîtrise d'opération d'usinage en vue de définir les limites et performances du procédé et des processus associés. Nous positionnons le tréflage en comparaison aux opérations de fraisage existantes puis, présentons brièvement ses domaines d'applications et les technologies associées. La démarche d'industrialisation de procédé a consisté à définir les paramètres pilotant l'opération de tréflage. Nous avons défini les grandeurs cinématiques de l'opération de tréflage en fonction de la trajectoire spécifique de cette opération. Ensuite à partir des mouvements des parties génératrices, nous avons défini les paramètres caractérisant la géométrie de coupe. Enfin, nous avons proposé une modélisation des efforts de coupe. Notre modélisation est fondée sur l'approche de la définition mécanistique des efforts. A l'issue, nous avons validé par expérimentation la modélisation des efforts de coupe en particulier dans les matériaux destinés à la fabrication d'outillage. Ce modèle permet la prédiction des efforts de manière rapide et simple. Par ailleurs, nous avons proposé des stratégies de tréflage permettant l'emploi de cette opération en définissant les critères pertinents et limitatifs comme le débit de copeau et la qualité des surfaces obtenues. Ensuite, nous avons comparé le tréflage au fraisage classique dans le cadre de la réalisation d'entité poche profonde (cavité), domaine réservé à cette opération. Au final, l'industrialisation du procédé de tréflage, ainsi décrite, permet la maîtrise de cette opération en tenant compte de contraintes technologiques (conditions opératoires, stratégie d'usinage...). Elle est complémentaire aux approches comme le COM ou encore Couple Outil Arête par exemple. Plus généralement, cette démarche conduit à une meilleure prise en compte du domaine d'emploi du tréflage et peut être généralisable pour de nouvelles technologies en usinage. De plus, la modélisation mécanistique des efforts, les choix des conditions opératoires ainsi que les stratégies d'usinage peuvent conduire à l'optimisation de l'opération de tréflage.

Mots clés : Industrialisation de procédé, tréflage, efforts de coupe, trajectoire d'usinage, stratégie d'usinage, productivité, qualité de surface.

Abstract: This work focuses on the advance machining process and in particular on the plunge or vertical milling operation. The purpose of this research is the understanding of machining operations in order to define the limits and the performances of plunge milling and its associated processes. In order to position the plunge milling operation, we compare it to the other existing milling operations. We then briefly present its applicability and associated technologies. The approach for the machining process consists of the definition of plunge milling controlling parameters. We defined the kinematics parameters of this operation according to its specific trajectory. Then, we defined the parameters characterizing the geometry of cut as a function of the generated part movements. In the end, we proposed the modeling of cutting forces. Our model is founded on the mechanistic definition approach of cutting forces. We experimentally validated the model of cutting forces, especially for dies and molds materials. This model allows the prediction of cutting forces in a fast and simple way. In addition, we proposed some strategies for plunge milling which allowed the use of this operation by defining relevant and restrictive criteria such as the metal removal rate and the obtained surface quality. Then, we compared plunge milling to traditional milling within the framework of the machining of deep pockets (cavities), a field reserved for this operation. Finally, the industrialization of the plunge milling process, thus described, allows the understanding of this operation by taking into account technological constraints (operating conditions, machining strategy...). It is complementary to approaches such as couple tool - material or couple tool - edge. On a broader context, this approach leads to a better understanding of the application domain of plunge milling and can be generalized to new machining technologies. Moreover, the mechanistic modeling of cutting forces, the choice of operating conditions as well as the machining strategies can lead to the optimization of the plunge milling operation.

Keywords: Advance machining process, plunge milling, cutting forces, tool path trajectory, cutting strategy, productivity, quality of surface.

Remerciements

Ce travail a été réalisé dans le Laboratoire de Génie Industriel et de Production Mécanique (LGIPM) à l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers (ENSAM) au Centre de Metz en collaboration avec l'Université d'Alep en Syrie qui a assuré une partie du financement de cette thèse.

Cette thèse n'aurait pu voir le jour sans l'aide et le soutien de nombreuses personnes, aussi je voudrais simplement leur exprimer ici toute ma reconnaissance et ma gratitude.

*Mes remerciements vont donc tout d'abord à **M. Patrick MARTIN**, Professeur à l'ENSAM au Centre de Metz. Je le remercie de m'avoir accueilli au sein de son équipe ainsi que pour la direction de mon travail de thèse.*

*Mes plus sincères remerciements vont également à **M. Alain D'ACUNTO**, Maître de conférences à l'ENSAM au Centre de Metz, qui en agissant à titre de co-directeur a fortement enrichi ma formation. Ses conseils et ses commentaires auront été fort utiles.*

*J'adresse mes plus vifs remerciements à **M. Benoît FURET**, Professeur à l'Institut Universitaire de Technologie de Nantes, et à **M. Olivier CAHUC**, Maître de conférences (HDR) à l'Université Bordeaux I, pour l'intérêt qu'ils ont bien voulu porter à cette thèse et pour avoir accepté la lourde tâche de rapporteur.*

*Je remercie également **M. Daniel DUDZINSKI**, Professeur à l'Université de Metz, pour avoir présidé le jury de soutenance.*

*Je tiens à exprimer ma gratitude à **M. Pierre LAGARRIGUE**, Professeur au Centre Universitaire de Formation et de Recherche Jean-François Champollion à Albi, et à **M. Christophe LESCALIER**, Maître de conférences à l'ENSAM au Centre de Metz, pour avoir accepté d'examiner ce travail.*

*Je voudrais remercier également tous les collègues du LGIPM, chercheurs et techniciens, en particulier **M. Olivier BOMONT**, pour leur précieuse collaboration*

Parce que sans eux je ne serais probablement pas allée au bout de ces travaux, parce qu'ils m'ont soutenue, je remercie le plus chaleureusement du monde mes parents, mes frères et mes sœurs. Chaque bâtisse a ses fondations, ils sont les miennes.

*C'est à ma femme **Ilfa** que j'adresse mes remerciements les plus profonds. Je la remercie pour son soutien indéfectible ainsi que sa patience à toute épreuve à mon égard.*

*Et pour finir, je n'ai que leurs prénoms en tête même s'ils m'ont plus compliqué que facilité la tâche, ce sont mes enfants **Sidra** et **Abdallah**, qui sont mon rayon de soleil.*

Table des matières

Table des matières

NOTATIONS.....	10
AVANT-PROPOS.....	12
I. INTRODUCTION GÉNÉRALE.....	15
I.1. Introduction	15
I.2. Présentation de l'étude	18
I.3. Définitions	20
II. INDUSTRIALISATION DU PROCÉDÉ DE TRÉFLAGE : MODÈLES ET MÉTHODOLOGIE.....	24
II.1. Innovation en usage	24
II.2. Usinage par tréflage	25
II.2.1. Apparition du tréflage.....	25
II.2.2. Domaines d'application	27
II.2.3. Les travaux scientifiques relatifs au tréflage	27
II.3. Les modèles en usage	32
II.3.1. Modèles de coupe	34
II.3.1.1. Echelle de modélisation.....	34
II.3.1.2. Modèles des efforts de coupe.....	36
II.3.1.2.1. Types de modélisation des efforts.....	36
II.3.1.2.2. Modèles phénoménologiques.....	37
II.3.1.2.3. Modèles analytiques.....	38
II.3.1.2.4. Modèles numériques.....	42
II.3.2. Modèle de qualité des surfaces	44
II.3.2.1.1. Influence de la géométrie de l'outil en fraisage	45
II.3.2.1.2. Influence de la géométrie de coupe	46
II.3.3. Méthodologie du Couple « Outil-Matière »	49
II.3.3.1. Concept de base	49
II.3.3.2. But du COM.....	49
II.3.3.3. Contraintes d'environnement	50
II.3.3.4. Paramètres pilotant le COM	51
II.3.3.5. Méthodologie du Couple « Outil-Matière »	52
II.4. Conclusion	54
III. LE TRÉFLAGE : DE LA DESCRIPTION À LA MODÉLISATION.....	57
III.1. Introduction	57
III.2. Classification et définition du tréflage.....	57
III.3. Cinématique de l'opération du tréflage	59
III.3.1. Mouvements de l'outil.....	59
III.3.1.1. Mouvement de coupe	60
III.3.1.2. Mouvement d'avance	60
III.3.1.3. Mouvement résultant de coupe	61
III.3.2. Trajectoire de la partie active de la fraise en tréflage.....	61

III.4. Les outils en tréflage.....	62
III.4.1. Technologie des outils	63
III.4.2. Caractéristiques géométriques des outils de tréflage.....	66
III.4.3. Modèle simplifié de la géométrie de la plaquette.....	69
III.4.3.1. Systèmes et plans de référence	69
III.4.3.2. Angles de l'outil.....	70
III.5. Paramètres pilotant l'opération du tréflage	73
III.5.1. Paramètres limites de coupe	74
III.5.2. Prédétermination des paramètres pilotant le tréflage.....	76
III.5.2.1. Mode d'obtention des paramètres limites.....	76
III.5.2.2. Prédétermination de la vitesse de coupe minimale (V_{cmin}).....	77
III.5.2.3. Détermination des limites en avance par dent f_z	79
III.5.2.4. Détermination des limites pour l'engagement radial (ae)	80
III.5.2.5. Détermination des limites pour le pas (P).....	80
III.6. Conclusion	81
IV. LES EFFORTS DE COUPE EN TRÉFLAGE	83
IV.1. Introduction.....	83
IV.2. Informations préliminaires à la modélisation	83
IV.3. Hypothèses sur le modèle	85
IV.4. Mode de travail (opposition et avalant)	86
IV.5. Modélisation géométrique de coupe	87
IV.5.1. Paramètres géométriques	87
IV.5.2. Section de coupe	89
IV.5.2.1. Epaisseur radiale de coupe	90
Engagement partiel	91
Engagement complet	93
IV.5.2.2. Epaisseur axiale de coupe.....	94
IV.6. Modélisation des efforts de coupe	95
IV.7. Coefficients spécifiques.....	97
IV.8. Validation expérimentale	98
IV.8.1. Descriptif du système expérimental.....	98
IV.8.1.1. Machine-outil.....	98
IV.8.1.2. Matériau et géométrie des pièces usinées.....	99
IV.8.1.3. Outil.....	100
IV.8.1.4. Système de mesure d'effort.....	100
IV.8.2. Mesure des efforts de coupe.....	101
IV.8.3. Détermination de coefficients spécifiques.....	103
IV.8.4. Comparaison entre le modèle théorique et expérimental	105
IV.9. Influence des paramètres de tréflage sur les efforts de coupe.....	112
IV.10. Conclusion	115
V. MAÎTRISE DE L'OPÉRATION DE TRÉFLAGE.....	118
V.1. Introduction	118
V.2. Trajectoires et stratégies d'usinage.....	118

V.2.1. Trajectoires d'usinage.....	118
V.2.2. Stratégies d'usinage.....	119
V.3. Productivité en tréflage.....	122
V.3.1. Débit instantané de copeau.....	122
<i>V.3.1.1. Débit instantané de copeau : application au tréflage d'un épaulement.....</i>	<i>123</i>
<i>Cas de la première plongée :</i>	<i>124</i>
<i>Cas des plongées suivantes :</i>	<i>124</i>
<i>Cas de la dernière plongée :</i>	<i>124</i>
<i>V.3.1.2. Débit instantané de copeau : application au tréflage d'une rainure</i>	<i>125</i>
<i>Cas de la première plongée :</i>	<i>125</i>
<i>Cas des plongées suivantes :</i>	<i>125</i>
<i>Cas de la dernière plongée :</i>	<i>126</i>
<i>V.3.1.3. Débit instantané de copeau : application au tréflage pour élargir un trou.....</i>	<i>126</i>
V.3.2. Temps d'usinage.....	127
<i>V.3.2.1. Principe</i>	<i>127</i>
<i>V.3.2.2. Temps d'usinage en tréflage.....</i>	<i>128</i>
<i>Données</i>	<i>128</i>
<i>Formulation.....</i>	<i>129</i>
V.4. Comparaison entre l'opération de tréflage et le fraisage classique	130
V.4.1. Configurations géométriques et paramètres de coupe.....	131
V.4.2. Trajectoire d'usinage	133
V.4.3. Stratégies d'usinage.....	134
V.4.4. Temps d'usinage.....	135
V.4.5. Débit du copeau.....	137
V.4.6. Efforts et puissance de coupe	139
V.5. Topographie des surfaces tréflées.....	141
V.5.1. Hauteur de crête	141
<i>V.5.1.1. Hauteur de crête dans le cas de plongées successives sur une surface plane et sur une surface inclinée.....</i>	<i>142</i>
<i>V.5.1.2. Hauteur de crête dans le cas de plongées en Zigzag.....</i>	<i>142</i>
<i>V.5.1.3. Hauteur de crête dans le cas de plongées en escalier.....</i>	<i>143</i>
V.5.2. Défauts de rectitude liée à une plongée de fraise	143
V.6. Conclusion.....	145
CONCLUSION GÉNÉRALE	147
PERSPECTIVES	148
RÉFÉRENCES.....	150
ANNEXE : DISPOSITIF EXPÉRIMENTAL	161

Notations

<i>Notations</i>			
<i>Symbole(s)</i>	<i>Signification en français</i>	<i>Signification en anglais</i>	<i>Unité</i>
θ_c	Angle d'engagement	Swept angle	deg.
θ_e	Angle d'entrée	Entry angle	deg.
θ_p	Angle d'espace	Pitch angle	deg.
λ_s	Angle d'inclinaison d'arête	Helix angle	deg.
γ	Angle de coupe	Rake angle	deg.
α	Angle de dépouille	Lead angle	deg.
κ_r	Angle de direction d'arête	Angle of edge direction	deg.
θ_s	Angle de sortie	Exit angle	deg.
β	Angle de taillant	Cutting edge angle	deg.
θ_z et θ_r	Angles géométriques	Geometrics angles	deg.
f_z	Avance par dent	Feed per tooth	mm/dent
K_t, K_r, K_a	Coefficients spécifiques de coupe en direction tangentielle radiale et axiale	Cutting force coefficients in tangential, radial and axial directions	N/mm ²
$F_x(i, \phi), F_y(i, \phi), F_z(i, \phi)$	Composants des efforts en direction X, Y et Z	Force components in X, Y and Z directions	N
a_i, b_i	Constantes	Constants	/
Q	Débit de copeau	Material removal rate	cm ³ / min
D	Diamètre d'outil	Cutter diameter	mm
K_c	Effort spécifique de coupe	Specific cutting force	N / mm ²
F_{tm}, F_{rm} et F_{am}	Efforts de coupe mesurés	Measured cutting forces	N
F_{ts}, F_{rs} et F_{as}	Efforts de coupe simulés	Simulated cutting forces	N
$F_t(i, \phi), F_r(i, \phi), F_a(i, \phi)$	Efforts tangentiel, radial et axial	Tangential, radial and axial forces acting on tooth i at angle ϕ	N
W_c	Energie spécifique de coupe	Specific cutting energy	w / cm ³ / min
a_e	Engagement radial	Radial engagement	mm
h	Épaisseur axiale de coupe	Axial thickness of cut	mm
t_c	Épaisseur radiale instantanée de copeau	Instantaneous chip radial thickness	mm
\tilde{t}_c	Épaisseur radiale moyenne de copeau	Average chip radial thickness	mm
θ_{max}	L'angle lorsque t_c est maximum	The angle where t_c is maximum	deg.

d	<i>Longueur d'arête</i>	<i>Cutting edge length</i>	<i>mm</i>
L	<i>Longueur de coupe</i>	<i>Length of cut</i>	<i>mm</i>
Z_n	<i>Nombre de dents</i>	<i>Number of teeth</i>	<i>/</i>
Z_c	<i>Nombre de dents engagées dans la matière</i>	<i>Inserts number engaged in the cutting</i>	<i>/</i>
P	<i>Pas radial</i>	<i>Pick feed</i>	<i>mm</i>
$\phi(i, j)$	<i>Position angulaire de la dent i lors de $j^{\text{ème}}$ position angulaire de la fraise</i>	<i>Angular position of the tooth i at the j^{th} angular position of the cutter</i>	<i>deg.</i>
w	<i>Profondeur de plaquette</i>	<i>Insert width</i>	<i>mm</i>
P_c	<i>Puissance de coupe</i>	<i>Cutting power</i>	<i>w</i>
R	<i>Rayon d'outil</i>	<i>Cutter radius</i>	<i>mm</i>
X, Y, Z	<i>Repère cartésien</i>	<i>Cartesian coordinate system</i>	<i>/</i>
a, b, c	<i>Repère local</i>	<i>Local repair</i>	<i>/</i>
A_D	<i>Section de coupe</i>	<i>Cutting section</i>	<i>mm²</i>
A	<i>Section instantanée du copeau</i>	<i>Instantaneous chip section</i>	<i>mm²</i>
T_u	<i>Temps d'usinage</i>	<i>Machining time</i>	<i>min</i>
t_u	<i>Temps de coupe</i>	<i>Cutting time</i>	<i>min</i>
T_c	<i>Temps de cycle</i>	<i>Time of cycle</i>	<i>min</i>
t_h	<i>Temps de mouvement d'outil hors matière</i>	<i>Extra machining time</i>	<i>min</i>
t_r	<i>Temps de reprise de profils</i>	<i>Time of the machining correction</i>	<i>min</i>
V_f	<i>Vitesse d'avance</i>	<i>Feed speed</i>	<i>mm/min</i>
V_c	<i>Vitesse de coupe</i>	<i>Cutting speed</i>	<i>m/min</i>
N	<i>Vitesse de rotation</i>	<i>Spindle speed</i>	<i>rpm</i>
V_e	<i>Vitesse résultante de coupe</i>	<i>Resultant cutting speed</i>	<i>mm/min</i>

Avant-propos

Ce présent mémoire est le résultat des travaux de recherche réalisés au sein du Laboratoire de Génie Industriel et Production Mécanique (LGIPM) dans l'équipe Ingénierie de fabrication sous la direction du Professeur Patrick Martin au Centre Franco-allemand de l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Metz. Ce travail a donné lieu à la publication d'un certain nombre d'articles à l'occasion de différents congrès nationaux et internationaux avec actes ainsi que de publications dans une revue ou ouvrage.

Articles publiés

M. Al-Ahmad, A. D'Acunto, O. Bomont, C. Lescalier, 2005, *Modelling of cutting forces in plunge milling*, In *Advanced Manufacturing Systems and Technology*, Ed. Springer Wien New York, XXII, pp. 155-165, ISBN: 978-3-211-26537-6.

M. Al-Ahmad, A. D'Acunto, P. Martin, 2006, *Identification of plunge milling parameters compare with conventional milling*, In *Advances in Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering II*, Ed. Springer Wien New York, XIV, pp. 461-474, ISBN: 978-1-4020-6760-0.

Articles soumis

M. Al-Ahmad, A. D'Acunto, P. Martin, *Prediction of cutting forces system in plunge milling operations*, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*.

Conférences internationales

M. Al-Ahmad, A. D'Acunto, P. Martin, *Prediction of cutting forces system in plunge milling operations*, Fifth International Conference High Speed Machining, March, 14-16, 2006, Metz-France.

M. Al-Ahmad, A. D'Acunto, P. Martin, *Tréflage: un nouveau processus dans la gamme d'usinage*, First International Francophone Congress of Advanced Mechanics, May, 02-04, 2006, Alep, Syrie.

M. Al-Ahmad, A. D'acunto, O. Bomont, C. Lescalier, *Influence of various plunge milling strategies on the surface quality and the productivity*, 15th International Conference on Manufacturing Systems, ICMaS, October, 26-27, 2006, Bucharest, Romania.

M. Al-Ahmad, A. D'Acunto, P. Martin, *Prediction of cutting forces system in plunge milling operations in the case of full radial engagement of the cutter*, Sixth International Conference on High Speed Machining, March, 21-22, 2007, Saint Sebastian, Spain.

M. Al-Ahmad, A. D'Acunto, P. Martin, *Cutting force prediction of plunge milling operation using different configurations of cutter immersion*, 4th International Conference and Exhibition on Design and Production of Machines and Dies/Molds, June, 21-23, 2007, Cesme, Turkey.

A. D'Acunto, M. Al-Ahmad, C. Lescalier, O. Bomont, *Cutting force prediction of vertical milling operation using different configurations of cutter immersion – Modelling and Experimentation*, 10th CIRP international workshop on modelling of machining operations, August, 27-28, 2007, Italy.

Conférences nationales

M. Al-Ahmad, A. D'Acunto, P. Martin, *Opération de tréflage : stratégie d'usinage et efforts de coupe*, 8^{ème} Colloques AIP PRIMECA, 7-9 mars, 2005, La Plagne.

M. Al-Ahmad, A. D'Acunto, P. Martin, *Etude des performances et limites de l'opération de tréflage - appliquer à l'entité poche*, 17^{ème} Congrès Français de Mécanique CFM, septembre, 2005, Troyes.

M. Al-Ahmad, A. D'Acunto, P. Martin, *Modélisation des efforts de coupe en tréflage*, 17^{ème} Congrès Français de Mécanique CFM, septembre, 2005, Troyes.

M. Al-Ahmad, A. D'Acunto, P. Martin, *Influence de différentes stratégies de tréflage sur la qualité de surface et la productivité*, 18^{ème} Congrès Français de Mécanique CFM, 27-31 août, 2007, Grenoble.

Chapitre I :

Introduction générale

I. Introduction générale

I.1. Introduction

A ce jour, l'enlèvement de matière par outil coupant occupe toujours une place en termes de coût, dominante parmi les procédés de mise en forme des matériaux. L'accroissement des performances des machines-outils, des outils de coupe et des logiciels de CFAO a permis à ce procédé de garder un niveau de compétitivité grâce aux gains de productivité et une augmentation de la qualité (dimensionnelle, géométrique, état et intégrité de surface, entre autres). Les procédés d'usinage sont très utilisés dans l'industrie pour mettre en forme les pièces mécaniques. Leurs applications remontent à plus de 200 ans (tour à charioter de Vaucanson (1751) et la raboteuse de Focq (1775), par exemple), mais dans la forme actuelle, il faut attendre les travaux de Taylor (1903). La concurrence internationale et l'accroissement de la qualité des pièces fabriquées, poussent à améliorer ces procédés.

De plus, les recherches engagées dans ce domaine portent sur le triptyque indispensable en usinage : la pièce, l'outil, et la machine-outil. La pièce fait l'objet d'évolution continue importante notamment sur les géométries toujours de plus complexes à respecter, mais aussi avec les avancées métallurgiques portant sur les microstructures pour obtenir un matériau à usinabilité améliorée ou à forte caractéristiques mécaniques. Les outils, toujours en perpétuelle évolution, se composent de matériaux de plus en plus performants (allant des aciers rapides, des carbure, des céramiques, des Cbn, voire des diamants...), sur lesquels sont déposés des revêtements toujours plus performants, facilitant l'écoulement du copeau et/ou formant une protection thermique de l'outil (TiCN, TiAlN, Al₂O₃, HFN, CrN...). Les machines-outils, quant à elles ont considérablement évoluées en vue de répondre à des exigences telles que :

- un niveau de technicité important (du mono technique comme le tour ou fraiseuse à multi-technique centre de tournage fraisage), voire multi-procédés (laser et coupe ou encore usinage et rectification...)

- une forte productivité et une flexibilité accrue par la suppression des temps improductif comme le changement d'outils, l'ajout des systèmes de palettisation et de robotisation, ou encore par la réalisation d'enchaînement rapide des opérations (haute

cadence de production), la réduction des pertes de temps de réglage d'avant série (mesures de pièces et outils *in situ*)...

- une plus grande automatisation intégrant les concepts de surveillance et de sûreté au quelle s'ajoute l'augmentation des performances dynamiques (une meilleure rigidité, de plus grandes vitesses et l'accélération lors des déplacements pour des précisions toujours plus faibles), une gestion de la complexité géométrique (machine-outil multi-axes), des puissances et couples accrus...

Cependant, l'utilisation rationnelle des procédés de coupe est encore fortement tributaire des connaissances tant au niveau microscopique, mésoscopique et macroscopique (Cf. paragraphe II.3.1). Si bien que les connaissances en matière de coupe des matériaux gardent encore une grande part d'expérience et exigent de l'utilisateur un bon niveau de savoir faire pour exploiter au mieux les capacités des moyens de production.

Afin d'améliorer la compétitivité du procédé d'usinage face aux autres procédés dans le processus de fabrication, le développement de nouvelles technologies et techniques d'usinage doit être préparé avec attention et plus en amont des bureaux des méthodes et ateliers. Une des orientations privilégiées réside dans l'emploi généralisé et la mise en place des nouvelles opérations d'usinage comme le fraisage trochoïdal, le perçage orbital et le tréflage, par exemple. L'usinage trochoïdal consiste à déplacer l'outil selon une trajectoire épicycloïdale, qui est celle d'un point d'un cercle roulant sans glisser le long d'une ligne. Le perçage orbital est une variante de l'opération de fraisage trochoïdal appliquée en perçage. Le tréflage, totalement différent, s'apparente à des opérations successives de perçage. Mais plus particulièrement, le tréflage est une opération d'usinage utilisée dans le fraisage, essentiellement pour les opérations d'ébauche voire de finition. Le principe de cette opération est fondé sur l'enlèvement de matière en ayant des avances selon la direction de l'axe de l'outil principalement. La fraise travaille, comme en perçage, suivant l'axe Z de la machine. Cette opération se justifie particulièrement lorsque la hauteur de l'usinage est importante. Le tréflage est apprécié pour la réaliser des cavités profondes des moules et matrices. L'aéronautique développe de même des applications en tréflage pour usiner des pièces de structures.

Or, les industriels s'interrogent fréquemment sur l'intérêt que le tréflage peut présenter en termes de productivité lors d'opération d'ébauche et finition de pièces mécaniques. Ces interrogations portent sur le domaine d'emploi, les types et

caractéristiques d'outils, les conditions opératoires (vitesse de coupe, d'avance, profondeur de coupe...), les qualités géométriques obtenues, les temps et coût d'usinage... Par ailleurs, ces nouvelles opérations conduisent à de nouvelles stratégies d'usinage. Les éditeurs de logiciels répondent partiellement à cette attente.

C'est dans ce cadre que nous voulons caractériser l'opération de tréflage en vue de fournir les paramètres clés permettant aux personnels des bureaux des méthodes métiers (gammiste, préparateurs...) les moyens proposer des gammes d'usinage utilisant l'opération de tréflage. Nous voulons au travers de ce document définir une méthodologie d'industrialisation du procédé par l'identification des contraintes inhérentes au procédé d'usinage ainsi que des limites et performances au regard des opérations de fraisages classiques.

Notre approche est résolument orientée vers des outils méthodes permettant de prendre en compte les différents éléments concernés comme la machine, l'outil, la pièce, leur système de fixation, les matériaux, en vue de maîtriser puis d'optimiser l'opération selon des critères prédéfinis (la qualité des surfaces, les efforts mise en jeu, les coûts et les délais de fabrication) (Figure I. 1).

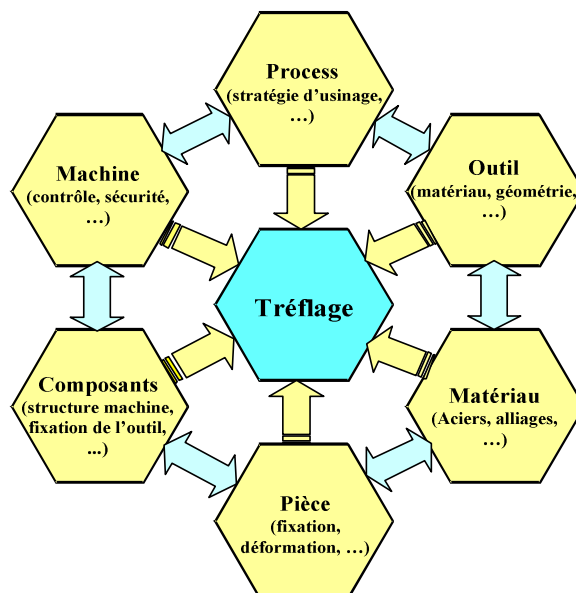


Figure I. 1: Eléments de tréflage.

Dans le contexte, la modélisation de l'opération de tréflage devient une exigence. De plus, la possibilité d'obtenir des prédictions réalistes des valeurs d'efforts de coupe devient aussi très importante. La connaissance des efforts de coupe peut également

s'avérer être un apport non négligeable dans le domaine de la conception de porte outils, d'outils, en adaptant la géométrie de l'outil avec l'objectif d'améliorer la tenue de l'outil en cours d'usinage (durée de vie).

De même, les éditeurs de logiciel de CFAO proposent des opérations basées sur le choix global des paramètres d'usinage par l'utilisateur. Ce dernier doit renseigner les paramètres technologiques nécessaires mais il doit également choisir la stratégie qui sera déployée afin d'obtenir le résultat escompté. Ses choix doivent garantir le respect des conditions d'usinage tout en assurant un coût d'exploitation minimum. Pour une pièce complexe, l'optimisation du processus va dépendre à la fois des contraintes fortes et invariantes imposées par les paramètres technologiques mais également de la géométrie de la zone à usiner. Donc, nous pouvons dire que la recherche de l'optimum technico-économique de l'usinage en tréflage, doit se faire par l'emploi d'une génération de la trajectoire et stratégie d'usinage adéquates qui produisent la meilleure qualité de surface.

1.2. Présentation de l'étude

En vue d'appréhender la maîtrise de l'opération de tréflage le travail présenté dans ce mémoire s'articule de la façon suivante :

Le chapitre I introduit les problématiques visées ainsi que les principales définitions relatives à l'industrialisation des procédés d'usinage.

Le chapitre II porte sur une étude bibliographique. Dans un premier temps, il permet de rappeler les principes régissant le procédé d'usinage par enlèvement de matière, en particulier à l'outil coupant. De plus, un historique de l'usinage positionnera les principales approches et travaux en la matière. Nous voulons ensuite montrer les contraintes liées au tréflage et les données nécessaires à connaître avant de commencer la modélisation du tréflage. Dans un deuxième temps, cet état de l'art permet de faire les points sur les différents modèles en usinage. Dans ce cadre, nous présentons les différentes échelles de l'étude pour mieux choisir l'échelle d'étude de notre travail. Ensuite, une étude sur le modèle de couple « outil-matière » est présentée pour définir le domaine de fonctionnement. Nous effectuons une revue des travaux scientifiques en coupe orthogonale et oblique ainsi que les différentes approches de modélisation de la coupe utilisées afin de prévoir les efforts de coupe: les approches analytiques, numériques ou plus phénoménologiques comme les approches mécanistiques. Puis, ce

chapitre montre les connaissances de plus en plus précises dans le domaine de la coupe elle-même et permettent de mieux situer notre travail propre dans un domaine plus vaste où les contributions sont moins fréquentes. Enfin, nous présentons les modèles de description des surfaces usinées et les sources d'erreurs.

Le chapitre III présente les technologies relatives à l'opération de tréflage. Dans ce cadre, nous positionnons l'opération de tréflage au sein d'une classification des procédés d'usinage selon l'approche définie par Levailant [Levailant, 2005]. Ensuite, nous définissons les paramètres cinématiques du tréflage (mouvements de l'outil et trajectoire d'une dent dans la matière). Ce chapitre est le préalable de la modélisation de l'opération de tréflage nécessitant la définition des paramètres pilotant l'opération du tréflage ainsi que de prédéterminer de ceux-ci en fonction de la méthodologie du Couple Outil Matière [NF E, 1994].

Le chapitre IV constitue le fondement du travail par la proposition d'un modèle des efforts de coupe à partir de l'approche mécanistique. Plus précisément, ce chapitre se décompose en quatre grandes parties. La première se concentre sur le développement d'un modèle des efforts de coupe en tréflage. La deuxième partie porte sur la validation expérimentale dudit modèle et la détermination de coefficients spécifiques de coupe. Ensuite, une comparaison entre le modèle théorique et expérimental est présentée avec les explications et commentaires des résultats des essais réalisés. Enfin, nous proposons l'étude permettant de définir les paramètres influents en tréflage sur les efforts de coupe.

Le chapitre V permet de faire le point sur la maîtrise de l'opération du tréflage. Nous traitons dans ce chapitre les points suivants : les trajectoires et les stratégies d'usinage, la productivité en tréflage (débit de matière, temps d'usinage, coût d'usinage), la topographie de surfaces tréflées (hauteur de crête par exemple) et terminons par une comparaison entre l'opération de tréflage et le fraisage classique. Les points de comparaison étudiés sont les configurations géométriques des opérations, la trajectoire d'usinage, les stratégies d'usinage, les temps d'usinage, le débit de copeau, les efforts et la puissance de coupe.

Enfin, nous concluons ce mémoire en analysant les principaux résultats de cette étude d'industrialisation de procédé. Quelques perspectives sont proposées tant au niveau de l'application de ce travail, qu'aux compléments qui peuvent lui être apportés.

1.3. Définitions

En vue de mieux appréhender les chapitres qui suivent, ce paragraphe a pour objectif de définir certains termes ou locutions utilisés dans le mémoire en complément de la nomenclature selon [Bernard, 2003], [Bourdet, 1990], [Levaillant, 2005].

Opération d'usinage

Une opération d'usinage est le travail d'un outil qui produit une et une seule forme géométrique. Par exemple, un perçage au foret, une passe de surfacage à l'aide d'une fraise sont des opérations d'usinage.

Séquence d'usinage

Une séquence d'usinage est une suite ininterrompue d'opérations d'usinage. Par exemple, une ébauche paraxiale en tournage.

Processus d'usinage

Un processus d'usinage est une suite ordonnée de séquences d'usinage. Il représente l'enchaînement des séquences d'usinage conduisant à la réalisation d'une forme géométrique connue du fabricant baptisée entité d'usinage.

Gamme d'usinage

Une gamme d'usinage est un terme très général regroupant l'ensemble des informations selon un point de vue plus ou moins détaillés, contribuant à une description de l'usinage d'une pièce. Cela se traduit par un regroupement de l'ensemble des phases d'usinage. La gamme d'usinage est le document qui décrit la méthode complète d'obtention de la pièce. Les informations devant apparaître sur cette gamme d'usinage pour chaque phase d'usinage sont :

- le dessin de la pièce après cette phase d'usinage (les surfaces non usinées et les surfaces usinées), l'isostatisme ou mise en position. La pièce est toujours dessinée dans la position d'usinage.

- la désignation des opérations dans l'ordre d'usinage, le nom des outils utilisés pour chaque opération.

Entité d'usinage

Une entité d'usinage est une forme géométrique et un ensemble de spécifications pour lesquels un processus d'usinage est connu¹. Ce processus est quasi indépendant des processus des autres entités. Le gammiste établit la gamme d'usinage à partir d'une description de la pièce à l'aide d'entités d'usinage.

Passe d'usinage

Les passes correspondent à une portion de trajectoire, le long de laquelle l'outil usine quasi continûment la surface.

Paramètres cinématiques de coupe

Les paramètres cinématiques de coupe caractérisent les déplacements de l'outil (les mouvements de coupe et d'avance de l'outil, la trajectoire de la dent...).

Paramètres géométriques de coupe

Les paramètres géométriques de coupe permettent de définir les dimensions qu'enlève l'outil ou une partie active de celui-ci lors de la coupe. Ces paramètres conduisent à la modélisation des efforts de coupe.

La Couple « Outil/Matière »

La Couple « Outil/Matière » (COM) est une méthodologie qui permet de définir le domaine de fonctionnement des outils coupants pour une famille de matériaux et pour des opérations d'usinage [NF E, 1997]. Cette méthodologie s'appuie sur la détermination des valeurs limites de paramètres de coupe ainsi que mode de dégradation des outils pour une opération donnée.

Industrialisation de procédés

Cette activité est une part des activités des méthodes d'industrialisation (conception de gamme et de système de fabrication). Elle consiste à étudier des procédés en vue de définir les limites et performances (i.e. la maîtrise du procédé) pour leurs développements dans les gammes de fabrication. Elle comprend l'identification et la

167

¹ L'opération de tréflage étudiée dans ce mémoire permettra d'associer de nouveaux processus à des entités d'usinage de type poche.

caractérisation des paramètres pilotant le procédé en fonction des contraintes technologiques du système défini par le triptyque « Pièce/Outil/Machine ».

Chapitre II :

Industrialisation du procédé de
tréflage : modèles et méthodologie

II. Industrialisation du procédé de tréflage : modèles et méthodologie

II.1. Innovation en usinage

Le rapport du centre européen des statistiques [Johansson, 2006] permet de confirmer que la fabrication des machines et équipements représentent la troisième division manufacturière en Europe en termes de valeur ajoutée. Celle-ci se chiffre à 165 milliards d'euros, ce qui représente 10,8% de la valeur ajoutée totale de l'industrie manufacturière européenne. Ce rapport permet également de voir que le marché des machines-outils représente plus de 14 milliards d'euros, soit 8,8% de la production des machines et équipements. Les enjeux financiers importants et la concurrence internationale imposent d'innover sur tous les plans et en particulier les manières de travailler les matériaux. Depuis plus de dix ans, l'amélioration des machines outils, des systèmes de pilotage et de commande ouvrent la voie à des opérations encore confidentielles comme le fraisage trochoïdal, le tréflage et le perçage orbital. Dans l'opération de perçage orbital [Brinksmeier, 2007], le forage est produit par un outil de fraisage qui exécute un chemin hélicoïdal dans la pièce (Figure II. 1). Cette opération est employée dans l'industrie aéronautique et surtout pour la coupe des matières composites.

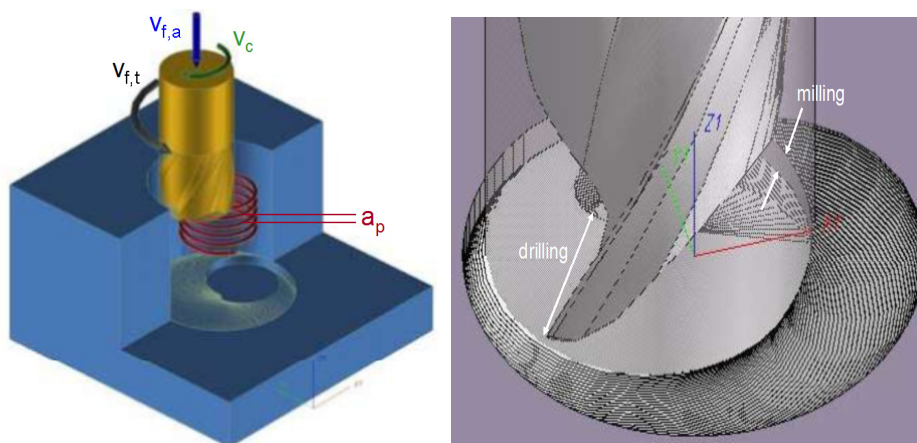


Figure II. 1 : Perçage orbital « tréflage et perçage à la fois » [Brinksmeier, 2007].

Le fraisage trochoïdal est caractérisé par un parcours d'outil spécifique dont les mouvements quasi circulaires de type trochoïde permettant à l'outil d'avancer rapidement en optimisant la prise matière et la profondeur d'outil.

II.2. Usinage par tréflage

II.2.1. Apparition du tréflage

Le terme de tréflage n'est pas dans le dictionnaire ou du moins pas encore. Pourtant, il est de plus en plus fréquemment employé dans le domaine industriel. Il tire l'origine de son nom de la forme obtenue lors de l'utilisation d'outils en perçage pour la réalisation de cavité en pleine matière. Donc, la fraise travaille, comme en perçage, suivant l'axe Z de la machine (Figure II. 2). Le tréflage est une opération efficace pour ébaucher une grande variété de travaux, qu'il s'agisse de poches, de rainures ou d'épaulements. En effet les travaux et communications dans ce domaine sont réduits. De plus, les documents techniques accessibles dans ce domaine sont orientés vers la l'utilisation d'outils de coupe en tréflage [Sofetec, 2001], [Sofetec, 2005], [Mitsubishi, 2004] et [Sandvik, 2004].

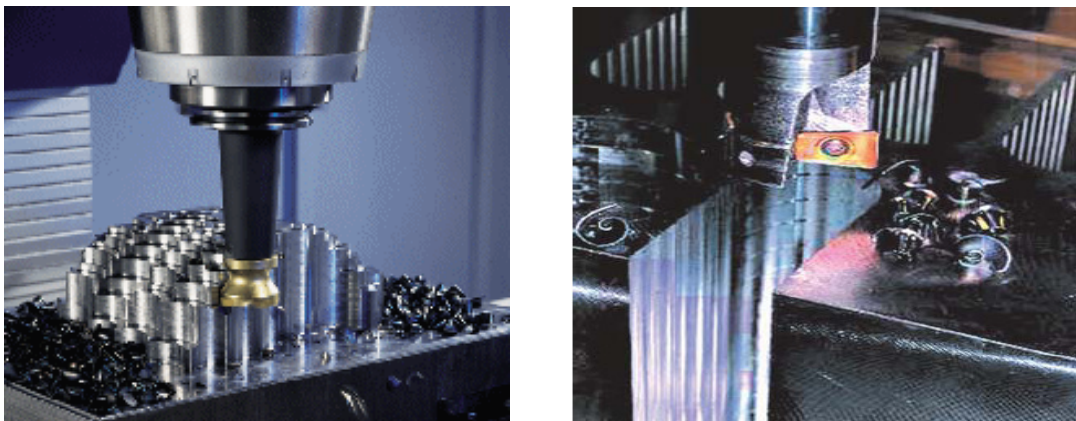


Figure II. 2 : Opération de tréflage [Sescoi, 2008] et [TraMetal, 2005].

Selon les travaux et les documents techniques cités précédemment, l'opération de tréflage est l'une des opérations les plus productives d'enlèvement de matière pour l'ébauche d'une pièce. De plus en plus prisée par les moulistes, entre autres, la technique d'ébauche à forts enlèvement de matière en des temps de cycles restreints en procédant par tréflage avec une fraise à laquelle on fait prendre des passes successives.

Le tréflage ne semble pas limiter par l'importance de la profondeur. Le seul facteur limitatif est lié à l'utilisation de porte outil (accessibilité de la cavité et la rigidité de l'attachement). Ainsi, chaque plongée de fraise peut atteindre aisément une profondeur très importante (supérieure à 200 mm) sans provoquer de déflexion importante de fraise ($5 \mu\text{m}/200 \text{ mm}$) [TraMetal, 2005]. Certains outils de tréflage sont capables de travailler

“en tirant”, c’est-à-dire en course ascendante, ce qui permet de générer des formes complexes. D’autre part, lorsque l’on évalue la possibilité d’un tréflage au point de vue de la machine, on doit penser à l’avantage qu’il présente si celle-ci ne dispose que d’une puissance limitée. En effet, on a besoin d’une moindre puissance en fraisage par tréflage que par fraisage classique pour enlever le même volume de copeau, ce qui permet de réaliser un gain de productivité sur des machines anciennes selon [TraMetal, 2005]. D’après les documents techniques, le tréflage semble avoir les avantages suivants :

- un débit copeau élevé, incomparable aux autres méthodes d’usinage conventionnel et un enlèvement de matière maximum est assuré dès la première ébauche ;
- une réduction de la charge appliquée à la broche de la machine outils ;
- une limitation des efforts et moments fléchissants sur l’outil et la pièce (notamment l’effort radial) ;
- une utilisation des fraises ayant des attachements de longueur supérieure au fraisage classique (fraisage profond) ;
- un sens de travail principalement en poussant ou en tirant suivant l’axe Z ;
- une possibilité d’usiner des formes inclinées ;
- une diminution de la déflexion de l’outil (amélioration de la qualité des surfaces).

Après cette liste d’arguments plus qu’élogieux, existent cependant des inconvénients (ou interrogations) comme :

- un besoin d’une FAO en vue de définir les stratégies d’usinage (dégagement de copeau suivant l’axe Z) ;
- une définition de réelles conditions opératoires pour des géométries d’outil données ;
- une connaissance des types de dégradation des outils pour évaluer la durée de vie des outils;
- une réalisation en semi finition et finition de surfaces en tréflage...

Plus généralement, cette opération d’ébauche soulève un certain nombre d’interrogations relevant d’une appréciation critique des affirmations de documents techniques vantant cette opération. En effet, le choix d’outil et les recommandations des conditions opératoires disponibles sont à ce jour assez limités.

De plus, après la plongée-ébauche qui laisse une cavité grossière, il y a un problème de reprise en semi finition voire en finition. La discontinuité de la géométrie de la pièce après l'opération d'ébauche en tréflage induit une augmentation du temps d'usinage ou des nouvelles stratégies d'évidement de matière.

Du reste, il existe des contraintes technologiques où une opération de tréflage en pleine matière n'est possible que si un avant trou est réalisé préalablement. Cela conduirait à plonger directement dans la matière, ce que la fraise à plaquette ne peut faire.

II.2.2. Domaines d'application

Le tréflage est employé pour diverses applications dans les domaines, aéronautiques, automobiles, énergétiques, moules et matrices... (Figure II. 3).

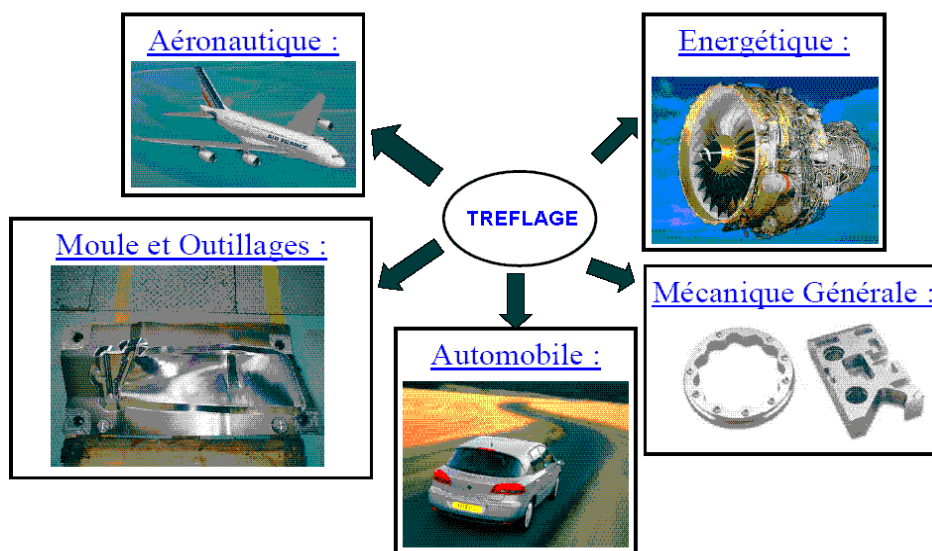


Figure II. 3 : Domaines d'application de tréflage.

De plus, l'opération de tréflage peut être utilisée pour toutes les matières de pièces, que ce soit dans l'aluminium, dans les aciers traités, dans les matériaux inoxydables ou encore réfractaires.

II.2.3. Les travaux scientifiques relatifs au tréflage

Les travaux de Li *et al.* [Li, 2000] ont pour objectif de présenter l'opération de fraisage en plongée ou le tréflage dans le but d'usiner des géométries complexes de chanfreins, et d'en estimer les efforts de coupe à partir de l'approche mécanistique de

Kline et DeVor [Kline, 1983]. Ce travail est développé à *Georgia Institute of Technology (Atlanta, USA)* sous la responsabilité de Steven Liang. Il permet de développer des géométries d'outils de chanfreinage à arêtes multiples en optimisant (minimisant) les efforts de coupe.

Wakaoka *et al.* [Wakaoka, 2002], au travers de leurs travaux, comparent l'opération de tréflage à grande vitesse et le fraisage classique de cavités profondes. L'objectif de ce travail n'est nullement de définir l'opération de tréflage, mais bien d'effectuer une inter-comparaison des deux opérations en matière de qualité géométrique. Ils constatent que pour une hauteur de 200 mm, pour des conditions opératoires spécifiques à chaque outil, un défaut d'enveloppe est 30 fois supérieur en fraisage conventionnel. Leurs observations sont validées à partir d'un modèle poutre en RDM (Figure II. 4).

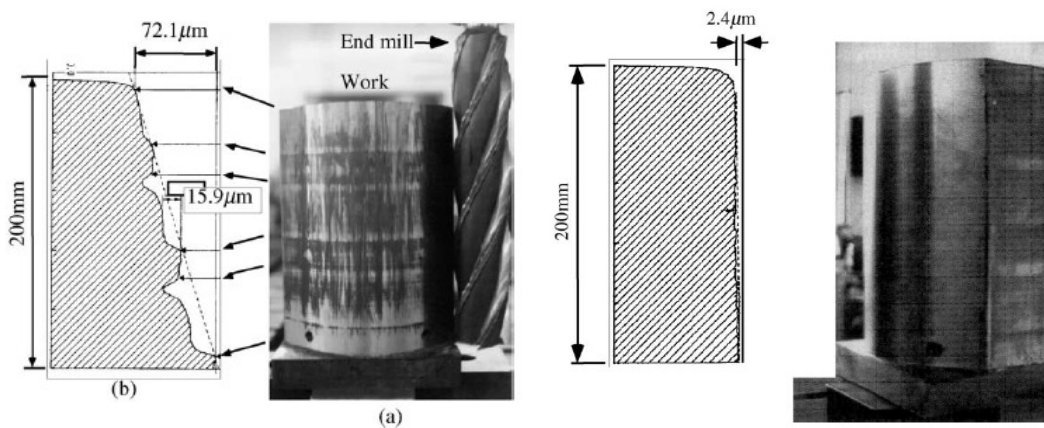


Figure II. 4 : Défaits géométriques en fraisage conventionnel (à gauche) et tréflage (à droite).

Par ailleurs, ils comparent l'évolution de l'usure des outils (carbure revêtu et cermet) en tréflage en opposition et en avalant (cf. paragraphe IV.2.2). Cette expérimentation en tréflage indique que l'usure de la fraise travaillant en opposition est moins grande qu'en avalant. Du reste, l'étude de l'état de surface porte sur le critère de rugosité Rt mesuré transversalement et longitudinalement en fonction du sens de plongée. Wakaoka utilise la formulation classique de Rt en fonction de l'avance fz et du rayon de fraise R , soit : $Rt = \frac{fz}{8R}$.

En fait, la rugosité augmente en fonction de l'avance, par contre elle est peu influencée par le pas radial.

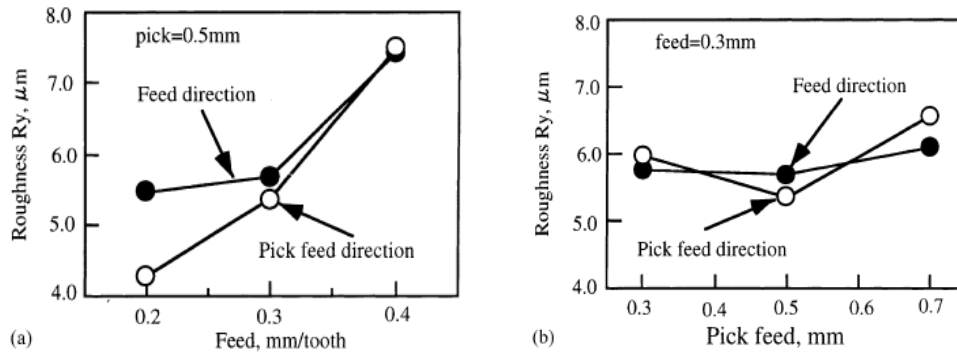


Figure II. 5 : Rugosité (R_t) longitudinale et transversale mesurées en fonction de l'avance et du pas radial [Wakaoka, 2002].

D'autres travaux s'intéressent au tréflage au travers de la comparaison des stratégies d'usinage de vidage de poches en ébauche [Hascoet, 2006]. En effet, l'objectif de ce travail d'investigation est double :

- le premier est effectivement d'évaluer les stratégies d'usinage par comparaison du fraisage trochoïdal, au tréflage au fraisage conventionnel selon les critères de débit de copeau, les efforts moyens générés au cours de l'opération et de la qualité géométrique et dimensionnelle de l'entité poche ;
- le second est de montrer les opportunités des machines à structure parallèle face aux machines à structure sérielle pour ces stratégies nouvelles.

Les conditions de cette étude sont consignées dans le tableau ci après.

Tableau II. 1 : Paramètres de coupe des stratégies testées [Hascoet, 2006].

	Vitesse de coupe (m/min)	Avance (mm/dent)	Incrément axial (mm)	Profondeur de passe (mm)
Tréflage	2413	0,35	11	40
Trochoïdale -1			8	6,66
Trochoïdale -2			2	13,5
Zigzag -1			25	6,66
Zigzag -2	1508	0,26		

Les trajectoires et stratégies de tréflage sont proposées en définissant un algorithme optimisé de trajectoires hors matières pour le tréflage. Les résultats portent sur l'analyse de la productivité (Figure II. 6). Il observe que la stratégie en fraisage classique par zigzag est fortement productive et cela, du fait de la faible longueur parcourue par l'outil hors matière, et en conséquence le temps de contact « Outil/Matière » avoisine les 80%. La stratégie d'usinage en tréflage a un parcours total supérieur de 20%. Mais le temps contact « Outil/Matière » est de 25% en tréflage.

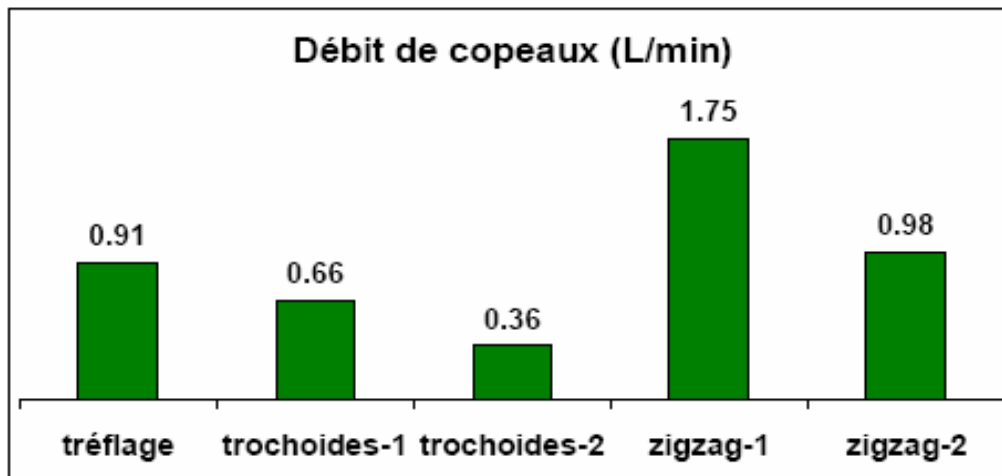


Figure II. 6 : Débit de copeau en fonction des stratégies étudiées [Hascoet, 2006].

S'agissant du critère d'effort de coupe, il montre que les modules des efforts moyens (marque noire) et maximaux (diagramme en bâton) développés pour la stratégie de fraisage par zigzag sont plus importants que ceux développés en tréflage. Dans cette communication, aucune indication n'est fournie s'agissant de la détermination des efforts et du sens de ceux ci.

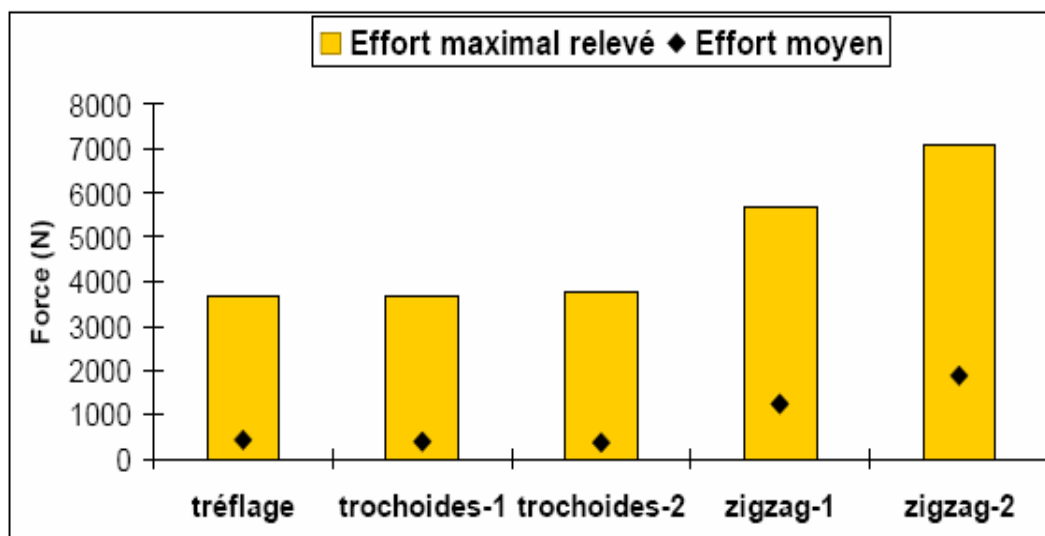


Figure II. 7 : Comparaison des stratégies au regard des efforts [Hascoet, 2006].

D'un point de vue qualité des surfaces obtenues, il s'est attaché à inspecter la planéité du fond de la poche. Les écarts sont consignés au travers de la topographie (Figure II. 8). L'erreur observée la plus importante est de 0,3 mm, est obtenue pour le tréflage. Selon les auteurs, cela provient essentiellement de la géométrie de l'outil utilisé (l'angle de coupe étant de 87°). La surface générée par une plongée d'outil en fond de poche n'est donc pas plane.

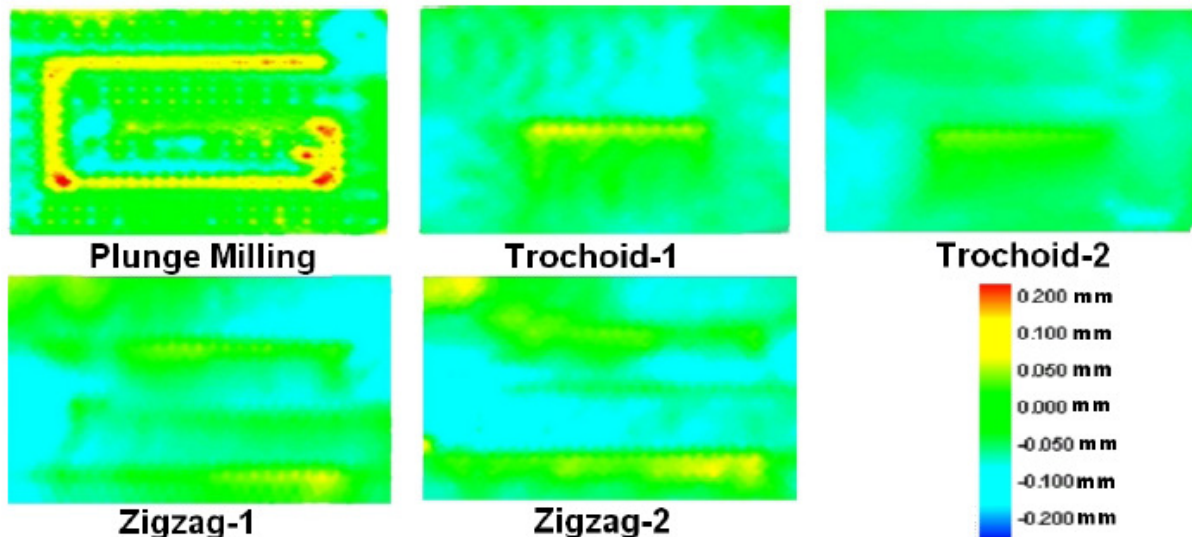


Figure II. 8 : Cartographie de la planéité pour chaque stratégie de fraisage [Hascoet, 2006].

Les trochoïdes présentent la meilleure planéité de fond de poche. Tandis que les poches usinées en zigzag disposent d'une qualité suffisante, l'erreur de planéité étant inférieure à 0,1 mm. Concernant la qualité des parois verticales, toutes les stratégies offrent de bons résultats de perpendicularité et d'état de surface. La stratégie en zigzag présente malgré tout l'inconvénient de laisser une crête importante (environ de 6 mm) entre deux passes d'usinage. Le tréflage semble être un meilleur choix vis à vis de ce critère.

Il faut attendre les travaux de Ko pour avoir une présentation de la modélisation des efforts de coupe en tréflage en utilisant l'approche mécanistique définie par Altintas [Ko, 2006a], [Ko, 2006b] et [Ko, 2007]. Par ailleurs, Brinksmeier se propose de cumuler l'opération de tréflage et le perçage par une seule opération : le perçage orbital en vue d'effectuer des opérations axiales destinées à l'usinage des matériaux composites [Brinksmeier, 2007].

Après cette revue concernant les travaux scientifiques en tréflage, il est à noter que de nombreux articles techniques ont été présentés ayant pour but de démocratiser le tréflage mais reste trop souvent empreint de généralités non démontrées.

Néanmoins, l'ensemble des publications scientifiques et techniques ne fournit pas les clés suffisantes pour mieux appréhender le tréflage. Nous nous sommes orientés donc vers l'étude de cette opération dès 2005 [Al-Ahmad, 2005] en vue de fournir au mieux les informations indispensables de l'industrialisation du procédé de tréflage.

II.3. Les modèles en usinage

L'industrialisation de procédé repose sur un ensemble de modèles permettant de définir les conditions opératoires adéquates en vue de respecter les spécifications géométriques, dimensionnelles et d'intégrité de surface.

En général, les modélisations d'une opération d'usinage nécessitent dans un premier temps de définir l'échelle à laquelle l'étude est envisagée. Ces modèles traduisent un certain nombre de comportements comme :

- ceux des matériaux usinés (contraintes résiduelles, efforts de coupe...) ou usinant (usure) en fonction des phénomènes mécaniques, physico-chimiques en jeux et quelque soit l'échelle ;
- de la géométrie voire de la topographie des surfaces usinées ;
- des trajets et stratégies d'usinage (génération de processus d'usinage) ;
- le respect des cadences et productivité (durée de vie).

Néanmoins, les modèles en usinage qui sont prédominants, sont encore aujourd'hui essentiellement issus de l'expérimentation. Ils en disent plus qu'ils ne prédisent et c'est par des essais codifiés par la communauté scientifique ou/et industrielle qu'il est possible de comparer, d'échanger les résultats et les méthodes d'investigation. Le caractère expérimental est excessivement lourd ce qui conduit à la nécessité de la simulation de l'usinage en vue de prédire l'état de la pièce (géométrique, mécanique, métallurgique, physique) en tenant compte du comportement des outils, de la machine-outil et des outillages. Or, l'essentiel des démarches de modélisation de la coupe depuis plus d'une cinquantaine d'année se situe au niveau mésoscopique (cf. paragraphe II.3.1.1). Mais quelques approches méthodologiques de prédétermination des conditions opératoires en usinage prennent un essor certain comme le couple outil matière (cf. paragraphe II. 3.3).

Néanmoins, la problématique d'industrialisation (procédé et processus), selon Le Calvez [Le Calvez, 2005] est de prédire le comportement à la fois dimensionnel, géométrique, ainsi que les propriétés mécaniques de la pièce. L'industrialisation des procédés nécessite alors de répondre à deux contraintes :

- la prise en compte des erreurs et défauts du système « Pièce/Outil/Machine » lors de génération de trajectoires permettant d'identifier les écarts dimensionnels, géométriques et d'états de surface à partir des conditions opératoires;

- mais aussi de tenir compte des aspects matériaux par l'évolution des microstructures, des contraintes résiduelles induites par les procédés de coupe (champs de déformations et de températures) en fonction de l'historique de fabrication par exemple.

Ces deux contraintes doivent déboucher sur des solutions viables économiquement et technologiquement dans un contexte industriel.

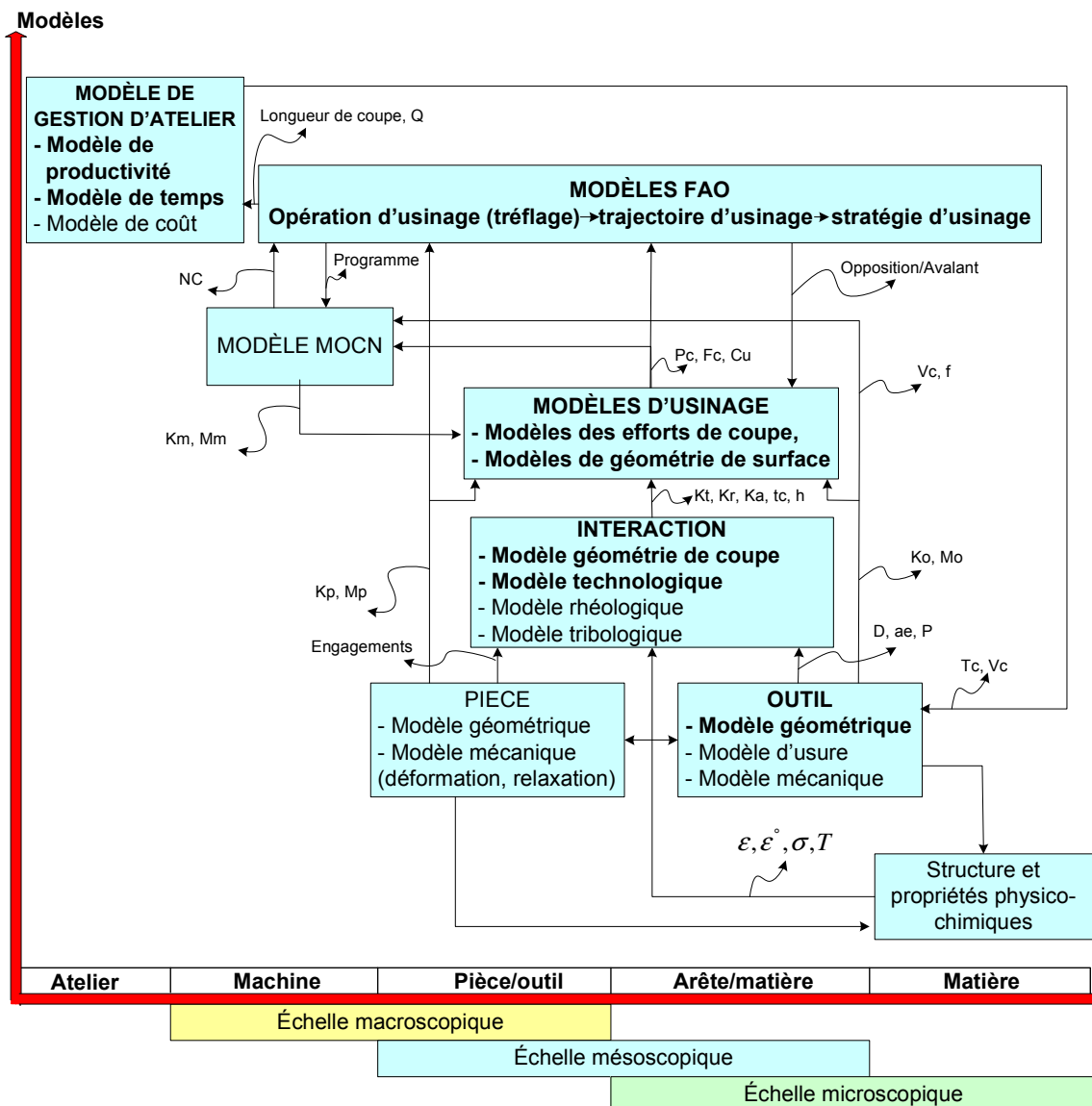


Figure II. 9 : Liens physiques entre les différentes échelles.

II.3.1. Modèles de coupe

II.3.1.1. Echelle de modélisation

L'étude de l'usinage est souvent abordée à l'aide d'une approche multi-échelles permettant ainsi une dichotomie limitant les nombres de phénomènes à prendre en compte pour un modèle et à une échelle donnée [Chérif, 2003a], [Chérif, 2003b], [Assouline, 2005] et [Bissey, 2005]. Trois échelles d'analyse sont définies : échelle microscopique, mésoscopique et macroscopique (Figure II. 10).

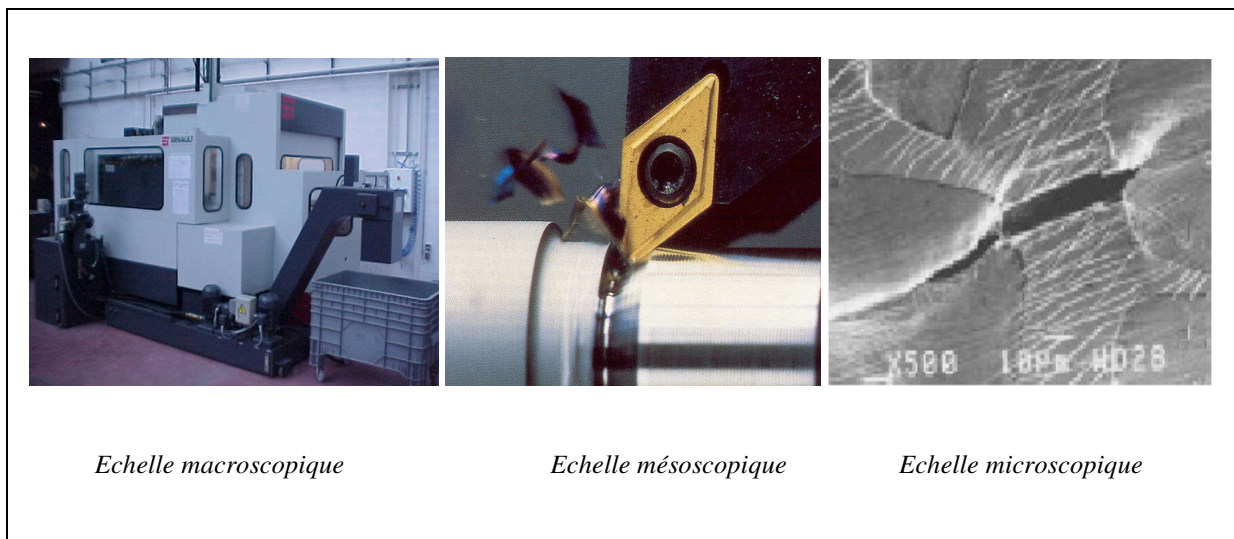


Figure II. 10 : Différentes échelles de l'étude de la coupe.

L'échelle microscopique est celle de l'interaction entre une géométrie d'outil donnée et le matériau. Il s'agit de déduire certaines propriétés mécaniques, métallurgiques à partir de la structure du matériau (dislocation, fissuration, contraintes résiduelles...). Ces propriétés mécaniques sont, par exemple, les lois de comportement définies aux niveaux des grains.

L'échelle mésoscopique en usinage est celle de la description de la formation du copeau. Elle est basée sur une description thermomécanique faisant intervenir les différents phénomènes physiques et métallurgiques, mais à l'échelle de la mécanique des milieux continus pour de grandes déformations (de 1 à 5) et à hautes températures (700°C à 900°C). Ces propriétés mécaniques sont, par exemple, les lois de comportement de type élasto-plastique ou encore visco-élasto-plastique. A cette échelle, les efforts de coupe (moyens ou maximum) sont déterminés au niveau du système « arête de coupe / pièce » sous des conditions de contact avec frottement au interfaces (faces de coupe et de dépouille).

L'échelle macroscopique s'intéresse plus particulièrement au comportement global du système « Pièce-Outil-Machine » (POM). Les phénomènes exercés à la pointe de l'outil ne constituent plus l'intérêt de cette échelle, mais ce sont plutôt les conséquences comme les déformations du système « Pièce-Outil-Machine » soumis à l'action des efforts de coupe. En définitive, l'approche macroscopique permet d'avoir une vue globale.

Or, l'essentiel des démarches de modélisation de la coupe depuis plus d'une cinquantaine d'année se situe au niveau mésoscopique. Néanmoins, les échelles mésoscopique et macroscopique correspondent à la démarche d'industrialisation de procédé.

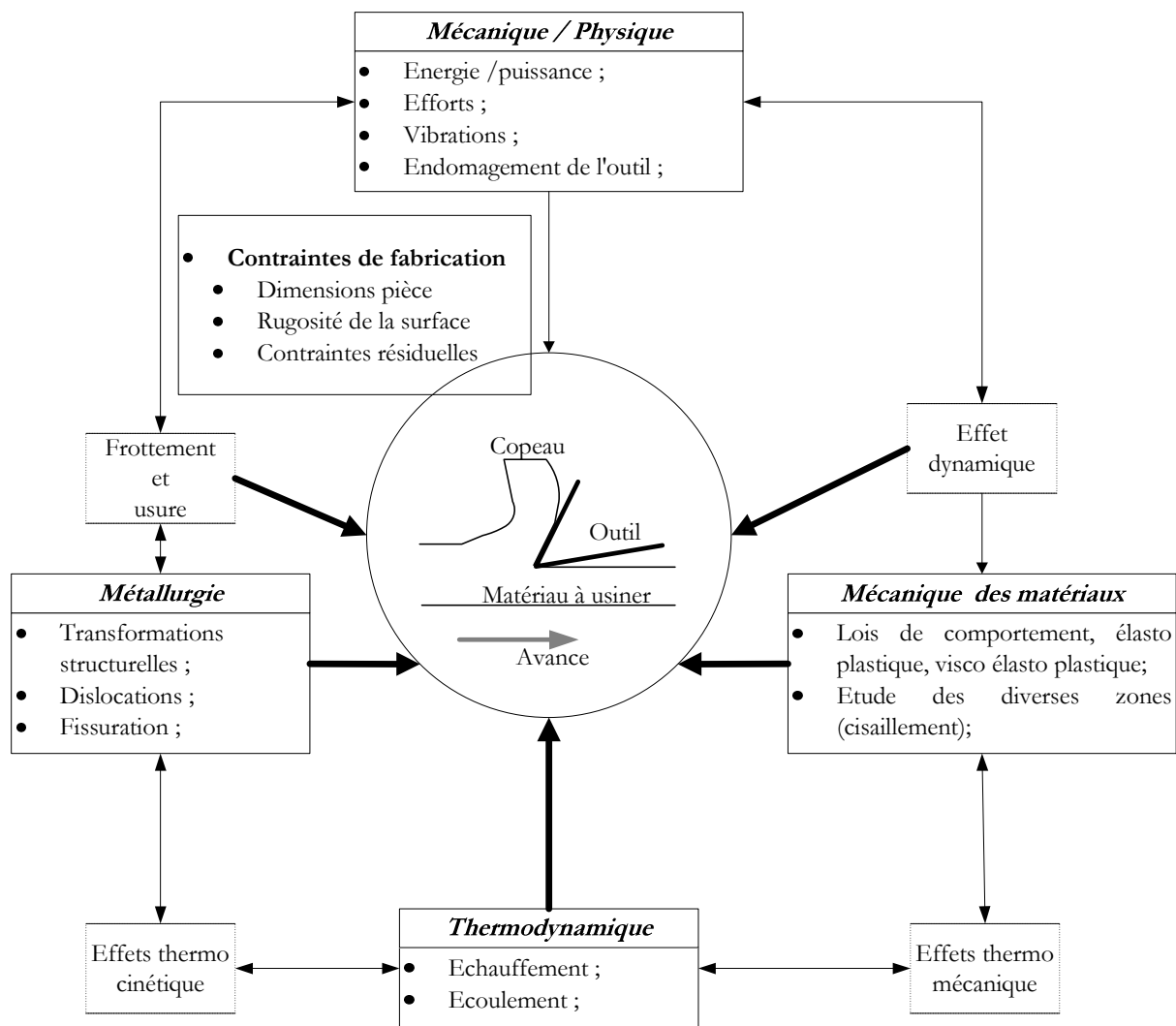


Figure II. 11 : Modélisation géométrique de la coupe orthogonale.

II.3.1.2. Modèles des efforts de coupe

II.3.1.2.1. Types de modélisation des efforts

La modélisation des efforts de coupe recouvre différentes méthodes qui peuvent être classifiées sous trois approches :

- (i) modèles d'efforts de coupe issus de l'expérimentation appelés modèles phénoménologiques (formalisation de type loi puissance) ;
- (ii) modèles d'effort de coupe dit analytiques fondés sur les principes et les lois de la mécanique des milieux continus ;
- (iii) modèles d'effort de coupe dit hybrides correspondant à une mixité de deux précédents.

En général, l'ensemble de ces approches peut se décliner. Prenons comme exemple la détermination des efforts de coupe par approche phénoménologique utilisant le coefficient spécifique de coupe (vision globale des efforts) lequel obtenu par discrétisation de l'arête de coupe devient un modèle de détermination mécaniste des efforts de coupe. En outre, ces modèles peuvent aussi s'adapter pour être numérisés. Prenons l'exemple de la modélisation par éléments finis de la coupe orthogonale.

La numérisation prend source selon deux domaines relatifs au régime de fonctionnement (stationnaire, non stationnaire, périodique...) et à la prise en compte du temps. Ces deux méthodes conduisent à des techniques de linéarisation (critères simplifiés selon le régime de fonctionnement) et les schémas d'intégration (selon le schéma temporel : complexes et non linéaire). Le passage des approches analytiques voire phénoménologiques, soit par discrétisation puis par utilisation de méthodes numériques sont prometteuses, mais nécessitent encore des temps de calcul très supérieurs à une vague d'essai bien menée pour une première approximation.

En s'appuyant sur les travaux de Seo [Seo, 1998], Fontaine [Fontaine, 2004] et Laheurte [Laheurte, 2004], nous pouvons présenter un chronogramme portant sur la modélisation de la coupe essentiellement à l'échelle mésoscopique. Chaque auteur a apporté une amélioration d'un point spécifique de la modélisation de la coupe (Figure II. 12).

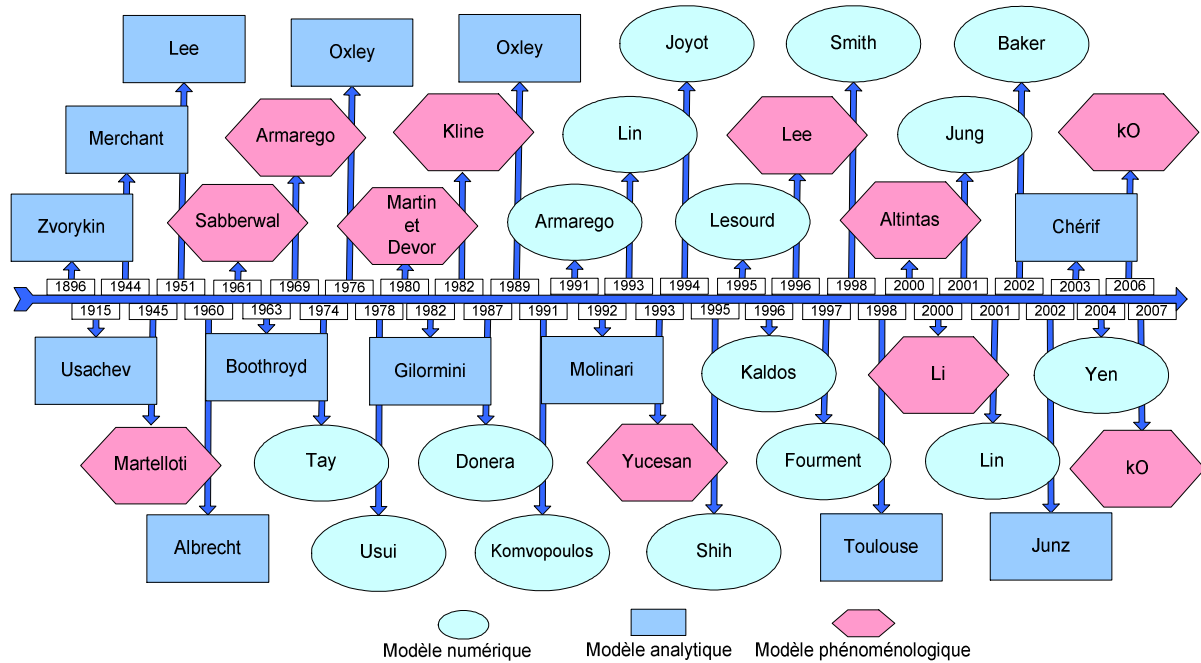


Figure II. 12 : Chronogramme sur la modélisation de la coupe.

II.3.1.2.2. Modèles phénoménologiques

Le premier modèle réaliste développé le fut par Taylor au début du 20^{ème} siècle. Les approches présentées ici sont bien plus élaborées et présentent un degré de pragmatisme variable mais sont toutes fondées sur l'utilisation directe de résultats d'essais de coupe (efforts ou morphologie des copeaux). En tournage, il relie l'effort tangentiel à la section du copeau (vision géométrique) par un coefficient constant.

Pour le fraisage, nous pouvons citer plusieurs approches de modélisation comme par exemple l'approche mécanistique, l'approche semi mécanistique l'approche par observation des copeaux, l'approche par exploitation de bases de données...

Martellotti [Martellotti, 1941 et 1945] a été l'un des premières à s'intéresser au fraisage et à décrire de façon rigoureuse la géométrie du copeau et de la pièce usinée. Il a montré que la trajectoire d'une dent de fraise est une trochoïde représentée par la trace d'un cercle qui roule sur une ligne droite sans glisser. Sabberwal [Sabberwal, 1961] est aussi l'un des premiers à avoir observé le rapport entre les efforts de coupe en fraisage et la section de copeau. Cela l'a conduit à mettre en place une modélisation utilisant le concept de coefficients spécifiques de coupe. Ces coefficients mettent en relation de façon proportionnelle les efforts de coupe à la section théorique de copeau. Ils sont définis comme des constants liants globalement pour chaque outil et implicitement matériau d'outil, la matière usinée, l'opération d'usinage et les conditions opératoires.

Faisant suite aux travaux de Tlusty [Tlusty, 1975], Kline et Devor [Devor, 1980], [Kline, 1982] ont proposé une méthode de détermination des efforts de coupe à partir de la discrétisation de l'arête de coupe permettant l'intégration d'un effort élémentaire le long ladite arête de coupe de la fraise deux tailles. Ensuite, les efforts locaux sont explicités pour chaque section élémentaire. Cependant des essais sont toujours nécessaires pour déterminer l'ensemble des coefficients.

Yucesan et Altintas [Yucesan, 1993] ont présenté un modèle d'effort semi mécanistique qui prévoit la répartition des charges de cisaillement et de frottement sur les faces de coupe et les faces de la dépouille des dents de la fraise hémisphérique. Les modèles mécanistique exigent des essais relativement nombreux, et sont applicables à un couple particulier d'outil (géométrie et matériaux d'outils par exemples) et de pièce (formes, matériaux entre autres). Yang *et al* [Yang, 1991] ont appliqué l'approche mécaniste pour la détermination des efforts de coupe sur un outil hémisphérique. Ils ont obtenu les paramètres fondamentaux de coupe par des essais de coupe orthogonale et ont considéré la variation des charges de copeau dues à la déflexion statique d'outil. Tai *et al* [Tai, 1994] ont utilisé un modèle d'effort de coupe semblable, mais ils ont représenté la géométrie de dent comme les intersections entre les plans obliques et la surface sphérique de la fraise. Budak *et al* [Budak, 1996] ont présenté des travaux permettant de prédéterminer les coefficients spécifiques de coupe en fonction de la géométrie de la fraise en utilisant les paramètres principaux issus de la modélisation en coupe orthogonale. Altintas [Altintas, 2000] reprend cette méthode et propose sa généralisation aux principales géométries d'outils utilisées en fraisage.

D'autres auteurs ont encore présenté des modélisations de type phénoménologique [Feng, 1994], [Fu, 1984], [Gradisek, 2004] et [Jayaram, 2001], mais ces méthodes demandent une quantité d'essais pour étalonner le modèle d'efforts de coupe.

II.3.1.2.3. Modèles analytiques

La mise en place d'une modélisation analytique passe par différents types de configurations de coupe en usinage : la coupe orthogonale (vision 2D), la coupe oblique (vision 2,5D) et la coupe tridimensionnelle.

La coupe orthogonale représente la configuration la plus simple pour s'assurer une modélisation des efforts. Cette configuration ne représente pas les réalités industrielles. La situation de coupe orthogonale (Figure II. 13) se rencontre lorsque l'outil coupe la

matière avec une seule arête de coupe et lorsque celle-ci est perpendiculaire à la vitesse d'avance. La face de coupe est inclinée d'un angle de coupe (γ) par rapport à la verticale et est imprégnée d'une vitesse de coupe (V_c). La quantité de matière enlevée est représentée par l'épaisseur du copeau non déformé (t_1) et la profondeur de passe (w). Cette configuration est scientifiquement intéressante car elle permet d'isoler la formation du copeau sans introduire de phénomènes perturbateurs tels que la variation de la vitesse de coupe ou de la section du copeau entre autres.

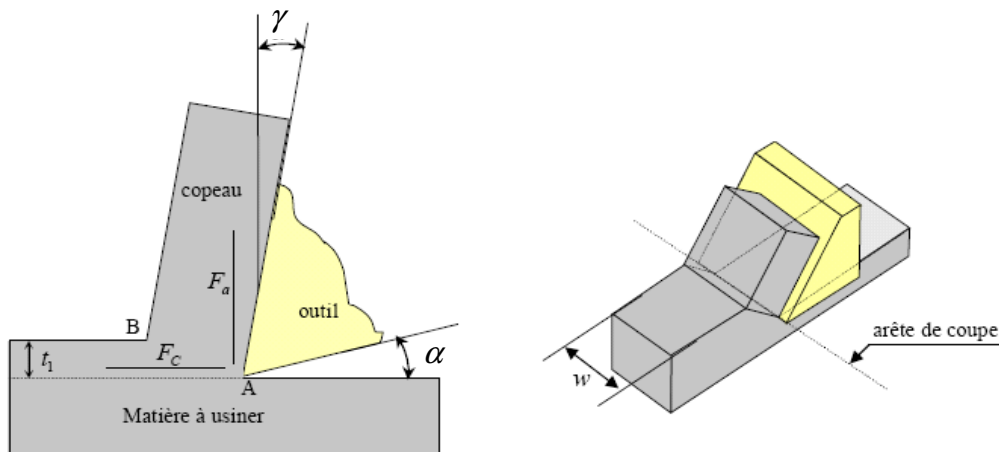


Figure II. 13 : Coupe orthogonale.

En coupe orthogonale, la géométrie et la cinématique de la coupe se limitent à la connaissance de la vitesse de coupe, de l'avance et de l'angle de coupe. Dans le cas général, d'autres paramètres géométriques et cinématiques peuvent s'ajouter tels que le rayon d'arête, l'inclinaison de ces arêtes, la direction d'écoulement du copeau sur la face de coupe.

Dans le cas d'une opération plus réaliste, l'outil présente une arête complexe. En chariotage par exemple, l'arête en contact avec la matière peut se décomposer en arête principale et secondaire qui sont reliées par un rayon d'outil. (Figure II. 14). Donc, la coupe est dite oblique lorsque l'arête de l'outil n'est plus perpendiculaire à la direction de coupe définie par la vitesse de coupe.

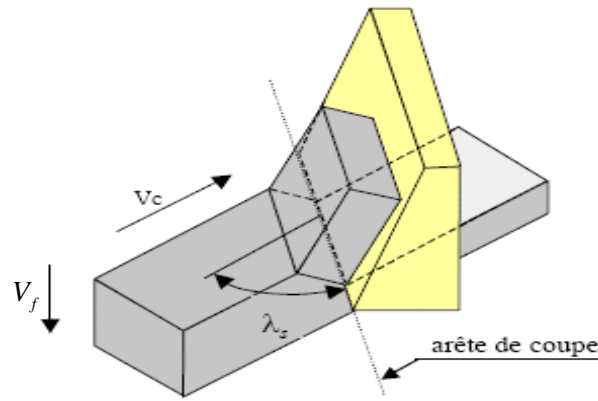


Figure II. 14 : Coupe oblique.

Les paramètres classiques de la coupe orthogonale et de la coupe oblique sont répertoriés dans le tableau suivant :

Tableau II. 2 : Paramètres de la coupe orthogonale et oblique.

Paramètres	Désignation	Paramètres	Désignation
Epaisseur de copeau non déformé	t_1	Largeur de coupe	w
Rayon de bec	r	Angle de coupe	γ
Angle de dépouille	α	Inclinaison de l'arête	λ_s
Vitesse de coupe	V_c	Vitesse d'avance	V_f
Efforts de coupe	F_c	Efforts d'avance	F_a

Les objectifs d'une telle modélisation porte essentiellement sur la détermination :

- des sollicitations thermomécaniques (pour des grandes déformations de 1 à 5, des vitesses de déformation de 10^5 s^{-1} et de hautes températures vers 900 C° avec des vitesses d'échauffement de $10^5 \text{ C}^\circ\text{s}^{-1}$) et chimique (revêtement et usure) de l'outil au cours de l'usinage ;
- de la morphologie des copeaux continus ou segmentés au cours de l'usinage ;
- de l'état résiduel de la peau de la pièce à l'issue des sollicitations thermomécanique ;
- des efforts de coupe instantanés.

Historiquement, Merchant [Merchant, 1944] étant le première à proposer une modélisation de la coupe orthogonale selon un point de vue mécanique en se plaçant

dans le cadre des déformations planes. Les efforts de coupe sont alors déterminés à partir des équations d'équilibre au niveau du copeau en prenant en compte les contraintes de cisaillement et de compression aux interfaces « outil/pièce ». Un comportement purement plastique relie les différentes contraintes (compression et cisaillement). Les limites de ce modèle ont été démontrées par Hill [Hill, 1954] et Gilormini [Gilormini, 1982] sans prise en compte des aspects d'élasticité, d'écrouissage, de température dépendant uniquement d'une seule donnée qui est la contrainte maximale de cisaillement admissible. Cette modélisation ne tient pas compte aussi des géométries d'outil et des modes de déformation du copeau à la pointe de l'outil (mécanisme de cisaillement et de refoulement de la matière). Albrecht [Albrecht, 1960] propose de prendre en compte ces aspects d'acuité d'arête.

Lee *et al.* [Lee, 1951] propose une autre piste de modélisation des efforts en utilisant la méthode des lignes de glissement dont l'hypothèse forte porte sur le comportement plastique parfait du matériau en déformations planes.

La prise en compte des effets thermomécaniques est initiée par Boothroyd [Boothroyd, 1963]. Pour caractériser les champs de températures en coupe orthogonale, des techniques expérimentales basées sur la photographie infrarouge sont développées. Oxley [Oxley, 1976 et 1989] propose une modélisation des efforts de coupe qui tient compte des aspects thermiques en déterminant la température à l'interface « outil/copeau ». Des améliorations notoires à cette théorie ont été apportées en modifiant en autres les lois de comportement ou de frottement aux interfaces. Il a construit un modèle de coupe assez élaboré permettant de déterminer la géométrie du copeau, la température moyenne dans les zones de cisaillement primaire et secondaire, ainsi que les efforts de coupe. Mais des approximations sont faites en utilisant des formulations expérimentales pour calculer certaines variables comme les températures et les vitesses de cisaillement dans les zones de déformation. Gilormini [Gilormini, 1982] présente des travaux comparables à ceux d'Oxley. Mais l'approche d'Oxley reste la référence en la matière.

Plus récemment, Molinari *et al.* [Molinari, 1992], [Dudzinski, 1997] et [Moufki, 1998] se sont attachés à modéliser le processus de formation du copeau en coupe orthogonale, dans le cas stationnaire. Nous pouvons citer en guise d'exemple la prise en considération des effets des propriétés thermiques de l'outil et de la pièce sur les efforts de coupe en modélisant les sources de chaleur au niveau des zones primaires et

secondaires de déformations associées à l'utilisation d'une loi de comportement plus élaborée de type Johnson-Cook [Huang, 2003]. Cette modélisation nécessite des essais nombreux de caractérisation du matériau concerné (allant des essais statiques jusqu'aux essais de dynamiques et d'endommagement) ainsi que la détermination des grandeurs représentant le frottement aux interfaces (face de coupe et de dépouille). A ce jour, la loi de comportement ayant été la mieux caractérisée concerne le matériau 42 Cr Mo 4. Les divers paramètres caractérisant les frottements par exemple sont encore peu définis.

Cahuc *et al.* [Cahuc, 2000] propose une modélisation de la zone de contact « outil/copeau » prenant en considération la notion de couples de contraintes que toute liaison complète peut transmettre dès qu'il y a des déformations de rotation.

L'approche analytique est encore peu développée pour les procédés ayant des arêtes multiples (fraisage) [Fontaine, 2004] ou des préparations d'arêtes spécifiques (perçage par exemple) et des cinématiques de coupe différentes de la coupe orthogonale ou semi orthogonale.

II.3.1.2.4. Modèles numériques

Les paragraphes précédents montrent les difficultés inhérentes à la résolution explicite des modèles phénoménologiques et analytiques. Face à de telles difficultés, les méthodes de résolutions numériques sont alors privilégiées. De nombreuses méthodes de résolution et de simulation numérique ont été développées depuis ces vingt dernières années pour être appliquées à la coupe orthogonale entre autre. Ces méthodes permettent d'étudier le comportement non linéaire de la coupe :

- pour de grandes déformations de la matière et à des vitesses de déformations élevées entraînant, des phénomènes de convection et de diffusion thermique ;
- ainsi qu'une analyse particulière de la mécanique du contact (dissipation de la chaleur et répartition des flux) par un couplage thermomécanique dû au frottement en face de coupe du copeau sur l'outil et la dissipation de la chaleur engendrée par le frottement en face de dépouille au contact « outil/pièce ».

Les efforts de coupe sont calculés à partir de lois de frottement et de lois de comportement mettant en œuvre les caractéristiques de la coupe telles que la

déformation plastique, la vitesse de déformation, la contrainte d'écoulement ou la température. Ces méthodes numériques se différencient selon le type de discrétisation utilisée (différences finies, éléments finis, volumes finis) mais surtout le type de formulation retenue (Lagrangienne, Eulérienne, Eulero-Lagrangienne ou ALE).

La méthode des différences finies a été appliquée par Gilormini [Gilormini, 1982] à la coupe orthogonale. Elles sont aujourd'hui peu utilisées en usinage. Depuis quelques années, deux nouvelles formulations ont vu le jour afin de répondre simultanément à des besoins en matière de mécanique des solides (approche lagrangienne) et des fluides (approche eulérienne) [Danai, 1987]. Chaque formulation a ses avantages et ses inconvénients, d'où d'une formulation mixte (ALE). Joyot [Joyot, 1994] utilise dans son travail de thèse l'approche de Donea [Donea, 1982] pour l'appliquer à la coupe orthogonale. Cependant les résultats obtenus sont très contradictoires, notamment en ce qui concerne les efforts de coupe. En modélisation et simulation, les efforts de coupe sont des fonctions croissantes de la vitesse de coupe, or expérimentalement Toulouse [Toulouse, 1998] a observé que ce n'est pas toujours le cas.

Or, depuis une quarantaine d'année, la méthode des éléments finis est très largement utilisée, notamment dans la modélisation numérique de la coupe. Dans ce domaine, Tay [Tay, 1974] est des premiers à proposer une modélisation permettant de déterminer les distributions de température dans le copeau et dans l'outil grâce aux éléments finis. De 1990 à 2000 de nombreux travaux de modélisation de la coupe par les méthodes Lagrangienne ou ALE par éléments finis ont été présentés.

Toutefois, ces méthodes nécessitent comme pour les modèles analytiques ou phénoménologiques, l'identification de différentes caractéristiques encore difficiles à déterminer pour être mises en œuvre correctement telles qu'une loi de comportement de la matière pour tenir compte des aspects thermo-visco-plastiques de la coupe, une loi de frottement au niveau du contact outil-copeau valable dans des conditions de fortes pressions et températures, ou encore de caractéristiques thermiques du système outil-pièce permettant d'évaluer les différents flux thermiques. Ainsi, ces méthodes, malgré l'aide qu'elles peuvent apporter à la compréhension des mécanismes de formation du copeau, apparaissent encore limitées au regard des difficultés de caractérisation des paramètres. Les exigences industrielles en termes de temps de calcul et de simplicité d'utilisation font que ces approches numériques sont encore des verrous scientifiques à lever.

II.3.2. Modèle de qualité des surfaces

Les modèles définissant la qualité des surfaces font une partie de la modélisation en usinage. Si on se réfère au Tableau II. 3, les écarts d'ordre 1 à 6 résultent des conditions d'usinage et les écarts d'ordre 1 et 2 sont influencés par certains défauts reliés à l'outil de coupe et à la machine-outil. Les écarts d'ordre 3 et 6 dépendent des conditions de la formation du copeau (réseau cristallin et cristal, non présentés et étudiés).

Nous proposons une classification et une évaluation présentant un éclairage sur les sources génératrices de défauts dont les origines sont mécaniques (géométrie, cinématique, énergétique, dynamique, vibratoire), thermique et métallurgique. Nous indiquerons au travers d'études bibliographiques les incidences sur la géométrie (macro-géométrie, micro-géométrie) ainsi que sur les modifications de l'état de la matière en sous-couche de la surface usinée et au cœur de la pièce.

Tableau II. 3 : Les ordres de la norme NF E 05-015.

Ordre	Définition	Origines possibles
I	DEFAUT DE FORME ET DE POSITION Planéité, rectitude, circularité, cylindricité, parallélisme...	- qualité de la machine-outil - défaut de bridage - déformation de la pièce ou de l'outil en cours de travail - déformation de la pièce après usinage (libération de contraintes internes)
II	ONDULATION Irrégularités géométriques de dimensions telles que la distance moyenne entre 2 sommets d'irrégularités est comprise entre 0,3 et 2,5 mm	- vibrations de basse fréquence de la pièce, de l'outil ou des deux - avance par tour de fraise ($2,5 \geq f > 0,3$)
III	RUGOSITE Irrégularités géométriques de dimensions telles que la distance moyenne entre 2 pics de ces irrégularités soit comprise entre 0,02 et 0,3 mm	- trace géométrique de l'outil - géométrie de l'outil - avance par tour de fraise ($0,3 \geq f > 0,002$) - vibrations lors de l'usinage de l'outil, de la pièce, du montage usinage
IV	RUGOSITE RESIDUELLE Irrégularités géométriques de dimensions telles que la distance entre 2 sommets de ces irrégularités soit inférieure à 0,02 mm	- état de surface de l'outil - vibrations de haute fréquence lors de l'usinage - lubrifiant : nature, mode d'arrosage

Quelque soit le procédé étudié, un outil de coupe est caractérisé par les angles de coupe et de dépouille, le rayon de bec, la forme de la brise copeau, du taillant, du listel, et par son état de surface. La géométrie de l'outil coupant modifie la longueur de l'interface "Outil/Copeau", les valeurs d'efforts de coupe, la forme du copeau, l'état de la

surface de la pièce, les vitesses de transition, la formation d'une arête rapportée et l'endommagement de la partie active de l'outil entre autres.

II.3.2.1.1. Influence de la géométrie de l'outil en fraisage

a) Influence des angles des outils

Selon le point de vue interaction entre l'outil et la pièce, les travaux concernant l'amélioration de la géométrie des outils en fraisage, et en particulier sur l'angle de dépouille [Kaldor, 1984] ont contribué à augmenter la durée de vie de l'outil et la qualité micro-géométrique de la surface. Gim [Gim, 1990] propose une méthode d'optimisation des angles de coupe axiale et radiale à partir de l'étude dynamique de la fraise et de la pièce. Wertheim [Wertheim, 1994] a développé une géométrie évolutive des plaquettes amovibles sur les fraises à surfacer et de bout. Cette nouvelle géométrie de plaquettes amovibles améliore la qualité macro-géométrique de la surface et diminue la composante d'effort tangentiel de coupe.

b) Influence de la géométrie de la brise copeau

Conjointement à l'amélioration de la géométrie de coupe, Wertheim [Wertheim, 1994] a développé une forme spécifique de brise copeau limitant l'usure des plaquettes amovibles. La brise copeau modifie ainsi la distribution des composantes de l'effort de coupe et réduit l'épaisseur du copeau. En fraisage combiné, cette géométrie améliore la précision dimensionnelle, géométrique et la rugosité des surfaces épaulées.

c) Influence de la position relative des parties actives de l'outil

La position des parties actives ou plaquettes amovibles ne sont pas sans défauts. Il existe des écarts entre la position réelle et théorique [Ber, 1975, 1976]. Ces défauts liés au battement axial et radial modifient la section du copeau et la distribution des efforts de coupe [Ber, 1989]. Cela induit des écarts de géométrie et d'états de surfaces [Kline, 1983].

L'espacement inégal entre les dents de la fraise génère des irrégularités de profil. Shirase et Altintas [Shirase, 1996] utilisent l'espacement ou le pas variable entre les dents en fraisage de bout. Ainsi, les efforts de coupe sont redistribués dynamiquement ce qui limite les nuisances vibratoires et réduit les écarts géométriques.

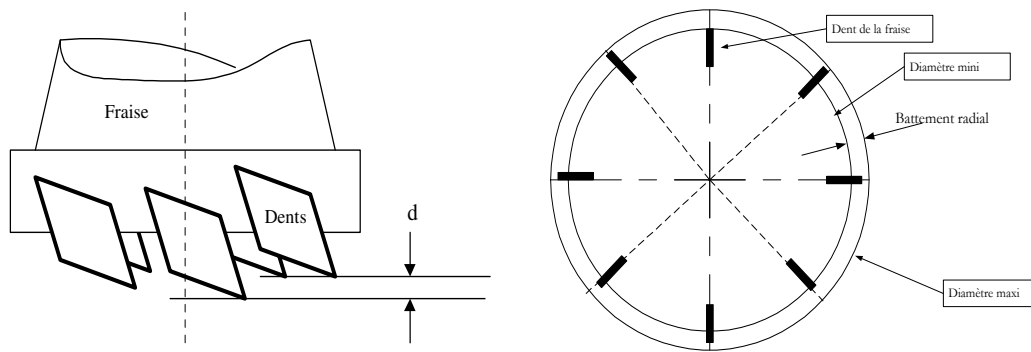


Figure II. 15 : Battement axial et radial des dents de la fraise.

e) Conséquence de l'endommagement sur la qualité de la pièce

Ce sont les travaux de Taylor qui permettent de traduire l'usure de l'outil à partir de critères d'usure (l'usure en dépouille V_b et en cratère : K_t), en loi de durée de vie de l'outil. La loi d'usure de Taylor est généralisée par Gilbert avec pour paramètres, la vitesse de coupe, l'avance et la profondeur de passe, dont les coefficients sont déterminées expérimentalement. Les conséquences de l'usure de l'outil se manifestent sur les écarts de géométrie et de rugosité, allant jusqu'à la détérioration de la pièce lors de défaillance brutale de l'outil. L'amélioration des matériaux outils (traitement de surfaces : PVD, CVD et matériaux céramiques) ont permis de réduire l'usure. Le suivi de l'usure permet de surveiller le processus d'usinage [Martin, 1980], [Furet, 1994, 1998] et [Garnier, 1998].

II.3.2.1.2. Influence de la géométrie de coupe

La géométrie de coupe et de l'outil bien que contenant des informations différentes sont dépendantes. En effet, les informations géométriques de l'outil caractérisent la géométrie de coupe tels que les engagements radial et axial, les angles d'entrée et de sortie et le nombre de dents en prise.

a) Angle d'engagement et angle de sortie

L'angle d'engagement permet de définir la position du centre de la fraise par rapport aux surfaces générées. La conséquence de l'engagement se traduit sur l'état de surface de la pièce.

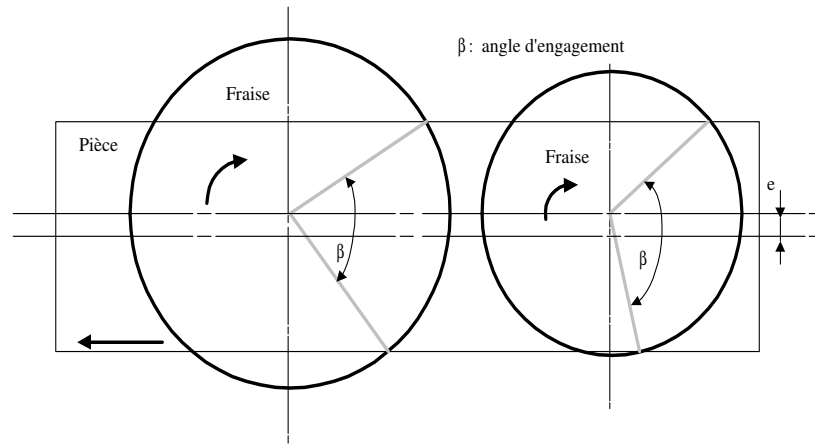


Figure II. 16 : Influence de la géométrie de coupe.

Pekelharing [Pekelharing, 1984] définit un angle de sortie de la fraise qui indique le seuil de dangerosité de la tenue de la fraise en surfacage. L'angle fourni un indicateur qualitatif sur la forme du copeau proche de la surface de sortie.

Pekelharing reconstruit l'historique de la formation du copeau et propose une classification pour limiter les formations de bavures en sortie de surface. Ces travaux sont prolongés par Van Lutterwelt [Van Lutterwelt, 1984] en réalisant des tests supplémentaires avec des plaquettes amovibles de différentes géométries, avec des conditions de coupe et d'angle de sortie variant de -50 à 40 degrés.

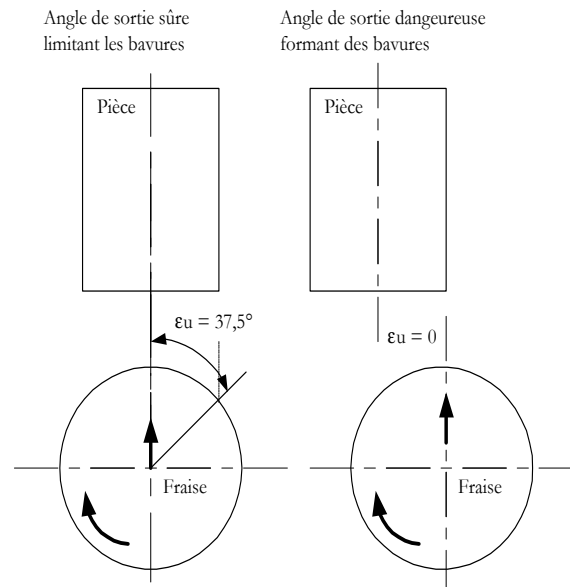


Figure II. 17 : Influence de l'angle de sortie sur la formation de bavures.

La formation de bavures n'est pas un problème anodin en finition des surfaces et génère de la non qualité et des procédés d'ébavurage coûteux.

b) Profondeur axiale de coupe

En fraisage combiné, la fraise subit une déformée dans l'espace (Figure II. 18). Cette défection n'est pas constante dans l'espace et dans le temps car la section du copeau en fonction de la profondeur de passe varie au cours de l'usinage. Les effets portent sur les écarts de forme et de rugosité des deux surfaces [Seo, 1998].

c) Nombre de dents en prise

Le nombre de dents en prise modifie la fréquence d'excitation de la fraise et les sollicitations (efforts, moments de torsion et de flexion) qui lui sont appliquées. Or toutes variations en direction et en intensité des sollicitations conduisent lors de la génération des surfaces à des écarts de forme et des écarts de rugosité [Enache, 1972].

Le problème relatif au nombre de dents en prise est connexe au problème de l'espacement des dentures [Gim, 1990] [Fu, 1984] et à la détermination des efforts de coupe [Tlusty, 1975], [Gygax, 1979, 1980].

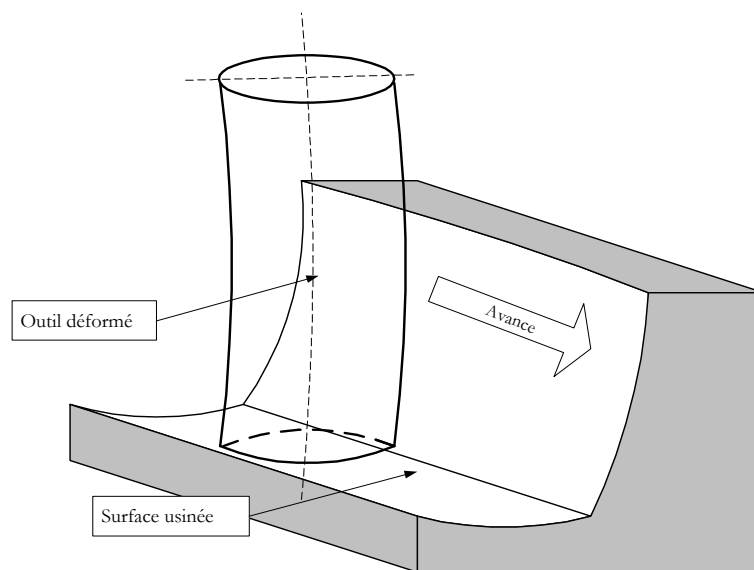


Figure II. 18 : Déflexion de la fraise en fraisage de bout.

d) Influence conjuguée des facteurs de géométrie de coupe

Le comportement vibratoire de l'outil isolément est une vue de l'esprit car la dynamique de l'outil est influencée par le comportement vibratoire de l'ensemble de la machine-outil, de la pièce et de la porte pièce. Tlusty et Ismail [Tlusty, 1981] ont montré que le procédé de fraisage est un phénomène vibratoire et qu'il peut être modélisé par un système à 2 degrés de liberté en coupe orthogonale. Heisel [Heisel, 1994] propose une

méthode d'analyse des surfaces (rugosité) pour identifier la dynamique de l'outil (mouvement relatif entre la pièce et l'outil) en fraisage en avalant. Il identifie les fréquences nuisibles à la génération de surface en fonction de l'engagement de la fraise, du nombre de dents en prise et de leur position au cours de l'usinage.

Plus généralement, la modélisation des surfaces en fraisage sont en fonction de la géométrie perturbée de la dent l'outil (battement, déflexion, usure...) dans des conditions opératoire données. Les modèles peuvent être locaux (hauteur de crête) ou plus globaux par la reconstruction de la topographie de la surface définie par les passages des dents correspondantes.

II.3.3. Méthodologie du Couple « Outil-Matière » (COM)

II.3.3.1. Concept de base

La méthodologie du Couple « Outil/Matière » permet de clarifier la représentation de l'interaction « outil/pièce » sur la machine et pour une opération donnée, mais surtout de sécuriser et d'optimiser les opérations d'usinage [NF E, 1994]. Elle permet en outre de faire le choix d'outil en fonction des impositions technico-économiques ou de comparer la réponse en usinage de différents matériaux [Bagur, 1996], [Bagur, 2001]. Le Couple « Outil/Matière » est obtenu en suivant une démarche normée en vue d'une définition précise de l'outil, de la matière et de l'opération et d'une formalisation des procédures expérimentales de détermination de ces paramètres (Figure II. 19).

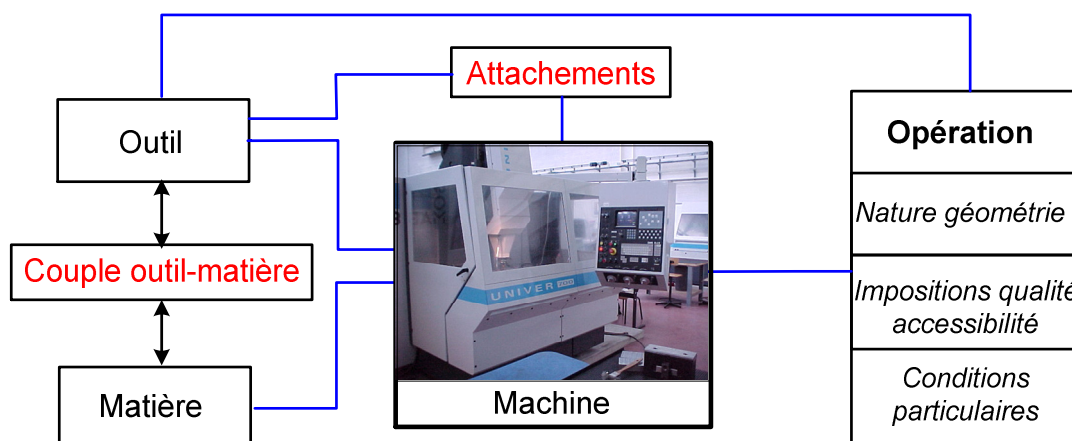


Figure II. 19 : Schéma de principe du Couple « Outil/Matière ».

II.3.3.2. But du COM

En effet, les buts du Couple « Outil/Matière » (COM) sont multiples :

- Il est un moyen d'échange entre les différents intervenants d'un processus d'usinage : fabricants d'outils, services méthodes, préparation et programmation mais également les fabricants de matières et de machines.
- Il permet de choisir le bon outil au bon moment.
- Il permet de déterminer le domaine d'emploi d'un outil dans une matière compte tenu de l'environnement d'usinage (machine, type de pièce, bridage, état de surface...).
- Il permet de capitaliser les expériences d'usinage.

La méthodologie Couple « Outil Matière » permet quant à elle :

- de déterminer par essais le COM ;
- d'extrapoler les résultats d'un COM pour un autre COM ;
- d'être " bon du premier coup " c'est à dire de diminuer fortement les temps d'industrialisation des pièces ;
- pour les fabricants d'outils, de diminuer les temps de développement des nouveaux outils.

Un paramètre très important est à noter : le COM s'adresse en premier lieu aux industriels usineurs. Cela implique qu'il doit être rapide et simple à obtenir et à utiliser. Mais le COM s'adresse également aux fabricants d'outils ou de matériaux. Il doit donc être suffisamment précis pour être utilisable en recherche et développement et suffisamment simple pour être utilisable au quotidien par un usineur. Ces deux contraintes ont abouti à l'écriture d'un logiciel utilisant le COM pour obtenir des conditions de coupe sous contrainte d'environnement (machine, état de surface, bridage...).

II.3.3.3. Contraintes d'environnement

Un des résultats important sur lequel s'appuie la méthodologie COM est la constatation que le domaine de coupe d'un outil donné dans une matière donnée est d'étendue maximale lorsque la machine est à la fois puissante et rigide : on parle alors de fonctionnement d'un outil dans une matière sans contraintes d'environnement. Ce domaine peut être considéré comme uniquement dépendant de l'outil et de la matière usinée.

C'est en travaillant sur la comparaison entre différents domaines de coupe sans contraintes que l'on peut comparer les performances de différents Couples « Outil/Matière », en faisant varier à volonté, la matière, l'outil ou les deux simultanément.

Lors de la prise en compte d'une opération industrielle d'usinage, il faut intégrer un certain nombre de contraintes qui réduisent l'étendue du domaine de coupe [Bagur, 1996] :

- Les contraintes liées à la machine : courbe de réponse en puissance, couple disponible en fonction du régime, efforts susceptibles d'être supportés par la machine (rigidité, volume accessible...).
- Les contraintes découlant d'impositions incontournables : niveau de rugosité imposé, rigidité du montage de la pièce (cas des petites pièces élancées.), rigidité du montage de l'outil (cas des rallonges permettant l'usinage des fonds de poche...).
- Les contraintes liées à des conditions particulières : chocs en cours d'usinage, flexibilité de la pièce, recyclage de copeaux...

Il peut effectivement arriver que les contraintes soient telles qu'elles interdisent tout usinage à l'intérieur du domaine de coupe sans contrainte (par exemple, cas d'un outil à forte vitesse de coupe minimale, utilisée avec une longue rallonge en fond de poche...).

L'existence de la zone d'emploi sous contrainte est donc en soit un premier résultat concret de la méthode COM, permettant d'invalider un certain nombre de choix d'outils, de machine ou de matière. Une fois connue la zone d'emploi sous contrainte, l'enjeu pour l'usineur est de vérifier qu'en tout point de sa trajectoire, les conditions de coupe effectives sont bien incluses dans cette zone d'emploi sous contrainte.

II.3.3.4. Paramètres pilotant le COM

Le Couple « Outil/Matière » comporte un ensemble de paramètres définissant le domaine de fonctionnement de l'outil dans la matière donnée. Le COM est structuré en trois grands types de paramètres :

Paramètres limites de coupe (P.L.C) : Il s'agit de borner en minimum et maximum tous les paramètres d'utilisation de l'outil en les considérant indépendamment les uns des autres. En tréflage par exemple, il s'agit des paramètres suivants : ($V_{c\ min}$, P_{\min} , P_{\max} , $a_{e\ \min}$, $a_{e\ \max}$, $f_z\ \min$, $f_z\ \max$, ...).

Paramètres de liaison (P.LI) : On ne peut pas afficher tous les paramètres limités à leur maximum en même temps, il convient donc de pouvoir décrire les interactions des paramètres limités. Il s'agit parfois de constats techniques directs mais aussi de

l'utilisation de certains modèles, section de coupe (A_{Dmax} en mm^2) et débit de copeau (Q en cm^3/min).

Paramètres auxiliaires (P.AX) : Ils ont pour vocation de permettre la transposition des conditions de coupe dans les environnements différents par la voie du calcul. Les paramètres auxiliaires permettent, à tout moment, de calculer les puissances, couples et efforts générés par l'usinage. Ces paramètres sont très importants car ce sont eux qui permettront de comparer ce que nécessite l'usinage et ce qui est réellement disponible compte tenu de l'environnement (machine, bridage,...). Les paramètres auxiliaires sont : les efforts de coupe, la puissance de coupe et l'énergie spécifique de coupe (W_c en $W/(cm^3/min)$) :

$$W_c = P_c / Q \quad (II.1)$$

II.3.3.5. Méthodologie du Couple « Outil-Matière »

La méthodologie du COM nécessite tout d'abord de bien définir l'outil, la matière à usiner et parfois l'opération envisagée [Bissey, 2005]. Plusieurs étapes doivent ensuite être enchaînées pour mener à bien la définition du domaine de fonctionnement recherché en tréflage par exemple.

Etape 1 : Elle réside dans la recherche d'un point de fonctionnement stable et acceptable pour des conditions de coupe (vitesse de coupe V_c , avance f_z , pas radial P et engagement radial a_e) en vue de s'assurer du bon usage de l'outil avec le matériau et pour l'opération d'usinage envisagée. Ensuite il convient d'établir un point de référence pour la série d'essais à suivre. Un point de fonctionnement est validé par la forme et la couleur des copeaux stables et répétitifs. De plus, le niveau d'énergie spécifique de coupe et la durée de vie ainsi que l'état de surface obtenu sont compatibles avec l'usage attendu (par exemple pas d'état vibratoire important constaté). Par ailleurs, l'outil ne doit pas présenter d'usure catastrophique ou accélérée.

Etape 2 : La vitesse de coupe minimale autorisée pour l'usinage du matériau considéré avec l'outil qui complète ce Couple « Outil/Matière » est à déterminer. Ceci permettra ensuite de continuer la série d'essais avec une gamme de vitesse de coupe appropriée. La plage de fonctionnement autorisée est définie essentiellement en considérant l'évolution de l'effort spécifique de coupe (K_c) ou de l'énergie spécifique de

coupe (W_c) en fonction de la variation de la vitesse de coupe, pour des conditions d'avance, de pas radial et d'engagement radial fixées, correspondant à celles du point de fonctionnement stable de la première étape. Les paramètres K_c ou W_c peuvent être évalués grâce à des mesures de puissance ou d'efforts en cours d'usinage à partir des relations suivantes :

$$K_c = \frac{F_c}{A} (N / mm^2), \quad W_c = \frac{P_c}{Q} (W / cm^3 \cdot \min^{-1}) \quad (II.2)$$

Étape 3 : La plage de fonctionnement concernant l'épaisseur de coupe maximale lors de la rotation de l'outil : h_{\min} et h_{\max} est à déterminer. L'objectif est de pouvoir poursuivre les séries d'essais pour la gamme d'épaisseur de coupe adéquate. Les conditions de départ sont le pas radial (P) et l'engagement radial (a_e) du point de fonctionnement, ainsi qu'une vitesse de coupe appartenant à la plage de fonctionnement pour la vitesse de coupe déterminée au cours de l'étape précédente. L'évolution de l'énergie spécifique de coupe est évaluée comme pour la vitesse de coupe minimale en fonction de la variation de l'épaisseur de coupe maximale (h).

Étape 4 : La méthodologie du COM s'intéresse ensuite à la détermination des données limites, c'est-à-dire la valeur limite haute de la section de coupe ($A_{D_{\max}}$) et du taux maximal d'enlèvement de matière (Q_{\max}). Les essais sont menés avec une vitesse de coupe comprise entre $V_{c_{\min}}$ et $V_{c_{\max}}$ et une épaisseur de coupe maximale (h) comprise entre h_{\min} et h_{\max} . Le pas radial P et l'engagement radial (a_e) varient ensuite entre les essais réalisés.

Étape 5 : Finalement, des essais d'usure de l'outil dans la plage de fonctionnement des conditions de coupe fixées lors des étapes décrites précédemment viennent compléter la méthode du Couple « Outil-Matière ». Le modèle de Taylor est classiquement utilisé pour déterminer la robustesse et la limite des résultats. Différents essais permettent alors d'évaluer les coefficients du modèle de Taylor.

Cette méthodologie permet donc de déterminer les plages de fonctionnement correspondant à un couple « outil/matériau » à usiner précis (Figure II. 20).

La méthodologie est robuste mais elle est fondée principalement sur la relation entre un outil coupant donné et la matière usinée. Cette méthodologie est fortement

sensible à l'outil car la moindre modification dans la géométrie de l'outil, les différentes étapes devront être reconduites. Or, la qualification complète d'un outil en utilisant la méthodologie du COM peut prendre quelques jours. C'est un inconvénient majeur. De plus, la méthode n'apporte aucune caractérisation des efforts de coupe développés pendant l'opération d'usinage. La seule quantité pouvant être déterminée grâce à la méthodologie du COM est la puissance de coupe, qui ne permet pas de calculer voire prédire de la répartition des efforts et de leurs variations au cours du temps.

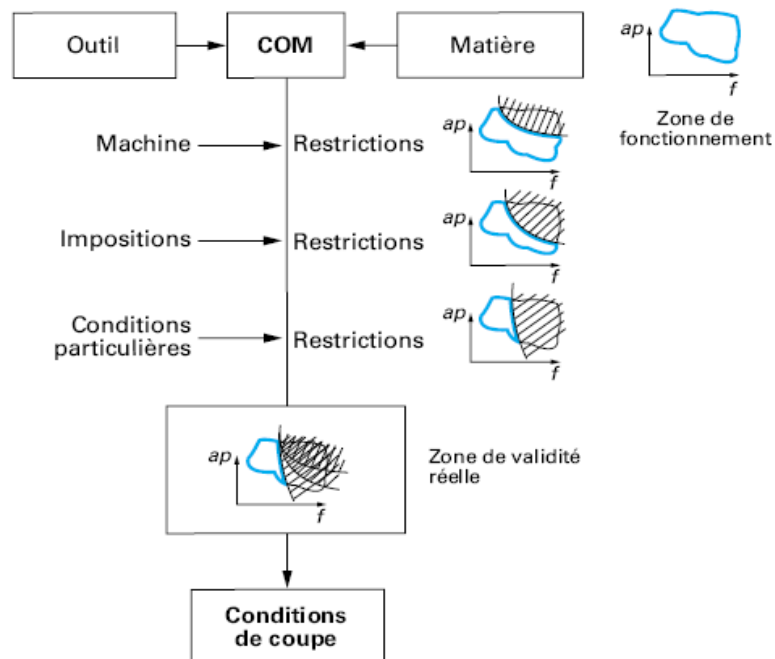


Figure II. 20 : Utilisation du concept de Couple « Outil/Matière » [Bagur, 2001].

II.4. Conclusion

Après avoir présenté succinctement le tréflage et ses domaines d'applications, nous avons effectué une revue des approches de modélisation en usinage en vue de proposer une démarche d'industrialisation de procédé.

La démarche d'industrialisation de procédés en usinage s'appuie donc sur un ensemble de modèles et d'une méthodologie. Dans un premier temps, il convient de définir la spécificité du procédé en effectuant un classement selon une approche métier (cf. chapitre III). Puis, nous identifions de manière exhaustive les technologies associées (cf. chapitre III). Comme nous nous sommes orienté vers une modélisation des efforts en se fondant sur l'approche mécanistique (cf. chapitre IV) et des surfaces en se basant sur la cinématique des parties actives de l'outil (cf. chapitre V), nous devons identifier les

caractéristiques géométriques, cinématiques définissant le tréflage (cf. chapitre III). Ensuite, pour effectuer une démarche d'industrialisation du procédé, il convient d'appliquer la méthodologie du COM pour définir les grandeurs et paramètres indispensables pour choisir les conditions opératoires (cf. chapitre III). Enfin, il convient de proposer des solutions en matière de stratégies d'usinage utilisables en tréflage ainsi que la définition des paramètres pilotant la génération des entités (cf. chapitre V).

Chapitre III :

Le tréflage : de la description à la modélisation

III. Le tréflage : de la description à la modélisation

III.1. Introduction

Le tréflage est un procédé d'usinage récent et encore peu formalisé. Pour cette raison, il nous semble important dans un premier temps classer et définir l'opération de tréflage selon le point de vue d'industrialisation de procédés. Ensuite, nous présentons la cinématique spécifique des parties actives. Puis, nous présentons les aspects technologiques de l'opération du tréflage au travers des gammes d'outil utilisés en tréflage (fabricant, matériaux, géométrie d'outil). En particulier, nous effectuons une comparaison des technologies en cours. Une description des différents paramètres conduisant l'opération de tréflage est proposée en se rapportant au concept de Couple « Outil/Matière ». Enfin, une prédétermination des paramètres pilotant le tréflage est présentée à l'aide des essais expérimentaux.

III.2. Classification et définition du tréflage

Pour catégoriser le tréflage, nous allons utiliser la classification que proposent M. Levailant *et al.* [Levailant, 2005]. Cette classification a pour but de définir les opérations d'usinage de façon structurée sous l'angle de la profession (point de vue d'industrialisation de procédés).

Cette classification, initialement, se décompose en neuf niveaux hiérarchiques, définis comme suit :

Le procédé : il correspond au but à atteindre sans précision des moyens techniques. Son expression porte sur le principe de mise en forme, comme l'ajout de matière (soudage), l'ablation de matière (usinage) ou encore le conformation de matière (forgeage).

La classe de techniques : elle porte sur la technique d'une même classe utilisant les mêmes phénomènes physiques essentiels de mise en forme. Pour ce qui nous concerne, le principe visé est essentiellement le phénomène de cisaillement.

La famille de techniques : elle correspond aux conditions d'utilisation dudit phénomène physique. Elle précise le milieu dans lequel le phénomène physique est mis en œuvre. Dans ce cadre, il faut impérativement préciser le mode d'action de l'outil.

Les matériaux : ils correspondent aux spécifications mécaniques, métallurgiques des matériaux concernés lors de la transformation de mise en forme.

Le genre de techniques : il définit la géométrie de coupe. Les subdivisions en genre de technique puis en technique ne s'appuient sur aucun critère prédéterminé. Néanmoins, elles permettent de faire apparaître des différences ou des points communs comme principalement la section de coupe variable ou constante par exemple en coupe.

Les techniques : elles sont la traduction de désignations issues des professionnels. En principe, elles doivent être décomposables en types d'opérations ou séquences élémentaires dont la liste est exhaustive afin d'en étudier les descriptions conformes à « l'analyse d'une opération d'usinage » (géométrie, impositions de qualité, conditions particulières).

Les opérations : elles correspondent au travail de l'outil produisant une seule forme géométrique. La finalité d'une opération d'usinage par enlèvement de copeaux est soit un enlèvement de matière, soit une génération de surface. Nous plaçons l'opération de tréflage à ce niveau de classement. Les critères qui permettent d'identifier cette opération sont relatifs : à la géométrie de coupe (définie), au mouvement de coupe (spirale), aux mouvements d'avance (axial), au mode de génération (ponctuel), à l'épaisseur de coupe (variable), au nombre d'arêtes (plusieurs arêtes), au mode de renouvellement d'arête (changement volontaire) et à la position de travail (extérieure).

Le processus : il correspond à l'enchaînement des séquences d'usinage conduisant à la réalisation d'une forme géométrique connue du fabricant baptisée entité d'usinage. Le processus correspond donc à la stratégie d'usinage (contour parallèle, zigzag entre autres), à la trajectoire d'usinage, *etc.*

La mise en œuvre : elle traduit la mise en position de la pièce en vue de réaliser l'opération.

Selon cette classification, nous pouvons inscrire le tréflage comme une opération de fraisage (Tableau III. 1). Donc, pour générer une surface donnée (épaulement, rainure...), on choisit un type d'opération (opération de tréflage) avec un processus définie (stratégie de type zigzag par exemple), dans une technique (fraisage), dans un genre de techniques (section de coupe variable), dans un matériau (métallique ou non),

dans une famille de techniques (outil à géométrie définie), dans un classe de techniques (enlèvement de matière par cisaillement) et enfin dans un procédé (usinage).

Tableau III. 1 : Classification du tréflage.

Procédé	Usinage
Classe de techniques	Par enlèvement de matière par cisaillement
Famille de techniques	Par arête(s) à géométrie définie
Matériaux usinés	Métalliques et non métallique
Genre de techniques	Section de coupe variable
Techniques	Fraisage
Opérations	Tréflage
Processus	Stratégie de tréflage par contour parallèle, zigzag,...
Mise en œuvre	Pièce positionnée et maintenue par montage d'usinage

Définir une opération avec précision, prévoir la description complète de cette opération conformément aux exigences de « l'analyse d'une opération d'usinage » est un exercice relativement simple qui nécessite une bonne méthode. Toutefois, c'est aussi un préalable indispensable à la bonne organisation des services de méthode, de préparation, de programmation des opérations d'usinage dans le cadre de l'industrialisation.

III.3. Cinématique de l'opération du tréflage

III.3.1. Mouvements de l'outil

Durant une opération de tréflage, on réalise des passes successives se chevauchant avec la fraise (Cf. chapitre V). La course de l'outil peut être descendante ou ascendante dans la pièce, bien que l'usinage en descendant soit le plus courant. Le nom d'usinage en plongée est souvent adopté pour désigner l'usinage par tréflage.

La cinématique de l'opération de tréflage est caractérisée par des mouvements spécifiques de l'outil. Pour enlever de la matière en cours de tréflage, deux mouvements sont définis (Figure III. 1) : le mouvement de coupe développé par la broche (rotation autour de l'axe de l'outil), le mouvement d'avance (déplacement parallèle à l'axe de l'outil). La combinaison de ces deux mouvements de coupe et d'avance est classique en fraisage, malgré cela la spécificité du tréflage réside dans les sens de la direction d'avance (colinéaire à l'axe de portant le mouvement de coupe).

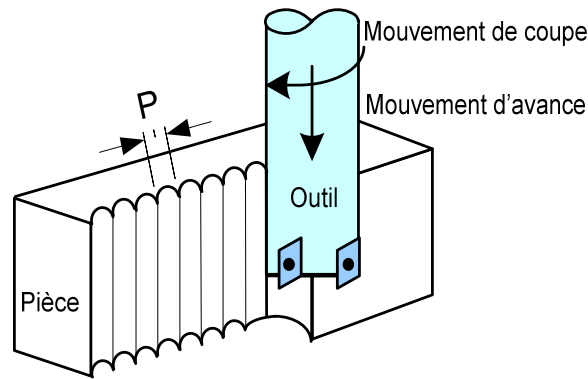


Figure III. 1 : Mouvements de tréflage.

III.3.1.1. Mouvement de coupe

Le mouvement de coupe est le mouvement principal transmis à l'outil, par la broche de la machine-outil, et par lequel la face de coupe de l'outil attaque le matériau. Ce mouvement absorbe généralement la majeure partie de la puissance totale nécessaire à l'usinage. Il est caractérisé par la direction et la vitesse de coupe.

- Direction de coupe : direction instantanée du mouvement de coupe du point considéré de l'arête par rapport à la pièce.
- Vitesse de coupe (V_c) : vitesse instantanée du mouvement de coupe du point considéré de l'arête par rapport à la pièce. Elle est exprimée en m/min.

III.3.1.2. Mouvement d'avance

Au mouvement de coupe, s'ajoute un autre mouvement relatif entre l'outil et la pièce, le mouvement d'avance, nécessaire à la génération de la surface de la pièce. Il peut être composé de plusieurs mouvements mais seulement de façon à ce qu'au moins une de ses composantes soit rectiligne. Le mouvement d'avance est caractérisé par la direction et la vitesse d'avance (V_f).

- Direction d'avance : direction instantanée du mouvement d'avance du point considéré de l'arête par rapport à la pièce.
- Vitesse d'avance V_f : vitesse instantanée du mouvement d'avance du point considéré de l'arête par rapport à la pièce. Elle est exprimée en mm/min.

III.3.1.3. Mouvement résultant de coupe

Le mouvement de coupe et le mouvement d'avance combinés constituent le mouvement résultant de coupe (V_e), alors que l'angle contenu entre ces deux mouvements est appelé angle de direction d'avance. Le mouvement résultant de coupe est caractérisé par les deux facteurs suivants :

- Direction résultante de coupe : direction instantanée du mouvement résultant de coupe du point considéré de l'arête par rapport à la pièce.
- Vitesse résultante de coupe (V_e) : vitesse instantanée du mouvement résultant de coupe du point considéré de l'arête par rapport à la pièce.

La vitesse résultante de coupe (V_e) peut être calculée comme la somme vectorielle de la vitesse de coupe (V_c) et de la vitesse d'avance (V_f) par :

$$\vec{V}_e = \vec{V}_c + \vec{V}_f \quad (\text{III.1})$$

III.3.2. Trajectoire de la partie active de la fraise en tréflage

Comme l'a défini Martellotti [Martellotti, 1945], la trajectoire de l'arête de coupe lors d'une opération de fraisage est une trochoïde d'équations paramétriques dans les axes de référence de la pièce. Or, l'objectif principal de la définition de la trajectoire en tréflage est un préalable pour décrire la géométrie de coupe. Donc, nous pouvons dire que la trajectoire d'une dent dans la matière est une courbe spirale définie par le mouvement d'un point fixe sur l'arête de coupe (Figure III. 2). L'équation qui définit cette trajectoire en tréflage peut être développée comme suit :

$$\vec{om} = \vec{oo_1} + \vec{o_1m} \Rightarrow \left\{ \begin{array}{l} \vec{oo_1} = N h t \vec{Z} \\ \vec{o_1m} = R \cos \theta \vec{X} + R \sin \theta \vec{Y} \end{array} \right\} \text{où : } \theta = \omega t = 2\pi N t \quad (\text{III.2})$$

Les paramètres qui interviennent dans la formation des équations de la trajectoire sont les suivants, le rayon de la fraise (R) et l'épaisseur axiale du copeau (h), ainsi que la fréquence de rotation (N).

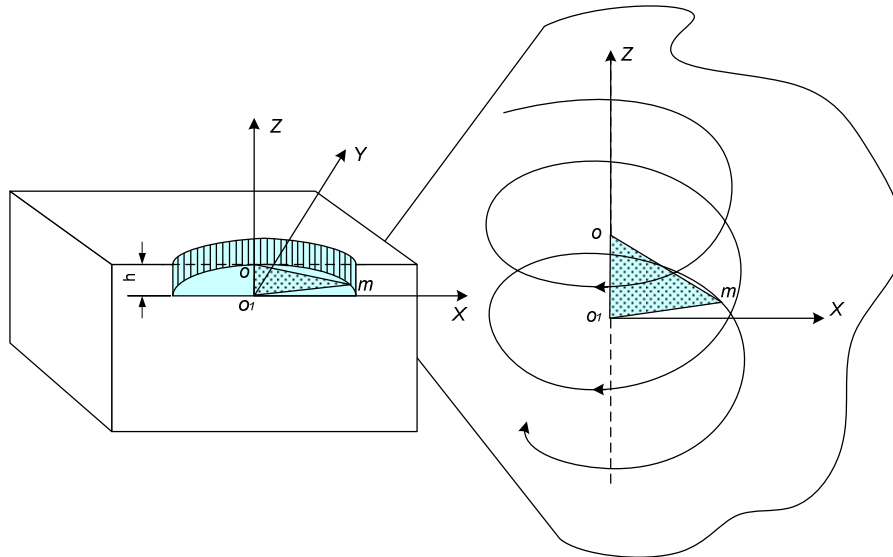


Figure III. 2 : Trajectoire d'une dent dans la matière.

Finalement, l'équation de la trajectoire d'une dent dans son mouvement par rapport à la pièce s'écrit comme suit :

$$\vec{om} = R \cos(2\pi N t) \vec{X} + R \sin(2\pi N t) \vec{Y} + N h t \vec{Z} \quad (\text{III.3})$$

Cette équation permet de définir l'évolution de la géométrie du copeau (épaisseur instantanée variable mais périodique) et de calculer ensuite les efforts de coupe (cf. chapitre IV).

III.4. Les outils en tréflage

L'emploi récent de l'opération de tréflage est lié à la conjonction des progrès des organes de la cellule élémentaire d'usinage (outils, porte-outils, machines, porte-pièces, pièces) et du système de commande numérique.


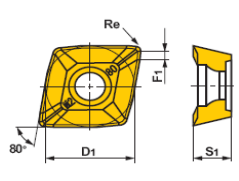
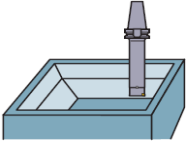

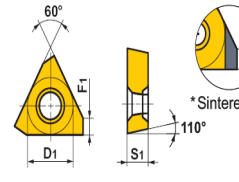
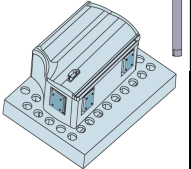
Les outils destinés au tréflage ont été, dans un premier temps, des outils détournés de leur utilisation initiale. Puis de nouvelles configurations d'outil et géométries de plaquettes se sont faits jour. Concernant les nuances des matériaux d'outil, les enjeux sont moindres car l'emploi des outils de tréflage reste encore confidentiel au regard des opérations classiques en fraisage. Néanmoins, les fabricants de matériaux d'outil sont toujours en perpétuelle amélioration voire d'innovation en la matière. Souvent les références de nuances ne changent guères mais les constituants eux évoluent.

III.4.1. Technologie des outils

Aujourd'hui, les fabricants d'outil (Sandvik, Seco, Mitsubishi, Toshiba, *etc.*) ont développé une gamme d'outils couvrant le maximum des besoins dans le domaine du tréflage. De plus, ces outils, hier inexistants, sont aujourd'hui adaptés à cette technologie. Selon ces fabricants, ces nouveaux outils génèrent moins de vibrations, donc moins de casses de plaquettes, demandent moins de puissance à la broche et autorisent de grands porte-à-faux [Sofetec, 2001]. On notera également que les outils d'usinage classique peuvent s'adapter au tréflage. Nous présentons ici les différents types d'outils développés par ses fabricants de manière non exhaustive.

Mitsubishi a développé deux gammes d'outil de tréflage à plaquettes amovibles appelé PMR (Plunge Milling Rough) pour l'ébauche et PMF (Plunge Milling Finishing) pour la finition. Le Tableau III. 2 regroupe les majorités des outils de tréflage développés par Mitsubishi ainsi que les caractéristiques principales de ces outils (dimensions, géométrie...). Ces porte-plaquettes et leurs plaquettes sont spécifiques mais les interfaces du porte-outil sont standards (exemple montage sur mandrin selon ISO 6462). Les porte-outils d'ébauche et de finition sont distincts et typiques pour chaque opération d'ébauche et finition (fabriqué à façon). L'inconvénient majeur de ces outils est de ne pas réaliser des plongées en pleine matière (nécessité d'un avant trou) comme la majeure partie de outil à plaquettes. Les diamètres de fraise les plus usités correspondent au diamètre d'entrée soit de 50 mm.


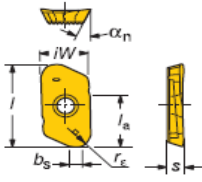


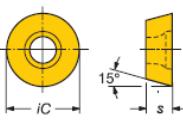
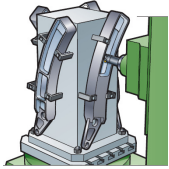

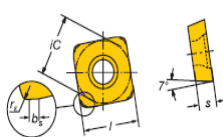
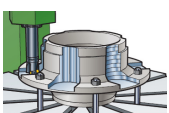
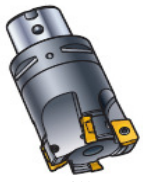
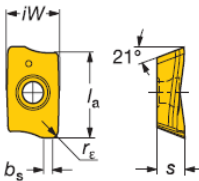
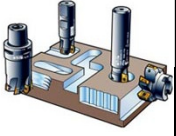

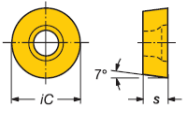
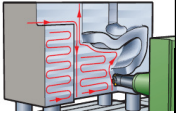
Tableau III. 2 : Outils de tréflage développé par Mitsubishi.

Outil		Plaquette				Applications									
Type	Dimensions	Géométrie	Dimensions												
 PMR	D	50 - 80		<table border="1"> <tr> <td>D1</td> <td>S1</td> <td>F1</td> <td>Re</td> </tr> <tr> <td>12,7</td> <td>5,5</td> <td>1,4</td> <td>0,8</td> </tr> </table>			D1	S1	F1	Re	12,7	5,5	1,4	0,8	
	D1	S1					F1	Re							
12,7	5,5	1,4	0,8												
L	40 - 63														
 PMF	D	50 - 80		<table border="1"> <tr> <td>D1</td> <td>S1</td> <td>F1</td> </tr> <tr> <td>7,9</td> <td>3,1</td> <td>2</td> </tr> </table>			D1	S1	F1	7,9	3,1	2			
	D1	S1					F1								
7,9	3,1	2													
L	50 - 63														

Sandvik propose également deux gammes d'outils différentes. La gamme CoroMill plura, qui correspond à des fraises monoblocs classiques adaptées pour les opérations de tréflage. Ces fraises ont une géométrie de coupe dite à coupe centrale permettant

effectuer des plongées en pleine matière. La deuxième gamme d'outil est à plaquettes amovibles (CoroMill 760, 300, 210, 390, 200). Ces outils utilisent des plaquettes classiques et spécifiques comme des plaquettes rondes, rhombiques ou rectangulaires (Tableau III. 3). Sandvik propose des attachements différents selon les applications de tréflage et les profondeurs de la cavité à évider. Les diamètres de fraise à plaquettes les plus usités en tréflage ont compris entre 40 et 50 mm. Mais la gamme de fraise à tréfler d'ébauche peut atteindre de diamètre de l'ordre de 85 mm. En effet l'augmentation de diamètre est une variable d'ajustement pour augmenter la productivité (Cf. Chapitre V).

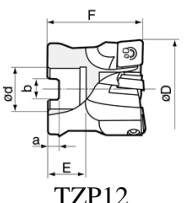
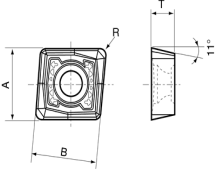
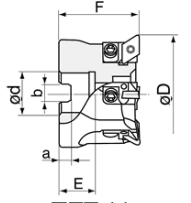
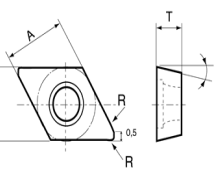
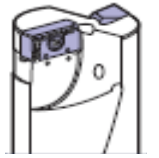
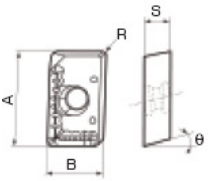
Tableau III. 3 : Outils de tréflage développés par Sandvik.

Outil		Plaquette				Applications													
Type	Dimensions	Géométrie	Dimensions																
 CoroMill 790	D	40 - 100		<table border="1"> <tr> <td>l</td> <td>iw</td> <td>S</td> </tr> <tr> <td>20</td> <td>11</td> <td>4</td> </tr> <tr> <td>bs</td> <td>re</td> <td>α_n</td> </tr> <tr> <td>1</td> <td>0,5</td> <td>20</td> </tr> </table>			l	iw	S	20	11	4	bs	re	α_n	1	0,5	20	
	l	iw		S															
20	11	4																	
bs	re	α_n																	
1	0,5	20																	
L	105 - 409																		
 CoroMill 300	D	10 - 20		<table border="1"> <tr> <td>ic</td> <td>s</td> </tr> <tr> <td>5</td> <td>1,7</td> </tr> </table>			ic	s	5	1,7									
	ic	s																	
5	1,7																		
L	131 - 250																		
 CoroMill 210	D	25 - 100		<table border="1"> <tr> <td>ic</td> <td>s</td> <td>bs</td> <td>re</td> </tr> <tr> <td>9,4</td> <td>4</td> <td>1</td> <td>1,2</td> </tr> </table>				ic	s	bs	re	9,4	4	1	1,2				
	ic	s		bs	re														
9,4	4	1	1,2																
L	50 - 210																		
 CoroMill 390	D	16 - 84		<table border="1"> <tr> <td>la</td> <td>iw</td> <td>s</td> <td>bs</td> </tr> <tr> <td>11</td> <td>6,8</td> <td>0,9</td> <td>0,4</td> </tr> </table>				la	iw	s	bs	11	6,8	0,9	0,4				
	la	iw		s	bs														
11	6,8	0,9	0,4																
L	50 - 110																		
 CoroMill 200	D	25 - 254		<table border="1"> <tr> <td>ic</td> <td>S</td> </tr> <tr> <td>10</td> <td>3,97</td> </tr> </table>			ic	S	10	3,97									
	ic	S																	
10	3,97																		
L	81 - 240																		

Toshiba Tungaloy propose aussi des outils de tréflage (fraise TZP 12 pour les opérations d'ébauche et TZF 11 pour la finition). Ce fabricant a également développé la gamme EVX, qui est une fraise à surfacer-dresser possédant une coupe au centre. Cette





fraise utilise deux plaquettes rectangulaires (Tableau III. 4). Les porte-outils destinés au tréflage possèdent des interfaces standard. Les valeurs de diamètre de fraise à plaquette destinées au tréflage les plus usités sont identiques aux précédents fournisseurs.

Tableau III. 4 : Outils de tréflage développé par Toshiba.

Outil			Plaquette													
Type	Dimensions		Géométrie		Dimensions											
 TZP12	D	50 - 80		<table border="1"> <tr> <td>A</td> <td>B</td> <td>T</td> <td>R</td> </tr> <tr> <td>12,7</td> <td>13,5</td> <td>4,7</td> <td>1,6</td> </tr> </table>			A	B	T	R	12,7	13,5	4,7	1,6		
	A	B					T	R								
12,7	13,5	4,7	1,6													
L	50 - 63															
 TZF 11	D	50 - 80		<table border="1"> <tr> <td>A</td> <td>B</td> <td>T</td> <td>R</td> </tr> <tr> <td>9,5</td> <td>9,5</td> <td>3,9</td> <td>1</td> </tr> </table>			A	B	T	R	9,5	9,5	3,9	1		
	A	B					T	R								
9,5	9,5	3,9	1													
L	45 - 63															
 EVX	D	16 - 32		<table border="1"> <tr> <td>A</td> <td>B</td> <td>S</td> <td>A</td> <td>θ</td> </tr> <tr> <td>8</td> <td>5</td> <td>3</td> <td>0,4</td> <td>10</td> </tr> </table>			A	B	S	A	θ	8	5	3	0,4	10
	A	B					S	A	θ							
8	5	3	0,4	10												
L	85 - 255															

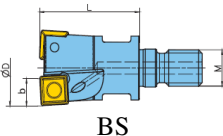
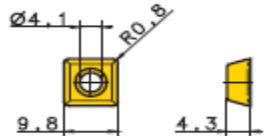
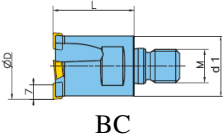
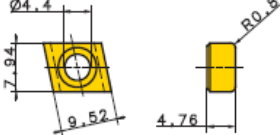
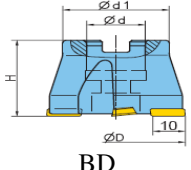
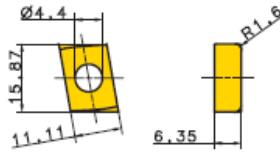
Seco a développé une gamme d'outil pour le tréflage notamment les fraises type R217 et R220 (Tableau III. 5). Le type R217 permet d'atteindre de plus grandes profondeurs sans utiliser des attachements supplémentaires. Seco est l'un de premier à développer et commercialiser une géométrie de plaquette spécifique au tréflage en ébauche forte et légère.

Tableau III. 5 : Outils de tréflage développé par Seco.

Outil			Géométrie de Plaquette
Type	Dimensions		
 R 217	D	20 - 50	 AP.16
	L	126 - 164	
 R220	D	100 - 200	 SCET
	L	50 - 63	

Enfin, la société Innotool propose une série d'outils à tréfler (BS, BC et BD) dont la géométrie de la coupe est différente des autres fabricants d'outil (Tableau III. 6). La face de coupe est de moindre importance. En effet la condition opératoire en avance est inférieure au millimètre. Cette configuration permet une grande productivité selon leur dire. Par ailleurs, d'autres fabricants d'outil destinés au tréflage ont adopté cette solution constructive comme Fette du groupe Leitz Metalworking Technology ou encore ISCAR. Un autre intérêt majeur de cette configuration de plaquette concerne les diamètres de fraises plus faibles (réalisation d'entité poche plus petite).

Tableau III. 6 : Outils de tréflage développé par Innotool.

Outil		Géométrie de plaquette	
Type	Dimensions		
 BS	D	16 - 42	
	L	23 - 43	
 BC	D	25 - 42	
	L	35 - 43	
 BD	D	52 - 100	
	L	40 - 50	

S'agissant des plaquettes et en particulier des matériaux d'outil, les fabricants d'outils proposent des nuances de type carbure revêtu destinés à l'usinage d'alliages ferreux et non ferreux. La prédisposition du tréflage comme opération d'ébauche et de demi-finition exclut certains des matériaux d'outil comme le CBN voire le diamant (fragilité et coût). Notons que la fraise à tréfler en finition de Mitsubishi possède un insert CBN permettant d'usiner des matériaux de type fontes (de 350 à 800 MPa de contrainte).

III.4.2. Caractéristiques géométriques des outils de tréflage

Il existe plusieurs manières de classer les outils de tréflage. On se base généralement sur les critères de construction (monoblocs, brasés, indexés ou à plaquettes rapportées), de nombre de tailles, de montage (à queue, à trou pour montage sur arbre, à trous pour montage en nez de broche) et essentiellement de forme qui liée à

l'entité d'usinage à réaliser (rainure, marche, profil quelconque) [Ben Khalifa, 2006]. Dans notre étude nous choisissons une classification des types d'outils coupants en basant sur le critère de construction. Nous pouvons distinguer alors deux types d'outil de tréflage, les outils à plaquettes amovibles et les outils monoblocs.

Les outils monoblocs sont généralement en carbure monobloc. La spécificité première de ces fraises porte sur la coupe dite centrale pour effectuer des plongées en pleine matière.

Plus généralement, la majeure partie des outils de tréflage est composée d'un porte-plaquette monté sur un système d'attachement (cône de base, adaptateur et rallonge...). Ce système permet de positionner l'outil dans la broche de la machine (Figure III. 3).

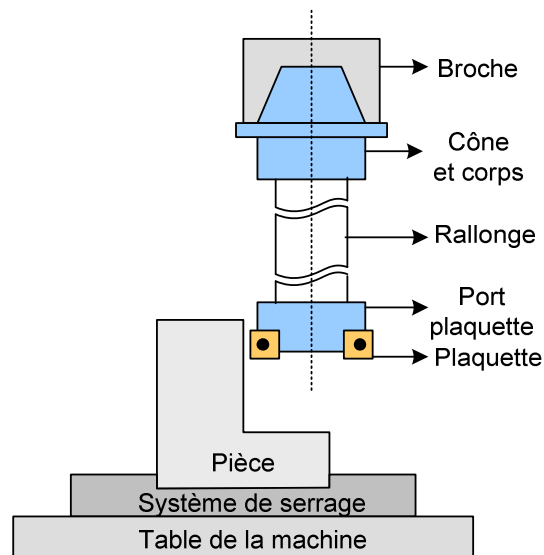


Figure III. 3 : Montage de tréflage.

Les caractéristiques comme le diamètre, la longueur, le pas, le nombre des dents, la géométrie des plaquettes permet de décrire l'outil de tréflage.

- Le choix du diamètre d'une fraise est guidé, en règle générale, par les dimensions de la pièce et, plus spécialement, sa largeur.

- Le tréflage n'est limité en profondeur que par le corps et les rallonges de la fraise utilisée. Le système d'attachement doit répondre à un niveau de rigidité adaptée à l'usinage. Le défaut de battement radial est l'ordre de 10 μm à 100 μm .

- Le pas d'une fraise est la distance entre deux points correspondants sur deux arêtes successives. Une fraise est caractérisée par le nombre de dents (Z_n). Par ailleurs, les fraises sont classées en trois types de pas : grand pas, pas réduit et pas fin. Le pas différentiel signifie que l'espacement des dents à la périphérie de la fraise n'est pas uniforme. Cette configuration permet de réduire les vibrations (grand pas) pour des porte-à-faux importants. Mais les fraises spécialement développées pour le tréflage n'ont pas à notre connaissance un pas variable.

- La géométrie de la partie active doit être définie pour assurer correctement un enlèvement de matière. Sandvik [Sandvik, 2004] propose trois types de géométrie de plaquettes qui peuvent être employés en tréflage dont les formes sont rondes, rectangulaires et triangulaires (Figure III. 4).

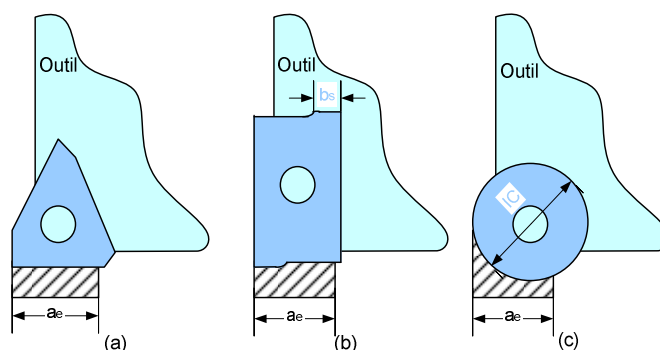


Figure III. 4 : Types de plaquettes.

Les plaquettes rectangulaires ou carrées sont les plus utilisées en tréflage (Figure III. 4-b). L'utilisation d'outil à plaquettes rondes ne donne pas entière satisfaction en tréflage [Guérin, 2004]. En effet, l'usinage se déroule convenablement pendant la phase de plongée (Figure III. 5-a), mais en fin de plongée, la section de copeau augmente et en conséquence modifie la stabilité de coupe (Figure III. 5-b).

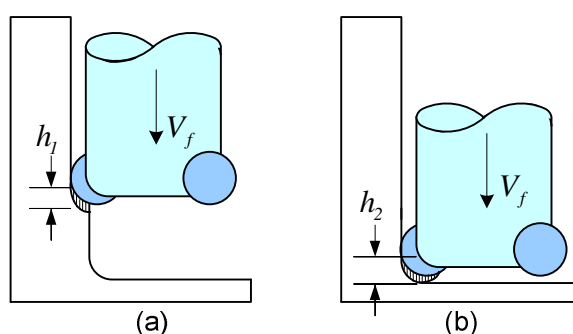


Figure III. 5 : Plaquettes rondes.

L'angle d'attaque (κ_r) pour l'ensemble des fraises destinées au tréflage est égal ou supérieur à 90° . L'angle de coupe est souvent négatif ou nul, à l'exception de la fraise d'Innotool où l'angle de coupe est positif ou nul. Il est toutefois difficile de quantifier l'angle de coupe car la face de coupe n'est pas plane. Concernant l'angle de dépouille, il est compris entre 6° et 10° . S'agissant du rayon de bec, il est fonction de la plaquette. Pour l'ensemble des plaquettes rectangulaires ou carrées, le rayon de bec varie de 0,8 à 1,2 mm. Souvent il y a unicité entre le rayon de bec et fraise à tréfler. Par contre, certaines plaquettes triangulaires affectées à des opérations d'ébauche légère ou de finition (Mitsubishi), sont alors chanfreinées sur 2 mm environ. Notons que ces plaquettes possèdent des préparations d'arête spécifiques.

Au bilan, les différents caractères dimensionnels et géométriques d'une plaquette sont partiellement définis. Toutefois, la face de coupe est souvent définie par une surface curviligne ce qui conduit à un angle de coupe variable, modifiant localement les efforts de coupe. Par ailleurs des préparations d'arêtes spécifiques à matériaux usinés peuvent également contribuer à maintenir la qualité des surfaces générées, mais aussi à renforcer la robustesse de l'arête réduisant ainsi les modes de défaillances. Fort de ce constat, et pour la suite de cette étude, nous simplifions la géométrie en négligeant entre autre le rayon du bec de l'outil et nous représentons chaque face de coupe par un polygone plan.

III.4.3. Modèle simplifié de la géométrie de la plaquette

III.4.3.1. Systèmes et plans de référence

Pour définir les angles de l'outil, des plans de références doivent être introduits (Figure III. 6). Ces plans sont adaptés avec l'opération de tréflage (mouvement d'avance et mouvement de coupe).

- Plan de référence de l'outil (P_r) correspond au plan qui, passant par le point considéré de l'arête, a pour normale en ce point la vitesse de coupe supposée ;
- Plan d'arête de l'outil (P_s) correspond au plan perpendiculaire au plan de référence P_r , qui est tangent à l'arête de coupe au point considéré de celle-ci ;
- Plan de travail (P_f) correspond au plan perpendiculaire au plan de référence et au plan d'arête de l'outil au point considéré ;

- Plan vers l'arrière de l'outil (P_p) correspond au plan perpendiculaire à la face de dépouille, et au plan de référence de l'outil, au point considéré de l'arête.

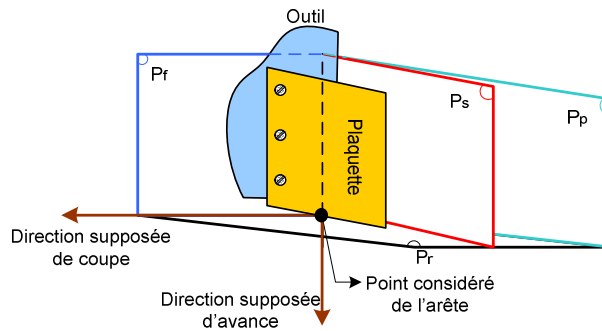


Figure III. 6 : Plans de références.

III.4.3.2. Angles de l'outil

Les majorités des outils utilisés en tréflage sont des fraises à plaquettes. Pour cette raison, nous avons choisi de modéliser la géométrie de l'outil à plaquette pour l'utiliser ensuite dans notre modèle des efforts de coupe (cf. chapitre IV). La géométrie de coupe d'une fraise à plaquette fait intervenir plusieurs angles pour déterminer la position de la plaquette dans un espace tridimensionnel. Les angles principaux dans la fraise sont l'angle de direction d'arête (κ_r), l'angle de coupe (γ), l'angle de dépouille (α) et l'angle d'inclinaison d'arête (λ_s) (Figure III. 7).

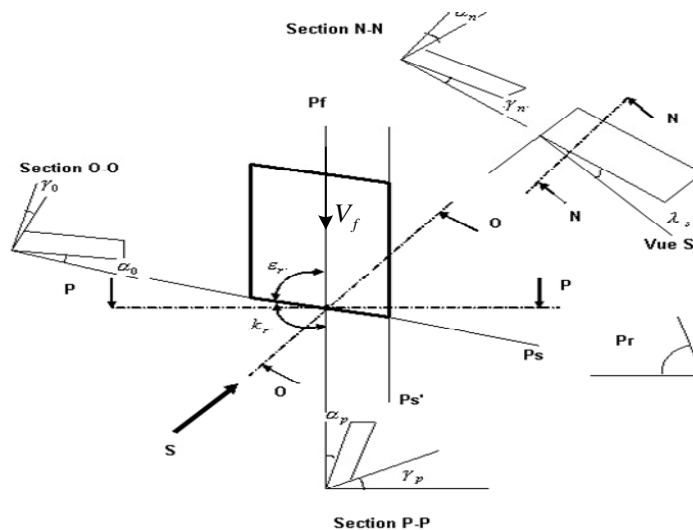


Figure III. 7 : Angles d'outil.

- L'angle de direction d'arête (κ_r) : c'est l'angle entre l'arête de coupe et la direction d'avance, défini par la direction de la vitesse d'avance. L'angle de direction d'arête donne à cette dernière une orientation par rapport à l'axe de rotation de l'outil et influence de ce fait l'épaisseur et la largeur du copeau. L'angle de direction d'arête a une influence directe sur l'impact entre l'outil et la pièce ainsi que sur l'effort d'avance et de coupe résultant, et l'épaisseur du copeau. En conservant la même avance, une diminution de l'angle de direction d'arête augmente la longueur du copeau. Ceci entraîne une réduction de l'effort de coupe répartie sur une longueur d'arête plus grande et augmente la durée de vie. Une diminution de cet angle augmente l'effort radial, rend plus difficile le contrôle du copeau et diminue l'épaisseur du copeau et augmente sa largeur.
- L'angle d'inclinaison d'arête de l'outil (λ_s) : c'est l'angle dans le plan (P_s) entre l'arête de coupe et le plan de référence de l'outil. L'angle d'inclinaison et l'angle de direction d'arête affectent ensemble le schéma d'approche de l'arête de coupe principale, ainsi que le trajet suivi par les copeaux vers le haut, puis vers l'extérieur. L'angle d'inclinaison joue un rôle important lorsque les profondeurs de coupe sont élevées pour l'évacuation des copeaux. Il est mesuré dans un plan parallèle à l'arête de coupe principale et, du fait qu'il est positif, l'effort de coupe diminue lorsque l'arête pénètre dans le matériau.
- L'angle de coupe (γ) : c'est l'angle entre la face de coupe et le plan de référence dénommé (P_r). Il est mesuré dans un plan perpendiculaire à l'arête de coupe principale. L'angle de coupe est l'angle qui a l'influence la plus importante sur la résistance de l'arête de coupe, le contrôle copeau, la température de coupe et la durée de vie. Il influe aussi sur les forces de coupe tangentielles et donc sur la puissance machine nécessaire. Une augmentation de l'angle de coupe dans le sens positif améliore l'acuité d'arête, diminue la résistance de l'arête de coupe et réduit le besoin de puissance. Par contre, une augmentation dans le sens négatif en accroît la résistance.
- L'angle de dépouille (α) : c'est l'angle entre la face de dépouille et le plan perpendiculaire au plan de référence dénommé. L'angle de dépouille empêche le frottement entre la face de dépouille de l'outil et la pièce.
- L'angle de taillant (β) : il s'agit de l'angle entre la face de coupe et la face de dépouille dénommée.

Pour connaître l'influence de ces différents angles sur la coupe, il est nécessaire de considérer les relations entre les angles de l'outil en main qui définissent sa géométrie et

les angles en travail définis par le mouvement de l'outil. Il est évident que les angles en travail dépendent d'une part, de la position de l'outil sur la machine et d'autre part, du mouvement de l'outil ainsi que des conditions opératoires appliquées à l'outil.

Dans cette modélisation, nous avons choisi un outil à plaquettes (*Mitsubishi, PMR 405003A22R*). Cet outil est constitué d'un corps en acier sur lequel trois plaquettes de coupe sont assemblées. Le corps de l'outil est défini dans le repère cartésien (O, X, Y, Z) et le centre de la plaquette est aligné avec un repère local (a, b, c) (Figure III. 8).

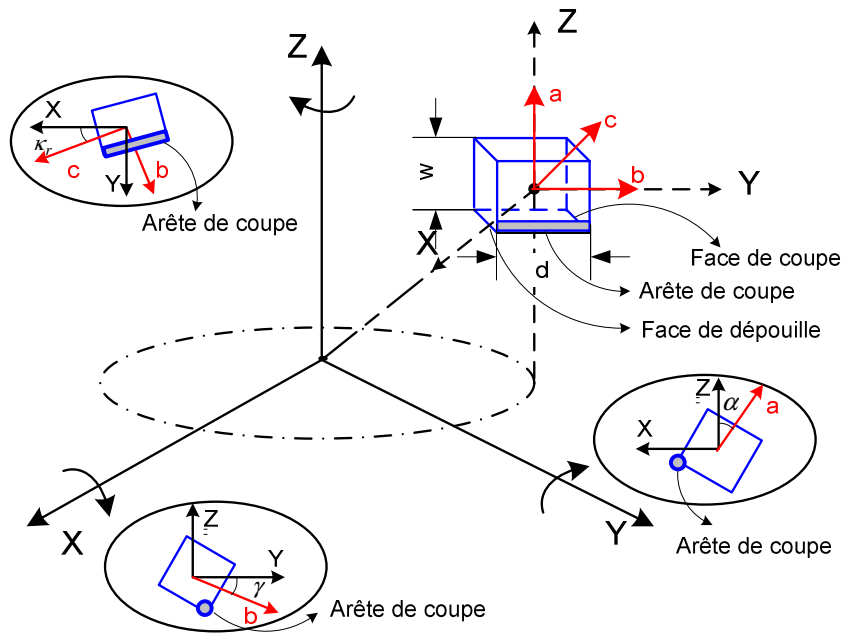


Figure III. 8 : Géométrie de la plaquette.

La plaquette définie par une longueur d'arête (d) et une profondeur de plaquette (w). Chaque plaquette peut être orientée de façon quelconque le long du corps d'outil à partir d'une rotation autour de chaque axe X, Y et Z repérée par les angles (γ, α , et κ_r) [Engin, 2001]. Ainsi, la rotation autour de l'axe X est caractérisée par l'angle de coupe (γ), l'angle de dépouille (α) correspond à la rotation autour de l'axe Y et l'angle d'inclinaison d'arête de coupe (κ_r) à l'axe Z . Les matrices de rotation qui lient les axes X, Y et Z sont les suivantes :

$$R_X(\gamma) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \gamma & \sin \gamma \\ 0 & -\sin \gamma & \cos \gamma \end{bmatrix}, R_Y(\kappa_r) = \begin{bmatrix} \sin \kappa_r & 0 & -\cos \kappa_r \\ 0 & 1 & 0 \\ \cos \kappa_r & 0 & \sin \kappa_r \end{bmatrix}, \quad (\text{III.4})$$

$$R_z(\alpha) = \begin{bmatrix} -\sin \alpha & -\cos \alpha & 0 \\ \cos \alpha & -\sin \alpha & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Les arêtes de coupe de cet outil sont donc celles des plaquettes. La discrétisation de la fraise peut être évitée dans ce cas là. Il suffit alors de considérer chaque plaquette comme un outil en position de coupe orthogonale ou oblique, de calculer les efforts pour chacune d'elles, de les projeter et les additionner pour obtenir les efforts globaux sur l'outil.

III.5. Paramètres pilotant l'opération du tréflage

Le tréflage est une opération compliquée qui fait intervenir un grand nombre de paramètres interagissant entre eux. Donc, il y a plusieurs critères qui permettent de définir ces paramètres, notamment : la machine-outil (type, puissance...), l'outil (géométrie, matière...), la pièce à usinée (forme, matière...) et le type de l'opération d'usinage. L'objectif final est d'obtenir une pièce usinée dans de bonnes conditions, pour cela il faut définir certains paramètres qui permettent de conduire l'opération de tréflage. Selon la norme XP E 66-520-2 (COM), on trouve les paramètres limites (engagement radial, épaisseur de coupe, pas radial, avance par dent...), les paramètres de liaison (débit copeau, section de copeau...) et les paramètres auxiliaires (énergie spécifique de coupe, puissance de coupe, efforts de coupe...) (Figure III. 9).

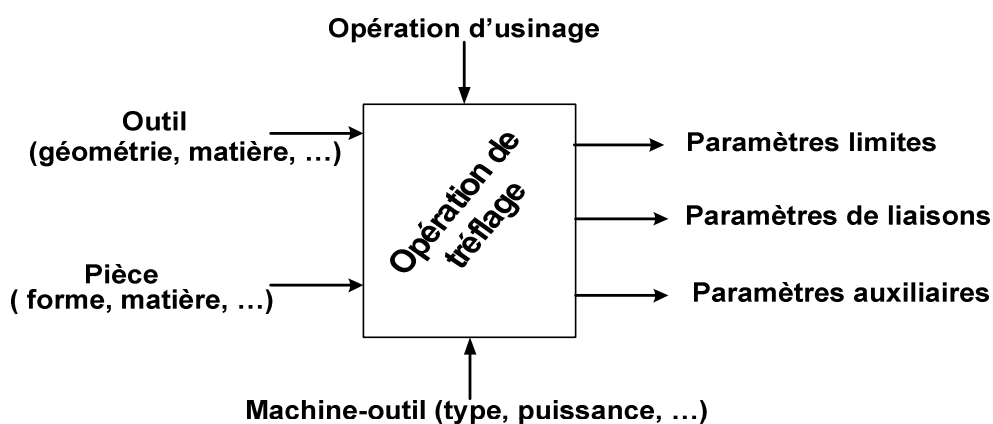


Figure III. 9 : Identification des paramètres de l'opération de tréflage.

Dans ce paragraphe, nous traitons principalement les paramètres limites de coupe. Par contre, les autres paramètres (paramètres de liaison et paramètres auxiliaires) sont mieux développés dans les chapitres suivants (cf. chapitres IV et V).

III.5.1. Paramètres limites de coupe

L'introduction des paramètres limites de coupe est indispensable pour la suite de l'étude car ce sont eux qui conditionnent la modélisation des efforts de coupe. De plus, les paramètres et la géométrie de coupe en tréflage expriment le domaine de fonctionnement de l'outil.

Donc, les paramètres limites de coupe en tréflage (engagement radial, épaisseur de coupe, pas radial, avance par dent et vitesse de coupe) (Figure III. 10) se définissent comme suit :

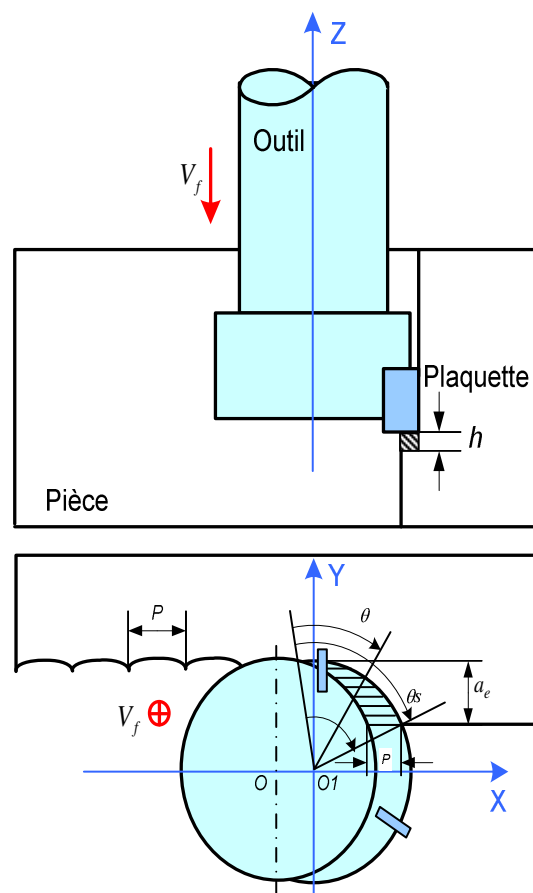


Figure III. 10 : Paramètres de coupe en tréflage.

- Engagement radial

L'engagement radial (a_e exprimé en mm) correspond à la distance d'engagement de l'outil dans la pièce (Figure III. 10). De plus, il est limité par la dimension de plaquette utilisée. En général, l'engagement radial est déterminé en fonction de la surépaisseur d'usinage, de la géométrie de la pièce, de la puissance et de la rigidité de la

machine et de l'outil. Par contre, un engagement radial trop faible entraîne un frottement entre la pièce et la surface de coupe. Donc une durée de vie plus courte.

- Epaisseur de coupe

L'épaisseur de coupe (h exprimée en mm) correspond à l'épaisseur axiale de copeau (Figure III. 10). En général, elle est constante, à l'exception des configurations extrêmes lors de l'entrée de la fraise dans la pièce, elle passe de zéro à la valeur constante et inversement en sortie de la pièce.

- Pas radial

Le pas radial (P exprimé en mm) correspond à la distance entre deux plongées de la fraise dans la matière. Plus le pas radial augmente, plus la longueur d'arête en contact avec la matière augmente (Figure III. 11). Le pas radial est un paramètre significatif influençant la topographie de la surface (cf. chapitre IV). De plus, pour les opérations de finition, il sera indispensable de définir les limites des pas radiaux compatibles au critère de hauteur de crête (cf. chapitre V).

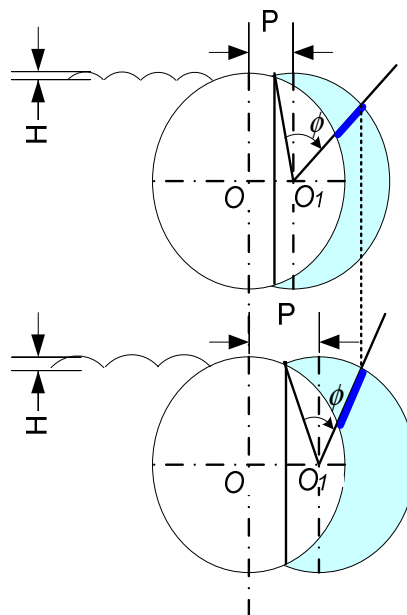


Figure III. 11 : Pas radial.

- Avance par dent

L'avance par dent (f_z exprimée en mm/dent) correspond à la distance linéaire parcourue par une dent de l'outil. Elle représente aussi la distance couverte entre la pénétration de deux dents successives dans la pièce.

L'avance en général peut être exprimée en fonction du nombre de dents de l'outil Z_n et de l'avance par minute, ou sous forme d'avance par tour. Ainsi, l'avance influence la formation du copeau car elle modifie la section du copeau et donc l'énergie nécessaire au cisaillement de la matière. La relation entre la vitesse d'avance et le taux de rotation peut s'exprimer par :

$$V_f = Z_n f_z N \quad (\text{III.5})$$

- Vitesse de coupe

La vitesse de coupe (V_c exprimée en m/min) indique la vitesse périphérique à appliquer à l'arête de coupe quand celle-ci travaille la surface de la pièce. Ce paramètre fondamental dépend du matériau usiné et du matériau usinant, de l'opération et des conditions d'obtention des surfaces (ébauche ou finition).

III.5.2. Prédétermination des paramètres pilotant le tréflage

Pour chaque paramètre limite, il existe une valeur minimale en dessous de laquelle les conditions d'usinage ne sont pas satisfaisantes (forte consommation de puissance de coupe pour un débit matière très réduit), et une valeur maximale au dessus de laquelle il est technologiquement impossible de travailler (limite en puissance de la machine, rupture ou détérioration prématurée de l'outil ou de la machine, vibrations induisant une forte rugosité...). Pour définir le domaine de fonctionnement de cette opération, nous voulons prédéterminer les paramètres limites pilotant le tréflage.

III.5.2.1. Mode d'obtention des paramètres limites

A partir de la méthodologie définie dans le cadre du Couple « Outil/Matière » en fraisage nous proposons donc de définir les conditions limites des paramètres précédemment définis (Figure III. 12). Dans un premier temps, nous définissons un point de fonctionnement stable dépendant de l'outil (définition géométrique ainsi que nature de matériau usinant), de la matière usinée (caractéristique de dureté, résistance mécanique...) et enfin la ressource (machine outil, broche...). A partir de ces informations, les données usuelles définissent la plage d'utilisation. En conséquence, les moyens mis en œuvre correspondent à une machine outil de type fraiseuse (FH45), un matériau faiblement allié (40CrMnMo8), un outil à plaquettes amovibles (Mitsubishi, PMR 405003A22R), un système de mesure d'efforts à trois composantes associé un système d'acquisition et de traitement (cf. chapitre IV).

Les limites associées à la vitesse de coupe (V_c min et max) sont prédéterminés à partir de valeurs usuelles des paramètres comme le pas (P), l'engagement radial (a_e) et l'avance (f_z). Les limites concernant l'avance sont prédéterminées pour la vitesse de coupe supérieure de 10% à la vitesse de coupe minimale définie précédemment, aux mêmes valeurs de pas et d'engagement radial. La prédétermination de valeurs limites de pas radial s'effectue séparément en fixant un d'engagement radial usuel en fonction des conditions précédentes (V_c min et F_z min). De même, la prédétermination de valeurs limites d'engagement radial s'effectue en fixant un pas radial usuel.

Les essais mis en œuvre ont été répétés 5 fois pour connaître la reproductibilité des phénomènes.

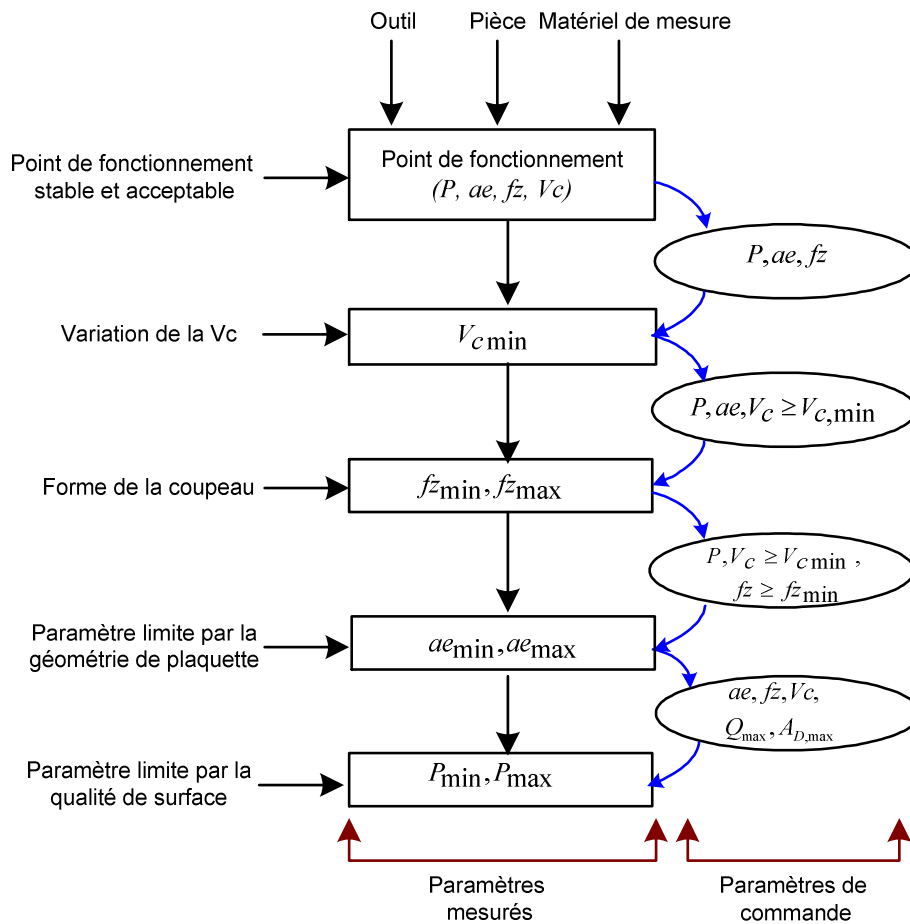


Figure III. 12 : Programme d'essais.

III.5.2.2. Prédétermination de la vitesse de coupe minimale ($V_{c\min}$)

L'objectif de la première série d'essais est de rechercher une limite minimum de la vitesse de coupe $V_{c\min}$. Nous avons pris comme point de départ les paramètres de

tréflage (a_e , P , f_z , V_c) d'un fonctionnement usuel. Ensuite, nous réalisons une série d'essais couvrant une plage de vitesse de coupe incluant la vitesse de coupe du point de fonctionnement. Pour chaque vitesse de coupe, nous avons mesuré les efforts de coupe suivant trois composants (F_x , F_y et F_z) et à partir de celles-ci nous calculons l'effort tangentiel instantané, puis ensuite le coefficient K_c (coefficient spécifique de coupe). Nous avons choisi de calculer le coefficient spécifique de coupe (K_c) lors de la section de copeau moyenne (Cf. II.335).

Figure III. 13 synthétise les résultats concernant l'évolution de coefficient spécifique K_c (N/mm^2) en fonction de la vitesse de coupe V_c (m/min). La courbe possédant des marques pour les vitesses de 50 à 500 m/min correspond à la moyenne des essais. Deux autres courbes sans marques encadrant la précédente correspondent aux courbes enveloppes maxi et mini (variabilité expérimentale). La première droite est définie par la pente résultant du calcul des cinq premières variations de vitesse. La deuxième droite est définie par une constante résultant des cinq variations de vitesse. Un décrochement énergétique se produit à l'intersection de deux droites. (Figure III. 13). La vitesse de coupe minimale est environ 250 m/min . Notons que la tendance des courbes donne une diminution du coefficient spécifique de coupe quant la vitesse de coupe augmente.

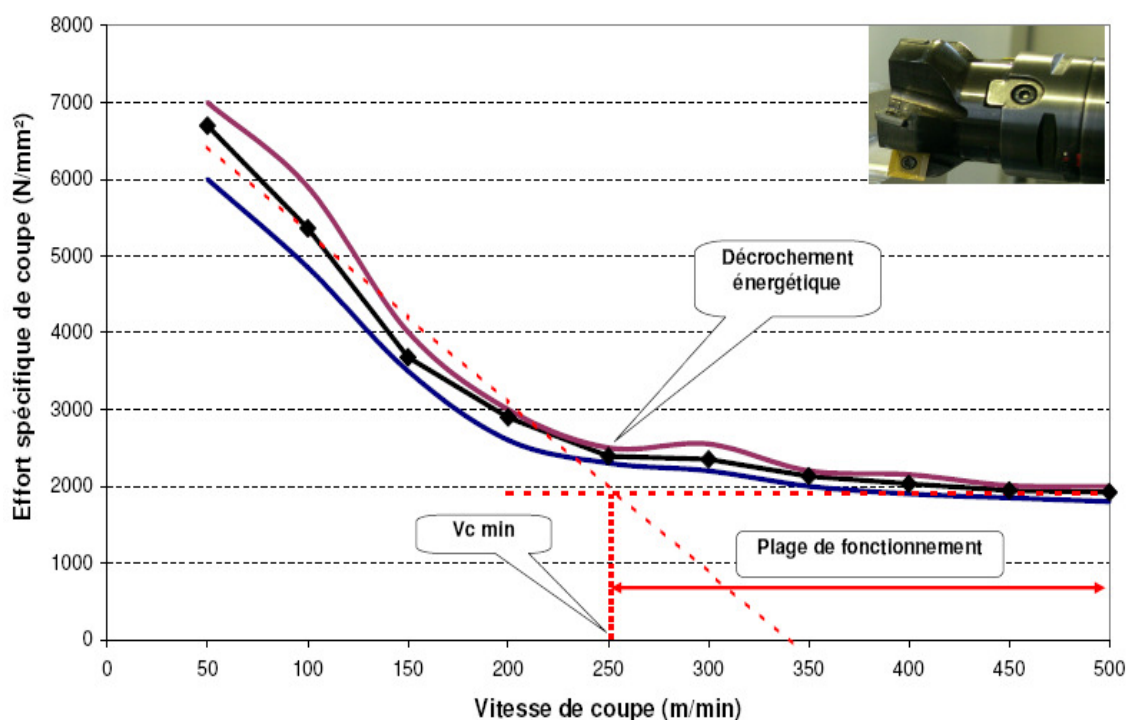


Figure III. 13 : Evolution du coefficient spécifique de coupe en fonction de la vitesse de coupe.

III.5.2.3. Détermination des limites en avance par dent f_z

De même que pour la détermination de la vitesse de coupe minimale, on considère l'évolution du coefficient spécifique de coupe en fonction de la variation de l'avance par dent (f_z) pour une vitesse de coupe de 250 m/mm. Les conditions de départ sont le pas radial (P) et l'engagement radial (a_e) du point de fonctionnement usuel.

La Figure III. 14 représente l'évolution du coefficient spécifique de coupe en fonction de l'avance par dent ($K_c = f(f_z)$). La courbe obtenue possède sensiblement la même forme que sur la Figure III. 13, La courbe possédant des marques pour les avances de 0,05 à 0,35 mm/dent correspond à la moyenne des essais. Deux autres courbes sans marques encadrent la précédente correspondent aux courbes enveloppes maxi et mini (variabilité expérimentale). Au-delà des valeurs d'avance de 0,35 mm/dent, le coefficient spécifique de coupe n'a pu être déterminé car la majeure partie des plaquettes ont subies des défaillances brutales. La limite basse a été définie par le tiers de la valeur de résistance de la plaquette. Donc, on trouve que la plage de fonctionnement est comprise entre $f_{z\min} = 0,17$ et $f_{z\max} = 0,3$ mm/dent.

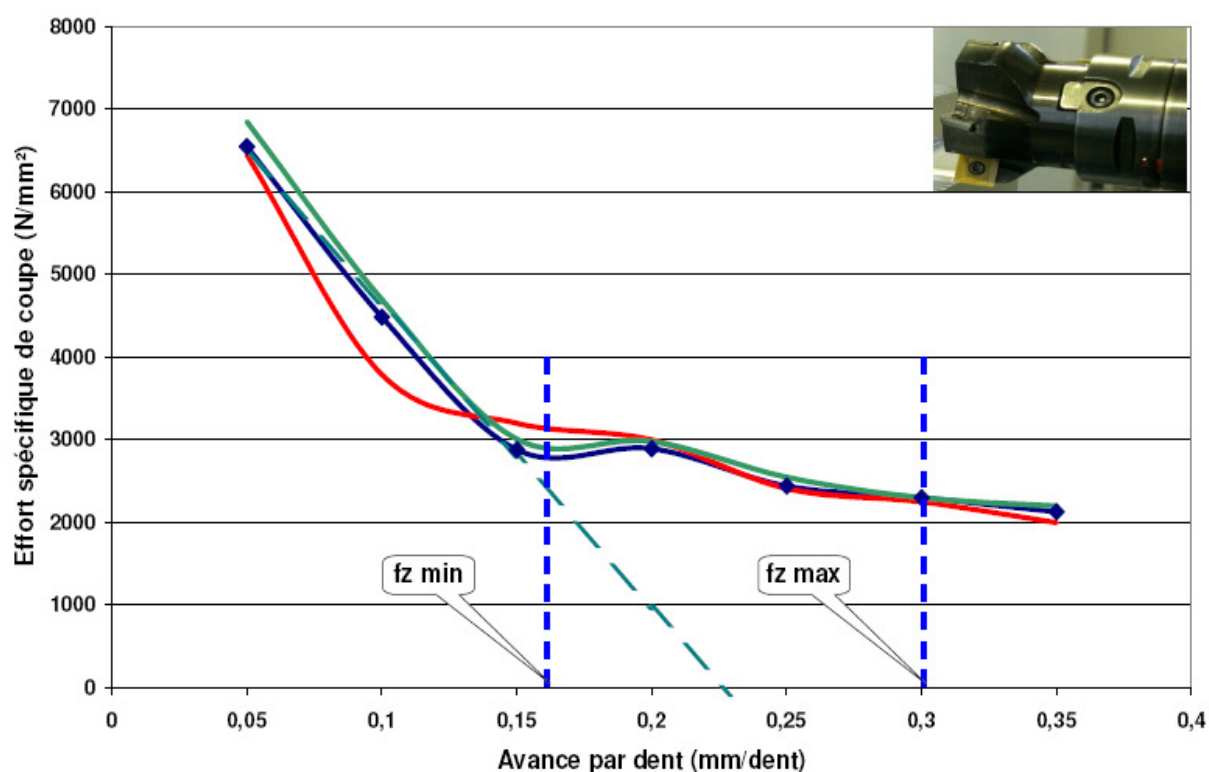


Figure III. 14 : Evolution du coefficient spécifique de coupe en fonction de l'avance.

III.5.2.4. Détermination des limites pour l'engagement radial (ae)

L'évolution du coefficient spécifique de coupe (K_c) en fonction de l'engagement radial pour une vitesse de coupe limite et avance limite évolue de manière conventionnelle pour des valeurs d'engagement allant de 1 à 5 mm. L'augmentation de cet engagement radial sollicite fortement la partie active de l'outil qui s'effondre brutalement. En conséquence, l'engagement radial possède une seule frontière : la limite maxi d'engagement radial dépendant de la dimension de l'arête (moitié de la longueur d'arête).

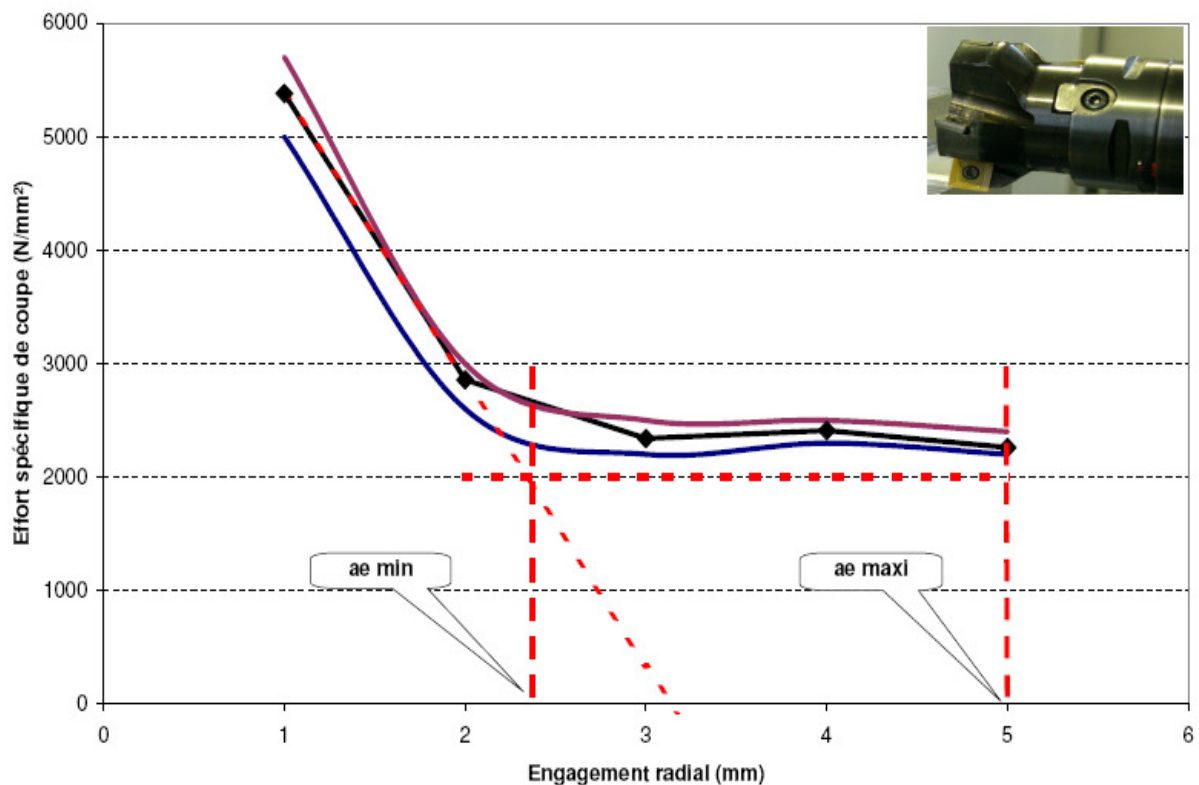


Figure III. 15 : Evolution du coefficient spécifique de coupe en fonction de l'engagement radial.

III.5.2.5. Détermination des limites pour le pas (P)

L'évolution du coefficient spécifique de coupe évolue peu dans les conditions de vitesse limite, d'avance, d'engagement radial faible. Il n'existe pas réellement de limite. Néanmoins, si vous faites évoluer conjointement le pas et l'engagement radial, la géométrie de coupe augmente significativement et en conséquence les efforts.

III.6. Conclusion

On peut dire que le tréflage est une opération de fraisage (en ébauche) qui a gagné sa place dans le domaine industriel avec certain nombre d'avantages *a priori* par rapport au fraisage classique. Dans ce travail, nous avons présenté cette nouvelle opération. Dans ce cadre, nous avons bien positionné l'opération de tréflage dans un procédé d'usinage. Ensuite, nous montrons l'aspect géométrique et cinématique de cette opération (mouvements et trajectoire de l'outil). Un nouveau bilan technologique est présenté pour cerner précisément cette nouvelle opération. Ainsi, nous définissons les paramètres de coupe qui caractérisent cette opération (paramètres limites paramètres de liaison et paramètres auxiliaires). Enfin, la prédétermination des paramètres pilotant le tréflage fournit des valeurs limites de chacun de ces paramètres mais pour un couple précis « Outil/Matière ».

Chapitre IV :

Modélisation des efforts de coupe en tréflage

IV. Les efforts de coupe en tréflage

IV.1. Introduction

La connaissance des actions mécaniques résultant des conditions opératoires est essentielle pour choisir les ressources de fabrication comme les machines outils (couple transmissible, puissance...) ou dimensionner les systèmes de bridage de porte pièces.

Nous proposons donc une modélisation des actions mécaniques en tréflage par l'approche mécanistique [DeVor, 1980] et [Altintas, 2001]. Dans cette modélisation, nous avons pris en compte deux configurations de travail en tréflage (engagement partiel et engagement complet de l'outil dans la matière) (Figure IV. 2). Ces deux configurations correspondent à la majorité des opérations qui peuvent être réalisées par l'opération de tréflage (épaulement, rainurage, surfaçage ...).

Ainsi, ce chapitre se décompose en quatre grandes parties. La première est concentrée sur le développement d'un modèle des efforts de coupe en tréflage. La deuxième partie porte sur la validation expérimentale du modèle théorique des efforts et la détermination de coefficients spécifiques de coupe. Ensuite, nous exposons une comparaison entre le modèle proposé et expérimental. Nous poursuivrons en évaluant l'influence des paramètres de coupe en tréflage sur les efforts de coupe. Notre démarche est représentée par la (Figure IV. 1).

IV.2. Informations préliminaires à la modélisation

Deux variantes de cette opération d'usinage existent (Figure IV. 2) :

- La première configuration en grignotage frontal où les plongées se font en pleine matière, comme lors d'une opération de perçage ;
- La seconde configuration, en grignotage latéral, où l'outil plonge partiellement (réalisation d'épaulement par exemple).

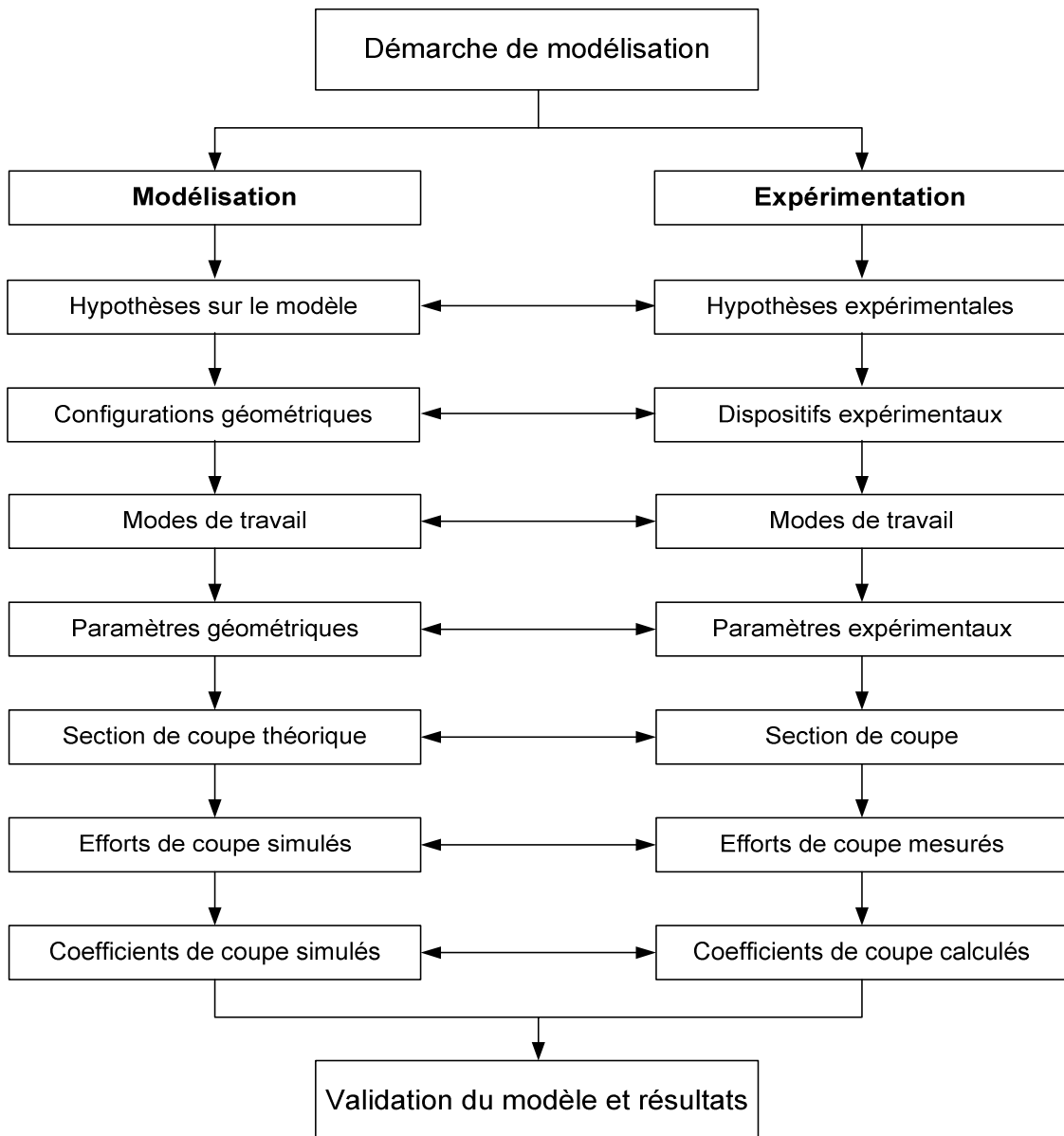


Figure IV. 1 : Modélisation des efforts de coupe en tréflage.

Nous pouvons dire que ces deux configurations sont effectivement différentes au regard de la réalisation des entités d'usinage (poches fermées comme une cavité, ouverte comme une rainure ou un épaulement). Mais d'un point de vue purement géométrique, la configuration de tréflage par grignotage partiel est la configuration de référence. En effet le paramètre angulaire d'entrée et sortie de fraise par grignotage frontal correspond à une succession de grignotage latéral.

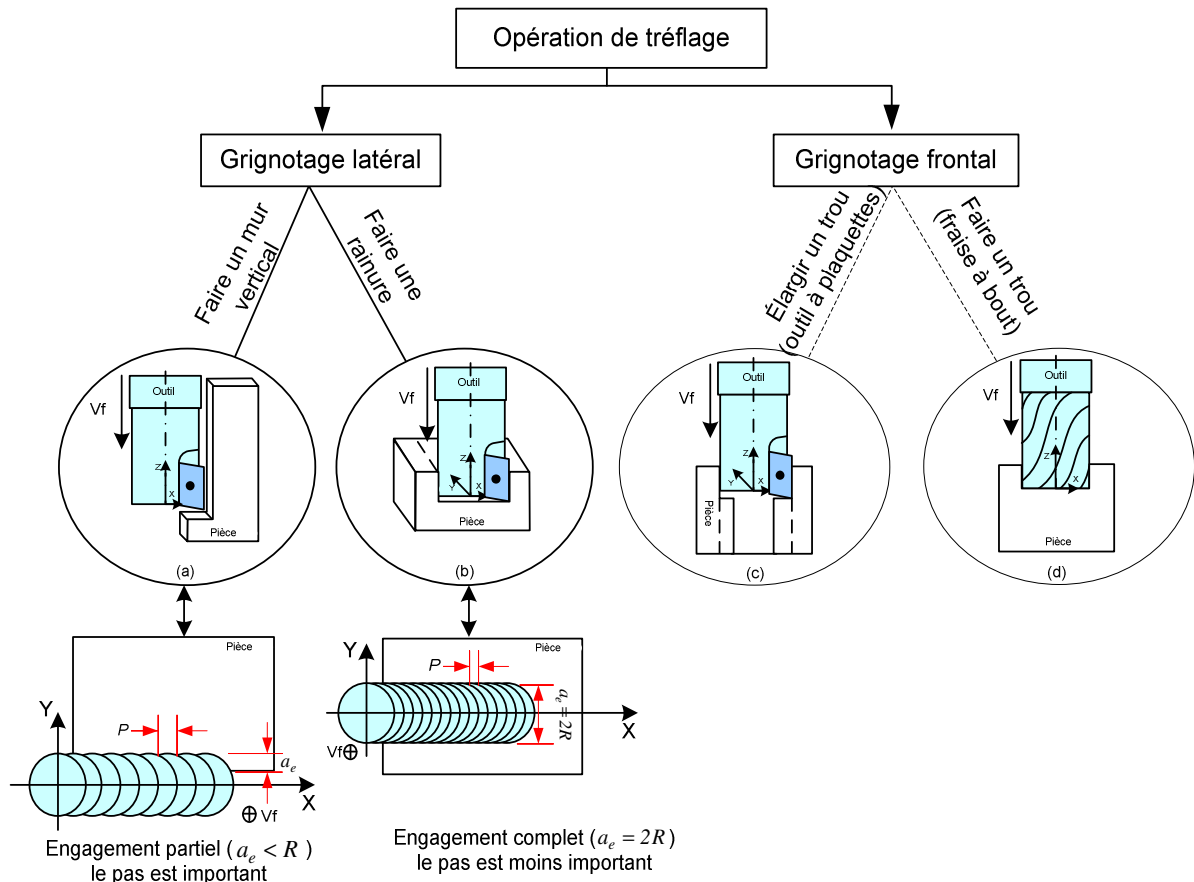


Figure IV. 2 : Types d'engagements en tréflage.

IV.3. Hypothèses sur le modèle

Le modèle retenu dans ce travail consiste à utiliser l'approche mécanistique [DeVor, 1980] et [Altintas, 2001] pour estimer les efforts de coupe en tréflage. Dans notre première approche, nous posons les hypothèses suivantes :

- Hypothèses simplification concernant l'outil :
 - La partie active de l'outil considérée comme parfaite (sans défauts géométriques et dimensionnels), simplifiées (acuité parfaite, rayon et préparation d'arêtes négligés) et infiniment rigide ;
 - Le corps de l'outil (attachement, rallonge...) sont parfaits (sans défauts dimensionnels et géométrique) et infiniment rigide ;
 - Les mouvements imprimés à l'outil sont parfaits (sans défauts et en absence de vibration).

- Hypothèses simplificatrices concernant le matériau et interaction « outil/pièce » :
 - Comportement plastique ;
 - Loi de frottement homogène aux interfaces « outil/pièce ».

IV.4. Mode de travail (opposition et avalant)

Le mode de travail est défini par la direction principale du pas radial (P). Nous différencions deux modes de travail que nous nommons travail en opposition et avalant. Ce mode de travail est identifié dans la configuration grignotage latéral par plongée partielle de la fraise.

En opposition (Figure IV. 3-a), la direction de déplacement de la table est à l'opposé du sens de rotation de la fraise dans la zone de coupe. L'épaisseur de coupe, nulle au départ, augmente jusqu'à la fin de la passe. Nous distinguons trois situations pour définir l'épaisseur radiale de coupe. Le point (1) correspond à l'entrée de la partie active de l'outil. L'épaisseur radiale instantanée est alors nulle. La position (2) indique le moment où l'épaisseur radiale instantanée passe par un maximum. A l'issue, l'épaisseur radiale instantanée diminue. La position (3) décrit le moment où la plaquette sort de la pièce alors l'épaisseur radiale instantanée devient nulle.

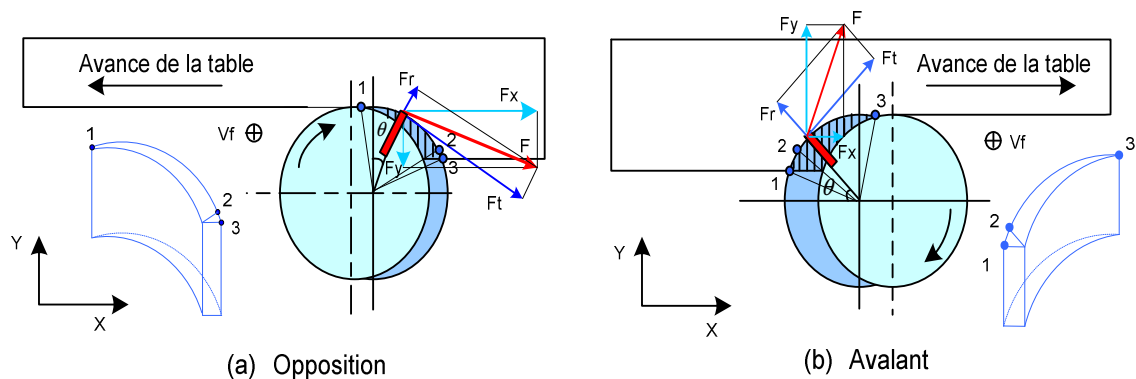


Figure IV. 3 : Modes de travail en tréflage.

En avalant (Figure IV. 3-b), la direction de déplacement de la table est dirigée dans le même sens que de rotation de la fraise. L'épaisseur de copeau va donc diminuer jusqu'à être égale à zéro en fin de tour. La position (1) représente l'entrée de la partie active de la dent dans la pièce. À ce moment, l'épaisseur radiale instantanée augmente soudainement jusqu'à une épaisseur radiale instantanée maximale lorsque la partie

active de l'outil atteint la position (2). Ensuite, la partie active de l'outil passe en position (3), l'épaisseur radiale devient nulle.

Ces deux modes de travail produisent une section de coupe de forme identique mais leurs générations évoluent inversement. Cette variation de section radiale instantanée sera utilisée pour le calcul des efforts de coupe.

Dans la configuration en grignotage latéral par plongée complète, ces deux modes n'ont plus de sens. L'évolution de l'épaisseur radiale instantanée passe par trois étapes :

- en entrée de la partie active de l'outil par une valeur nulle,
- puis dans l'axe médian au diamètre de la fraise par une valeur maximale,
- en fin en sortie de la partie active de l'outil par une valeur nulle.

Remarquons que la description et l'appellation de ce mode de travail (opposition ou avalant) ne correspond pas à l'identique au mode de fraisage conventionnel. Cependant cette description, le sens et le module des actions mécaniques résultantes permettent de limiter les déflexions d'outil ou encore d'usiner des parois de faibles épaisseurs.

IV.5. Modélisation géométrique de coupe

Dans ce paragraphe, nous caractérisons la géométrie de coupe pendant l'usinage en tréflage. Lors du tréflage, elle se trouve affectée par de nombreux facteurs comme le rapport entre l'avance et la vitesse de coupe ainsi que les angles de l'outil. Pour déterminer la géométrie de coupe et calculer la section de coupe, nous commençons par définir les paramètres géométriques de tréflage.

IV.5.1. Paramètres géométriques

Dans notre configuration, l'axe Z définit l'axe de plongée de la broche ainsi que l'axe de rotation de l'outil. L'axe X définit la prise de pas. L'axe Y définit la direction de l'engagement axial (Figure IV. 4).

La Figure IV. 4 montre une fraise au cours de tréflage en opposition avec les deux types de configuration par grignotage. Les paramètres géométriques définis sont retenus dans la modélisation des efforts de coupe comme suit :

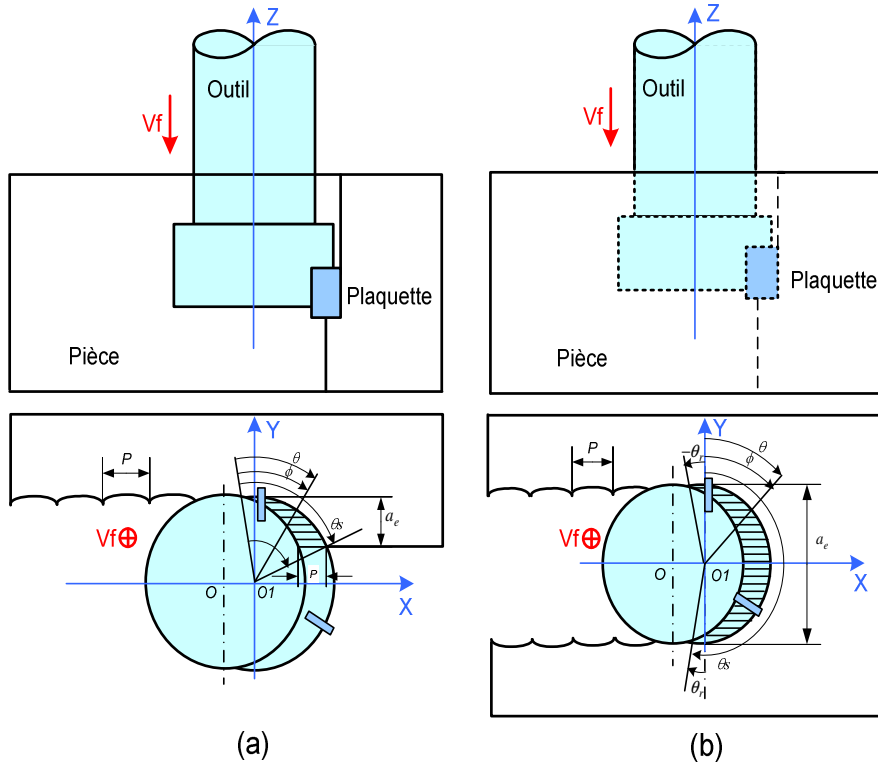


Figure IV. 4 : Géométrie de coupe.

- Le repère de référence correspond au système de repère (O, X, Y, Z) lié à la fraise.
- L'engagement radial (a_e) correspond à la profondeur engagée par l'outil suivant Y , généralement perpendiculaire au profil souhaité de l'entité à réaliser.
- Le pas radial (P) correspond à la distance entre deux positions successives de plongée de l'axe de la fraise suivant X , généralement parallèle au profil souhaité de l'entité à réaliser.
- L'angle d'entrée de dent (θ_e) correspond à la position angulaire au moment où la partie active de la dent de l'outil entre dans la matière. Elle est donc définie par les coordonnées du point d'intersection entre le contour de l'outil et le profil de la pièce brute.
- L'angle de sortie de dent (θ_s) correspond à la position angulaire au moment où la partie active de la dent de l'outil sort de la matière. Elle est donc définie par une ligne droite passant au centre de l'outil et le dernier point d'intersection entre la dent et la pièce.

- La position angulaire de dent $\phi(i, j)$ correspond à la position angulaire de la dent considérée i lors de jème position angulaire de la fraise. Elle est comprise entre l'angle d'entrée et de sortie en matière de la dent.
- L'angle d'engagement (θ_c) correspond aux valeurs angulaires balayant la matière durant le contact « outil/pièce ». Cette angle se mesure comme suit : $\theta_c = \theta_s - \theta_e$.
- L'angle d'espacement (θ_p) correspond à l'angle entre deux dents successives de la fraise. Il est défini comme suit : $\theta_p = \frac{2\pi}{Z_n}$. Par ailleurs, cet angle constructif peut ne pas être identique dans le cas de fraise dit à pas variables (espacement des dents non constant).
- Le nombre de dents engagées (Z_c) correspond au nombre de dents engagées simultanément dans la matière. Dans une configuration de grignotage latéral, l'outil a généralement plusieurs dents en contact simultanément avec la matière selon les types de fraises. Par contre dans la configuration de grignotage latéral par engagement partiel, l'outil est généralement engagé dans la matière avec au moins une seule dent selon les types de fraise (Figure IV. 5). Ce dernier phénomène est lié au faible engagement radial par rapport au diamètre de l'outil. La détermination du nombre de dents engagées simultanément dans la matière est définie par la relation suivante : $Z_c = \frac{\theta_c}{\theta_p}$.

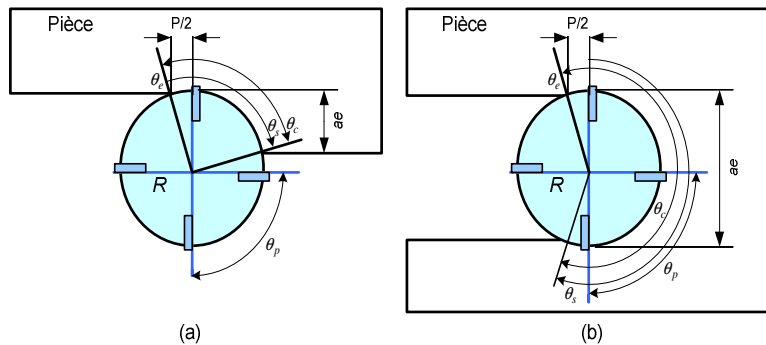


Figure IV. 5 : Nombre de dents engagées dans la matière dans la configuration de grignotage latéral par engagement : (a) partiel, (b) complet.

IV.5.2. Section de coupe

La Figure IV. 6 présente la géométrie de la section de coupe correspondant à une trajectoire en spirale d'une dent de la fraise pour les deux configurations de grignotage

latéral d'engagement. Donc, la forme de la géométrie de coupe est définie suite à une succession de l'enlèvement de matière (deux passages consécutifs de dents). En général, nous obtenons la section de coupeau en multipliant l'épaisseur radiale de coupe instantanée (t_c) par l'épaisseur axiale de coupe (h).

L'épaisseur axiale de coupe est calculée de la même manière pour les deux configurations de grignotage latéral, par contre, le calcul de l'épaisseur radiale de coupe est obtenu de deux manières différentes.

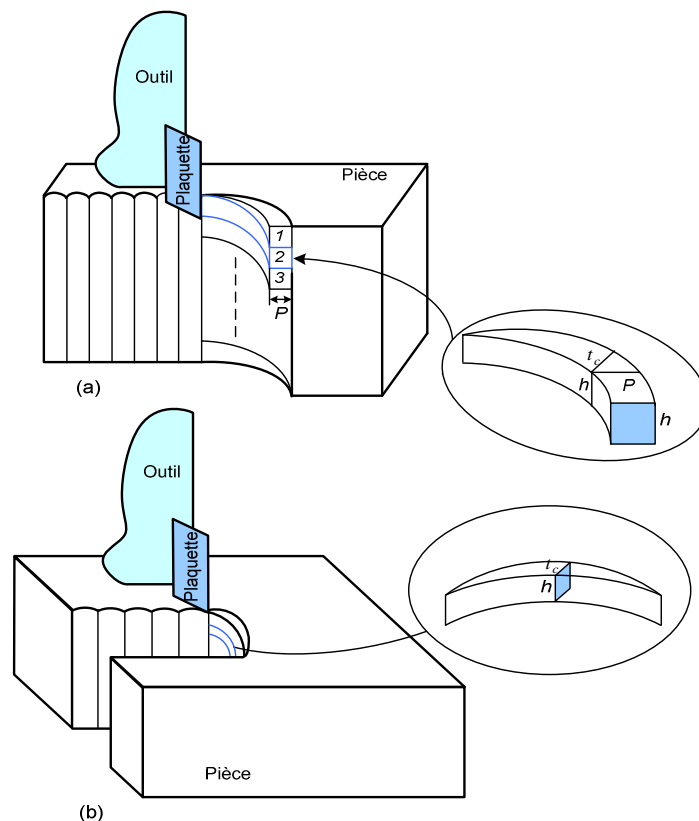


Figure IV. 6 : Section de coupe en cas d'engagement : (a) partiel, (b) complet.

IV.5.2.1. Epaisseur radiale de coupe

La géométrie du coupe est évaluée selon la position angulaire de la dent pendant la rotation de la fraise $\phi(i, j)$. Pour calculer l'épaisseur radiale de coupe en cas d'engagement partiel et complet, nous avons défini les angles qui caractérisent la zone de contact « Outil/Matière ». Ces angles sont l'angle d'entrée (θ_e), l'angle maximum (θ_{max}) et l'angle de sortie (θ_s). Ensuite, nous calculons l'épaisseur radiale de coupe en

fonction des paramètres de coupe et de la position angulaire de la dent en respectant la condition suivante :

$$\phi(i, j) \in [\theta_e + i \frac{2\pi}{Z_n}, \theta_s + i \frac{2\pi}{Z_n}] \quad (IV.1)$$

Le calcul de l'épaisseur radiale de coupe est effectué pour les deux types de grignotage pour les engagements partiels et complets.

Engagement partiel

Pour l'engagement partiel, nous avons déterminé l'épaisseur radiale pour les deux modes de travail (opposition et avalant). La géométrie de coupe dans cette configuration est aussi déterminée selon la position angulaire de dent. En conséquence, l'épaisseur radiale du coupe enlevée par la dent à la position angulaire (ϕ) correspond à la longueur du segment ab définissant l'arc de contact de la dent (Figure IV. 7).

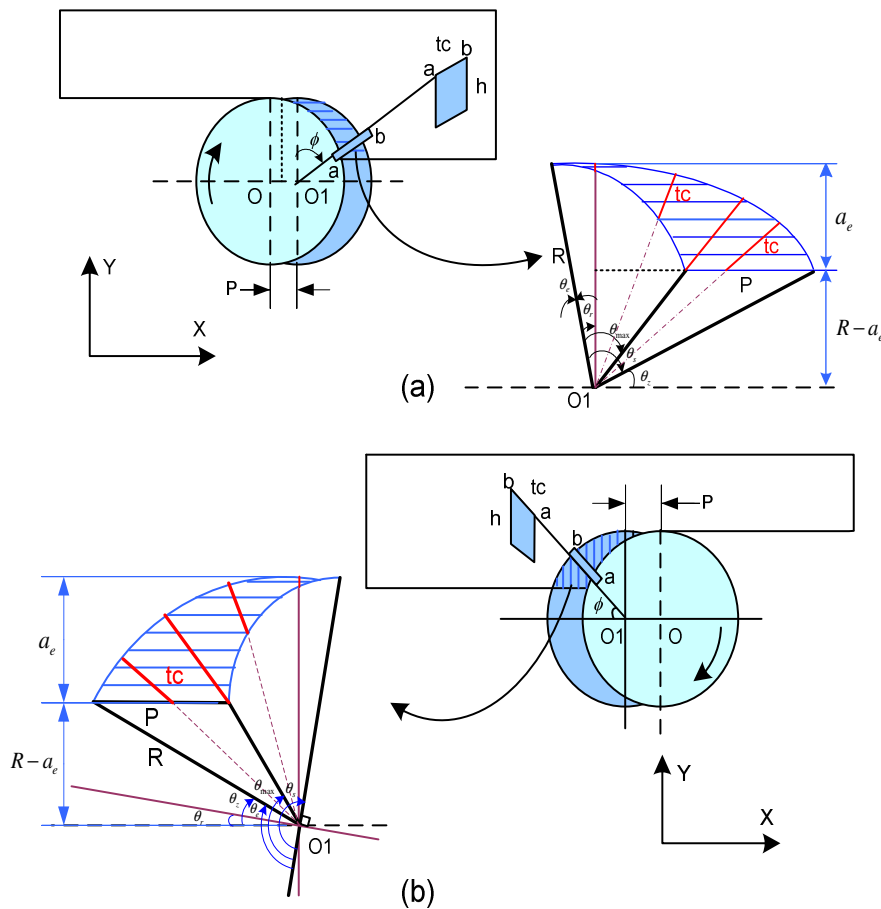


Figure IV. 7 : Épaisseur radiale dans les configurations de grignotage suivant l'engagement partiel : (a) en opposition et (b) en avalant.

Nous commençons par définir l'angle d'entrée (θ_e), l'angle maximum (θ_{\max}) et l'angle de sortie (θ_s) en opposition (Figure IV. 7-a) et en avalant (Figure IV. 7-b).

Dans la configuration de grignotage latéral en engagement partiel, l'angle d'entrée (θ_e) est non nul en théorie dans le repère lié à la pièce. Mais comme cet angle est petit au regard du pas, nous pouvons dire que sa valeur vaut zéro lors de l'entrée en matière de la dent.

$$\begin{aligned} \text{Opposition : } \theta_e = 0, \quad \theta_s = \frac{\pi}{2} + \theta_r - \theta_z, \quad \theta_{\max} = \tan^{-1}\left(\frac{R \cos \theta_z - P}{R - a_e}\right) + \theta_r \\ \text{Avalant : } \theta_e = \frac{\pi}{2} + \theta_z - \theta_r, \quad \theta_s = \pi, \quad \theta_{\max} = \frac{\pi}{2} + \tan^{-1}\left(\frac{R - a_e}{R \cdot \cos(\theta_e + \theta_r - \pi/2) - P}\right) - \theta_r \quad (\text{IV.2}) \\ \text{Où : } \theta_z = \sin^{-1}\left(\frac{R - a_e}{R}\right) \text{ et } \theta_r = \sin^{-1}\left(\frac{P}{2R}\right) \end{aligned}$$

Avec (P) correspondant au pas radial, (R) comme rayon de la fraise, (a_e) l'engagement radial (θ_z et θ_r) les deux angles géométriques utiliser pour le calcul de l'épaisseur radiale de coupe.

En vue de déterminer l'épaisseur radiale de coupe, nous divisons en deux la zone de contact « Outil/Matière ». Dans la première et la seconde zone, cette épaisseur est déterminée en fonction de la position angulaire de la dent ($\phi(i, j)$) :

- dans la première zone cette position est définie comme suit :

$$\phi(i, j) \in \left[\theta_e + i \frac{2\pi}{Z_n}, \quad \theta_{\max} + i \frac{2\pi}{Z_n} \right].$$
- dans la seconde, cette position est définie comme suit :

$$\phi(i, j) \in \left[\theta_{\max} + i \frac{2\pi}{Z_n}, \quad \theta_s + i \frac{2\pi}{Z_n} \right].$$

A partir de ces deux zones, une formulation complète de l'épaisseur radiale de coupe est obtenue. L'épaisseur radiale instantanée de coupe peut être alors représentée pour les deux modes de travail en fonction de la position angulaire de l'outil comme suit :

$$\text{Opposition : } \left\{ \begin{array}{l} \phi(i, j) \in [\theta_e + i \frac{2\pi}{Z_n}, \theta_{max} + i \frac{2\pi}{Z_n}] \Rightarrow t_c = P \sin \phi \\ \phi(i, j) \in [\theta_{max} + i \frac{2\pi}{Z_n}, \theta_s + i \frac{2\pi}{Z_n}] \Rightarrow t_c = R - \frac{R - a_e}{\cos(\phi - \theta_r)} \end{array} \right\} \quad (IV.3)$$

$$\text{Avalant : } \left\{ \begin{array}{l} \phi(i, j) \in [\theta_e + i \frac{2\pi}{Z_n}, \theta_{max} + i \frac{2\pi}{Z_n}] \Rightarrow t_c = P \sin \phi \\ \phi(i, j) \in [\theta_{max} + i \frac{2\pi}{Z_n}, \theta_s + i \frac{2\pi}{Z_n}] \Rightarrow t_c = R - \frac{R - a_e}{\cos(\phi - \theta_r)} \end{array} \right\}$$

Engagement complet

Nous avons déterminé pour cette configuration l'épaisseur radiale en mode opposition. Les angles qui caractérisent la zone de contact « Outil/Matière » sont : l'angle d'entrée (θ_e), l'angle maximum (θ_{max}) et l'angle de sortie (θ_s). La relation est la suivante :

$$\theta_e = -\theta_r, \quad \theta_s = \pi + \theta_r, \quad \theta_{max} = \pi/2, \quad \text{où : } \theta_r = \sin^{-1}\left(\frac{P}{2R}\right) \quad (IV.4)$$

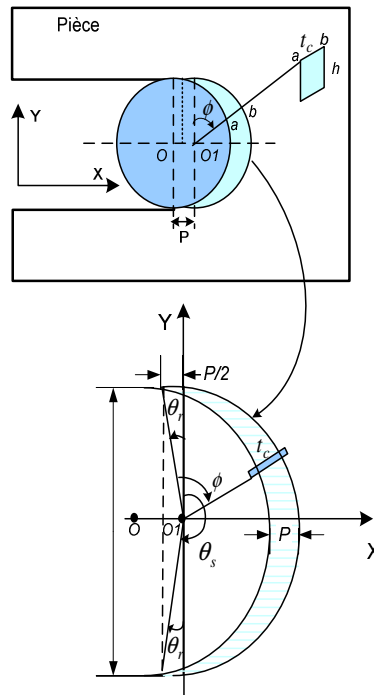


Figure IV. 8 : Epaisseur radiale dans la configuration de grignotage en engagement complet.

Finalement, l'épaisseur radiale instantanée de la coupe peut être donnée pour cette configuration en fonction de la position angulaire de l'outil par l'équation suivante :

$$t_c = P \sin\phi, \quad \text{où : } \phi(i, j) \in \left[\theta_e + i \frac{2\pi}{Z_n}, \quad \theta_s + i \frac{2\pi}{Z_n} \right] \quad (\text{IV.5})$$

IV.5.2.2. Epaisseur axiale de coupe

Selon le mouvement relatif de la fraise par rapport à la pièce usinée, l'épaisseur axiale de coupe est évaluée en fonction de l'angle de rotation de la fraise. Les coordonnées du point générateur (m) de la partie active de l'outil appartenant à la trajectoire définie selon (éq. III.3) s'écrivent :

$$X = R \cos\theta, \quad Y = R \sin\theta, \quad Z = h \quad (\text{IV.6})$$

Pour déterminer l'épaisseur axiale de coupe (h) pendant une plongée de la fraise dans la matière, nous avons distingué trois situations de travail de la dent :

- lors du premier tour de la fraise lorsqu'elle est en contact avec la matière (engagement pour $\theta \leq 2\pi$),
- entre le premier et le dernier tour de la fraise (usinage pour $2\pi < \theta < (n-1)\pi$),
- et la dernier tour de la fraise avant de quitter la matière (dégagement, $\theta > (n-1)\pi$) (Figure IV. 9).

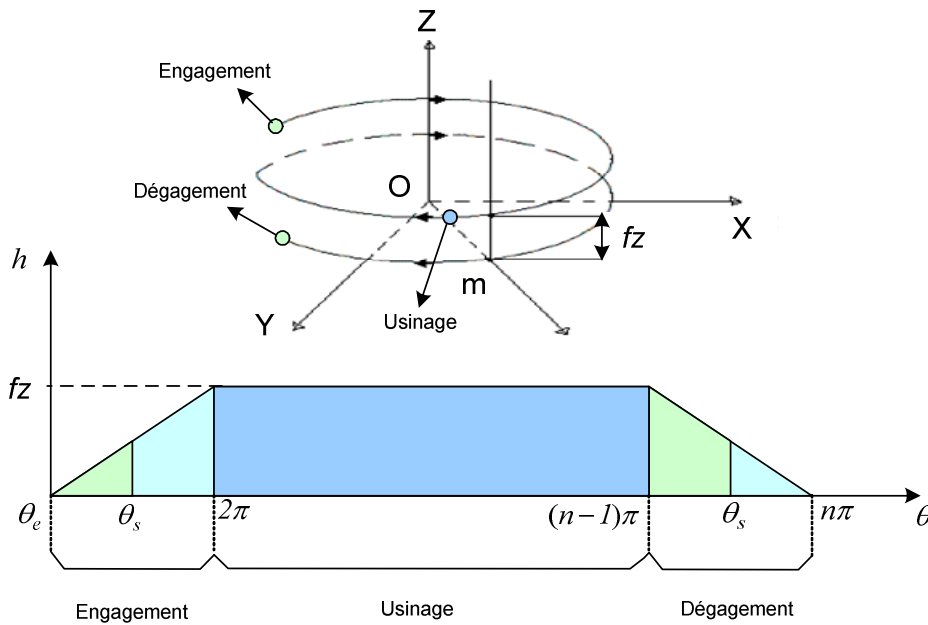


Figure IV. 9 : Variation de l'épaisseur axiale de coupe.

A partir de ces trois situations, nous distinguons deux états spécifiques, l'un stationnaire et l'autre non stationnaire. L'état non stationnaire regroupe les deux situations définies par le premier et dernier tour de fraise (Figure IV. 9). L'état stationnaire correspond alors à la plongée en dehors du premier et dernier tour de fraise.

En vue de la détermination des efforts de coupe en tréflage, nous nous placerons dans la deuxième configuration (usinage) parce que cela correspond à la section de coupe stabilisée.

Donc, pour tous les cas d'engagement des dents dans la matière (une ou plusieurs) et pour les deux configurations d'engagement, l'épaisseur axiale de coupe (h) est égale à l'avance par dent (f_z) :

$$h = f_z \quad (IV.7)$$

Finalement, à partir de l'épaisseur radiale du coupe (t_c) et l'épaisseur axiale de coupe (h), nous déterminons la section du coupe comme suit :

$$A = f_z t_c(\phi) \quad (IV.8)$$

IV.6. Modélisation des efforts de coupe

En se référant à l'approche mécanistique, les forces nécessaires pour détacher un copeau sont essentiellement la résultante de la pression de coupe effective agissant contre la face de la dent et des forces de frottement s'exerçant le long de cette même face. Il convient d'observer que la direction et le rapport des forces peuvent varier considérablement selon un processus complexe en fonction de divers facteurs comme le type d'usinage, la position et les géométrie d'outil, la nature de la matière de la pièce, la géométrie de coupe, épaisseur de coupe, le degré et type d'usure de l'outil, les conditions de coupe, *etc.* [Sandvik, 2000].

La force de coupe pour une dent est la résultante de trois composantes agissant dans les directions tangentielles ($F_t(i, \phi)$), radiales ($F_r(i, \phi)$) et axiales ($F_a(i, \phi)$). L'effort de coupe peut être exprimé dans n'importe quel repère. Toutefois, la complexité du modèle de coupe dépend du choix du repère dans lequel il est exprimé. Il est plus simple de séparer les influences des différents paramètres si le repère est judicieusement choisi.

Le référentiel lié à l'outil (O, X, Y, Z) permet de bien séparer les composantes des efforts de coupe tangentiels ($F_t(i, \phi)$), radiaux ($F_r(i, \phi)$) et axiaux ($F_a(i, \phi)$). En s'appuyant sur l'approche mécanistique [Yun, 2000] et [Li, 2000], elles sont définies ainsi :

$$\begin{cases} F_t(i, \phi) = K_t h t_c(\phi) \\ F_r(i, \phi) = K_r K_t h t_c(\phi) \\ F_a(i, \phi) = K_a K_t h t_c(\phi) \end{cases} \quad (\text{IV.9})$$

Les efforts de coupe apparaissent seulement quand l'outil est en contact avec la pièce (zone de coupe), quand la position angulaire de l'outil est telle que :

$$\theta_e + i \frac{2\pi}{Z_n} \leq \phi \leq \theta_s + i \frac{2\pi}{Z_n}.$$

Dans le repère cartésien (O, X, Y, Z), les composantes des efforts de coupe selon X , Y et Z sont définies en fonction des efforts tangentiels ($F_t(i, \phi)$), radiaux ($F_r(i, \phi)$) et axiaux ($F_a(i, \phi)$). Les efforts de coupe sur la partie active de la dent sont alors projetés dans le repère outil à partir d'une matrice de passage comme suit :

$$\begin{bmatrix} F_x(i, \phi) \\ F_y(i, \phi) \\ F_z(i, \phi) \end{bmatrix} = T(\phi) \begin{bmatrix} F_t(i, \phi) \\ F_r(i, \phi) \\ F_a(i, \phi) \end{bmatrix} \quad (\text{IV.10})$$

Où la matrice de passage $T(\phi)$ est définie selon le mode de travail (opposition ou avalant) :

$$T(\phi) = \begin{bmatrix} \cos \phi & \sin \phi & 0 \\ -\sin \phi & \cos \phi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \text{ en opposition, } T(\phi) = \begin{bmatrix} \sin \phi & -\cos \phi & 0 \\ \cos \phi & \sin \phi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \text{ en avalant} \quad (\text{IV.11})$$

Les efforts de coupes locaux produits par une dent dans le système cartésien sont définis par l'équation suivante :

$$\begin{bmatrix} F_x(i, \phi) \\ F_y(i, \phi) \\ F_z(i, \phi) \end{bmatrix} = M \begin{bmatrix} \cos \phi \\ \sin \phi \\ 1 \end{bmatrix} K_t h t_c \quad (\text{IV.12})$$

$$\text{Où : } M = \begin{bmatrix} 1 & K_r & 0 \\ -K_r & 1 & 0 \\ 0 & 0 & K_a \end{bmatrix} \text{ en opposition, } M = \begin{bmatrix} 1 & -K_r & 0 \\ K_r & 1 & 0 \\ 0 & 0 & K_a \end{bmatrix} \text{ en avalant}$$

Les équations précédentes sont utilisées pour déterminer les efforts de coupe produits par une seule dent. Dans le cas d'outil à plusieurs dents, il est possible que plus d'une dent entrent en contact avec la matière. Pour obtenir les efforts de coupe totaux exercés sur la fraise à chaque instant, on additionne les composantes des efforts de coupe sur chaque plaquette engagée dans matière.

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{Bmatrix} = \sum_{n=0}^{Z_n} \delta(\phi) \begin{Bmatrix} F_x(i, \phi) \\ F_y(i, \phi) \\ F_z(i, \phi) \end{Bmatrix} = \sum_{n=0}^{Z_n} \delta(\phi) M \begin{bmatrix} \cos \phi \\ \sin \phi \\ 1 \end{bmatrix} K_t h t_c \quad (\text{IV.13})$$

$$\text{où } \delta(\phi) = \begin{cases} 1 & \text{si } \theta_e + i \frac{2\pi}{Z_n} < \phi < \theta_s + i \frac{2\pi}{Z_n} \\ 0 & \text{autrement} \end{cases}$$

IV.7. Coefficients spécifiques

Les coefficients spécifiques de coupe sont déterminés expérimentalement pour la configuration d'engagement partiel (Figure IV. 4-a) et pour un couple « matériau outil/matériau pièce ». Les principaux facteurs agissant sur les coefficients spécifiques de coupe sont la nuance du matériau usiné, la géométrie de coupe, l'épaisseur de coupe et la vitesse de coupe effective.

Nous choisissons de déterminer les coefficients spécifiques (K_t , K_r , et K_a) en fonction de l'épaisseur radiale moyenne \tilde{t}_c comme suit :

$$K_t = \frac{F_t}{\tilde{t}_c h}, \quad K_r = \frac{F_r}{\tilde{t}_c h K_t}, \quad K_a = \frac{F_a}{\tilde{t}_c h K_t} \quad (\text{IV.14})$$

Où F_t , F_r et F_a sont les efforts mesurés respectivement selon les directions tangentiels, radiales et axiales.

Les coefficients spécifiques (K_t , K_r , et K_a) sont respectivement équivalents à une pression, un coefficient de frottement dans le sens radial et axial. La plupart des modèles relatifs à la détermination des coefficients spécifiques sont fonction de l'épaisseur radiale moyenne de coupe. La relation la plus utilisée [Ryu, 2003] pour calculer ces coefficients est la suivante :

$$K_i = a_i (\tilde{t}_c)^{-b_i} \quad (IV.15)$$

Où (a_i, b_i) sont deux constantes et \tilde{t}_c est l'épaisseur radiale moyenne de coupe qui est donnée par l'équation suivante :

$$\tilde{t}_c = \int_{\theta_e}^{\theta_s} \frac{P \sin \phi R d\phi}{R(\theta_s - \theta_e)} = \frac{P(\cos \theta_e - \cos \theta_s)}{(\theta_s - \theta_e)} \quad (IV.16)$$

IV.8. Validation expérimentale

L'objectif des essais est de déterminer par expérimentation les coefficients spécifiques de coupe et de valider notre modèle d'efforts pour les différentes conditions de coupe ainsi que d'évaluer l'influence des paramètres de coupe sur les efforts de coupe. Nous précisons la planification des essais, les moyens mis en œuvre ainsi que les conditions opératoires concourant aux résultats expérimentaux.

IV.8.1. Descriptif du système expérimental

La Figure IV. 10 présente le schéma de la configuration mise en œuvre pour cette série d'expérimentations.

IV.8.1.1. Machine-outil

Les essais présentés dans ce travail ont été réalisés sur un centre d'usinage à commande numérique 4 axes « FH45 » (voir Annexe A). Notons que, tous les essais ont été réalisés sans faire usage de lubrifiant permettant d'estimer un coefficient de frottement à l'interface « outil/copeau » sans risquer d'être influencé en fonction des conditions d'arrosage difficilement reproductibles (qualité et types de fluide, modes et conditions d'ajutage...).

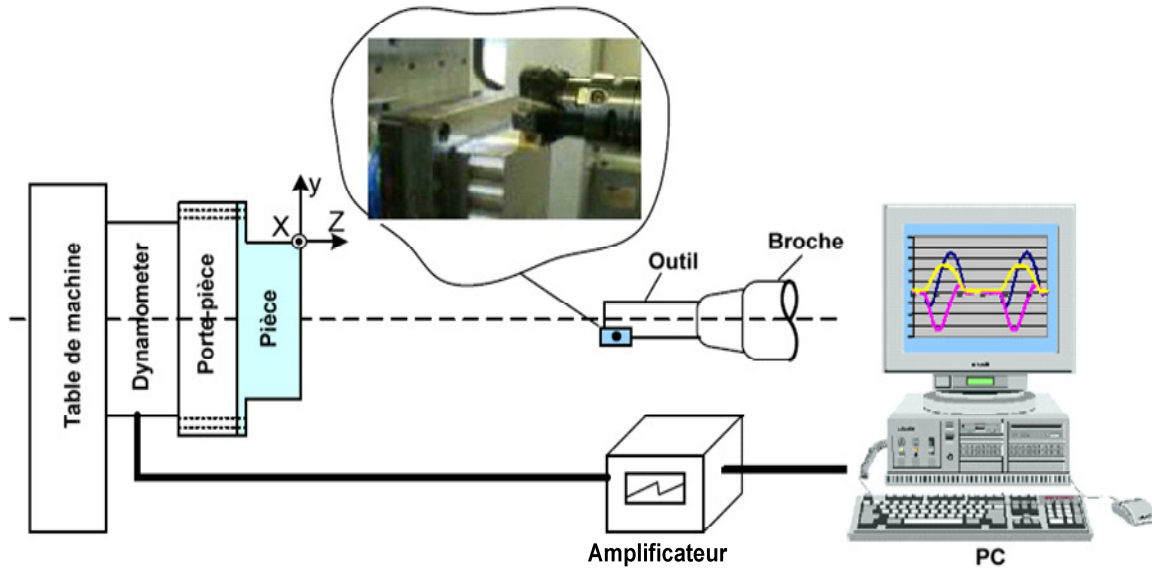


Figure IV. 10 : Configuration expérimentale.

IV.8.1.2. Matériau et géométrie des pièces usinées

Le choix du matériau s'est porté sur des nuances propres aux aciers à moules et à matrices, dont l'état de livraison correspond à une dureté comprise entre 290 et 335 HB avec un niveau de contrainte élastique situé entre 980 et 1130 MPa (voir Annexe A).

Notre première étape consiste à mettre en œuvre les formes des échantillons (Figure IV. 11) afin de pouvoir les fixer aisément et de manière rigide sur la plaque support de pièce. La pièce est fixée sur la plaque support de façon à ce que son centre soit au niveau du centre de mesure de la platine Kistler. Ce respect de positionnement permet d'équilibrer les sollicitations sur les capteurs et de stabiliser le comportement de la platine de mesure d'efforts.

Pour la première partie des essais (cas d'engagement partiel), nous avons choisi de faire des rainures dans un bloc d'acier (100x100x50). Les dimensions des rainures ne font que 10 mm de profondeur et de hauteur pour limiter les effets de flexion lors de l'opération de tréflage. La longueur usinée a été déterminée de façon à collecter une quantité pertinente de signaux d'effort (nombre de contacts « dents/matière » suffisant). D'un point de vue pratique, elles peuvent être ré-usinées par la suite. L'intérêt de telles rainures permet de s'affranchir de trajectoires spécifiques en tréflage lors de la sortie de fraise (cf. chapitre V).

Pour la deuxième partie des essais (cas d'engagement complet), nous avons choisi de faire un évidement en dessous du bloc (100x100x60) de 5 mm afin de pouvoir pénétrer dans la matière sans toucher la plaque support de pièce.

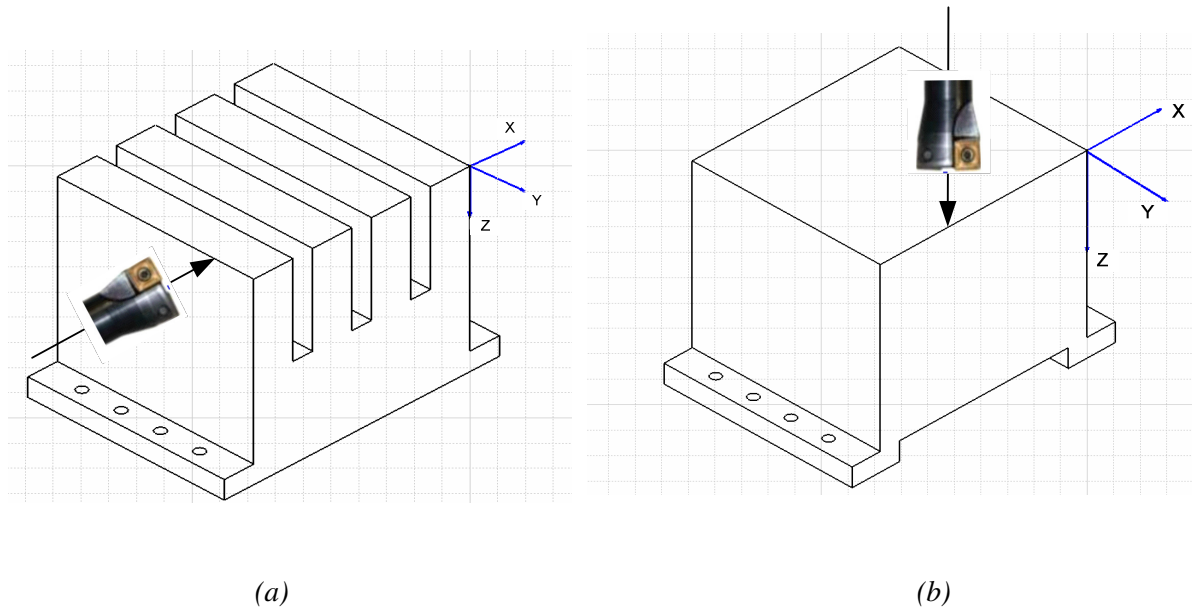


Figure IV. 11 : Géométrie des pièces destinées au tréflage dans la configuration de grignotage latéral par (a) un engagement partiel et (b) un engagement complet.

IV.8.1.3. Outil

Nous avons utilisé une fraise de diamètre 52 mm à plaquettes amovibles (*Mitsubishi, PMR 405003A22R*), dont les capacités sont d'assurer l'ébauche en tréflage (voir Annexe A). La nuance de la plaquette répond aux contraintes du matériau à usiner. L'ensemble attachement, porte plaquettes a été choisi pour limiter la déflexion de l'outil et les vibrations en cours de tréflage.

IV.8.1.4. Système de mesure d'effort

Nous utilisons une platine dynamométrique (*KISTLER 9257-B*) mesurant les trois composantes F_x , F_y et F_z (voir Annexe A). Le système de conditionnement (conditionnement proprement dit et amplificateur) spécifique Kistler (réf 5019B13) permet de traiter les signaux d'efforts. Ensuite, les signaux ainsi conditionnés sont filtrés puis convertis en signaux analogiques/numériques pour être traité sous DasyLab.

IV.8.2. Mesure des efforts de coupe

La réalisation de cette partie d'essais a pour objectif de fournir une première indication sur les actions mécaniques pour les conditions de coupe imposées. De plus, nous utilisons les résultats de ces essais pour les comparer avec les résultats de modèle théorique en variant les différentes conditions de coupe. Le Tableau IV. 1 définit les différentes conditions de coupe utilisées dans cette série d'essais pour les deux configurations de tréflage.

Tableau IV. 1: Conditions de coupe.

<i>Désignation</i>	<i>Engagement partiel</i>	<i>Engagement complet</i>
<i>Lubrification</i>	/	/
<i>Diamètre de l'outil</i>	$D = 52 \text{ mm}$	$D = 52 \text{ mm}$
<i>Nombre de dents</i>	$Z_n = 1$	$Z_n = 1$
<i>Mode de travail</i>	<i>Opposition et avalant</i>	<i>Opposition</i>
<i>Vitesse de coupe</i>	$V_c = (200 - 250 - 300 - 350)$ <i>m/min</i>	$V_c = (200 - 250 - 300 - 350)$ <i>m/min</i>
<i>Avance par dent</i>	$f_z = (0,1 - 0,15 - 0,2 - 0,3)$ <i>mm/dent</i>	$f_z = (0,05 - 0,1 - 0,2 - 0,3)$ <i>mm/dent</i>
<i>Engagement radial</i>	$a_e = (4 - 6 - 8 - 10) \text{ mm}$	$a_e = 52 \text{ mm}$
<i>Pas radial</i>	$P = (2 - 4 - 5 - 6) \text{ mm}$	$P = (1 - 2 - 3 - 4) \text{ mm}$

Nous avons réalisé les essais en respectant le tableau précédent et pour chaque essai, nous avons enregistré les signaux qui correspondent aux efforts F_x , F_y et F_z en fonction du temps. La Figure IV. 12 montre, en fonction du temps, l'évaluation des efforts F_x , F_y et F_z . Ces trois signaux ont été enregistrés au cours d'une seule acquisition.

Les signaux sont enregistrés à intervalle de temps régulier à raison d'une fréquence d'échantillonnage de l'ordre de 20KHz à partir d'un top horloge. A chaque valeur de sortie est associé un temps en secondes qui est généralement convertie afin d'exprimer les efforts en fonction de l'angle de rotation de fraise (Figure IV. 13). Cet angle est calculé en fonction du temps (t) en secondes et de la vitesse de rotation de la broche (N) en (tr/min) tel que :

$$\theta = \frac{2\pi N}{60}t + \theta(0).$$

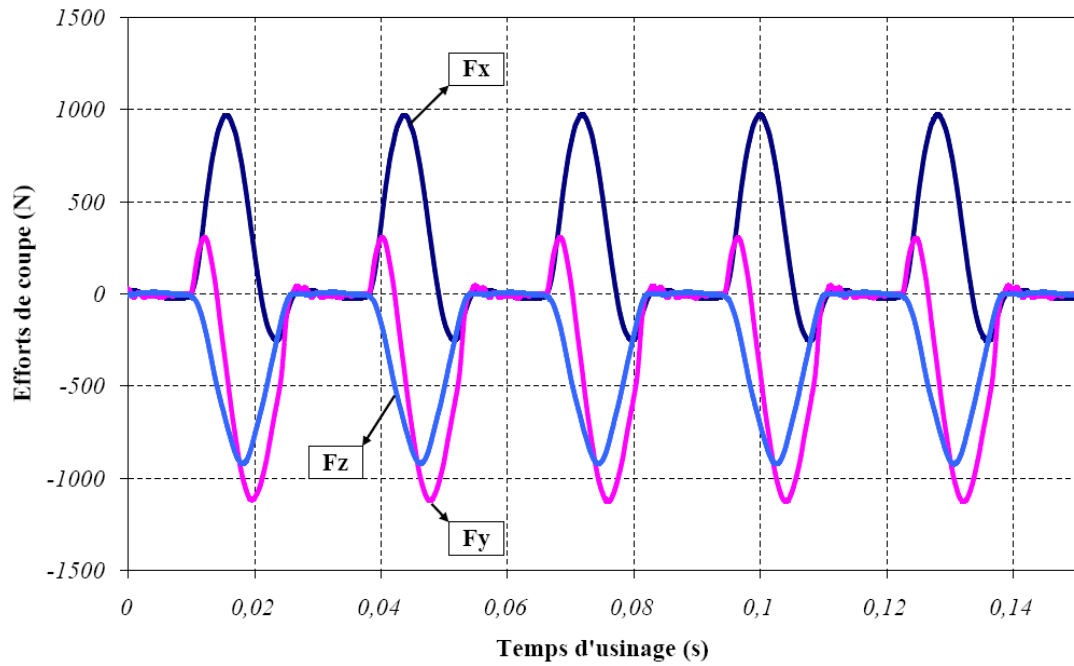


Figure IV. 12 : Evolution des efforts de coupe F_x , F_y et F_z en fonction du temps. Les conditions de coupe sont : $V_c=350$ m/min, $f_z=0,1$ mm/dent, $P=2$ mm.

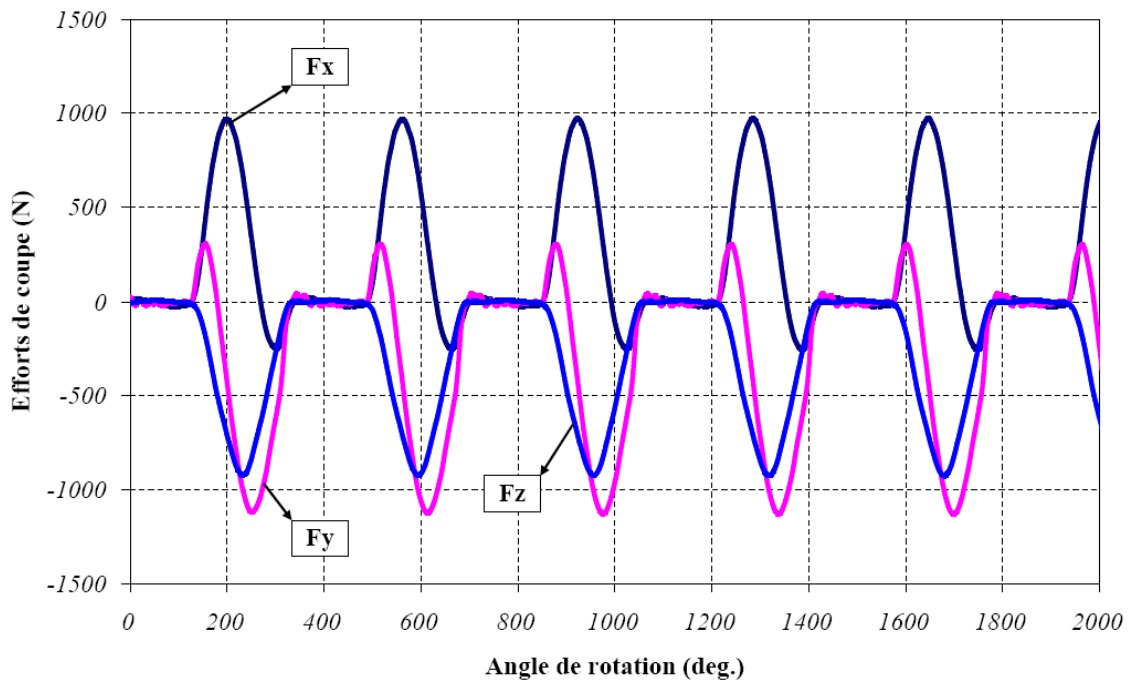


Figure IV. 13 : Evolution des efforts de coupe F_x , F_y et F_z dans la configuration de grignotage par un engagement partiel en fonction de l'angle de rotation. Les conditions de coupe sont : $V_c=350$ m/min, $f_z=0,1$ mm/dent, $P=2$ mm.

Les composantes des efforts de coupe selon X , Y et Z correspondent aux efforts issus de la table Kistler. Ils traduisent les efforts de coupe agissant dans les différentes

directions (tangentielle, radiale et axiale) au cours de la rotation de la fraise. Ces efforts de coupe sont projetés dans le repère outil à partir d'une matrice de passage (Figure IV. 14).

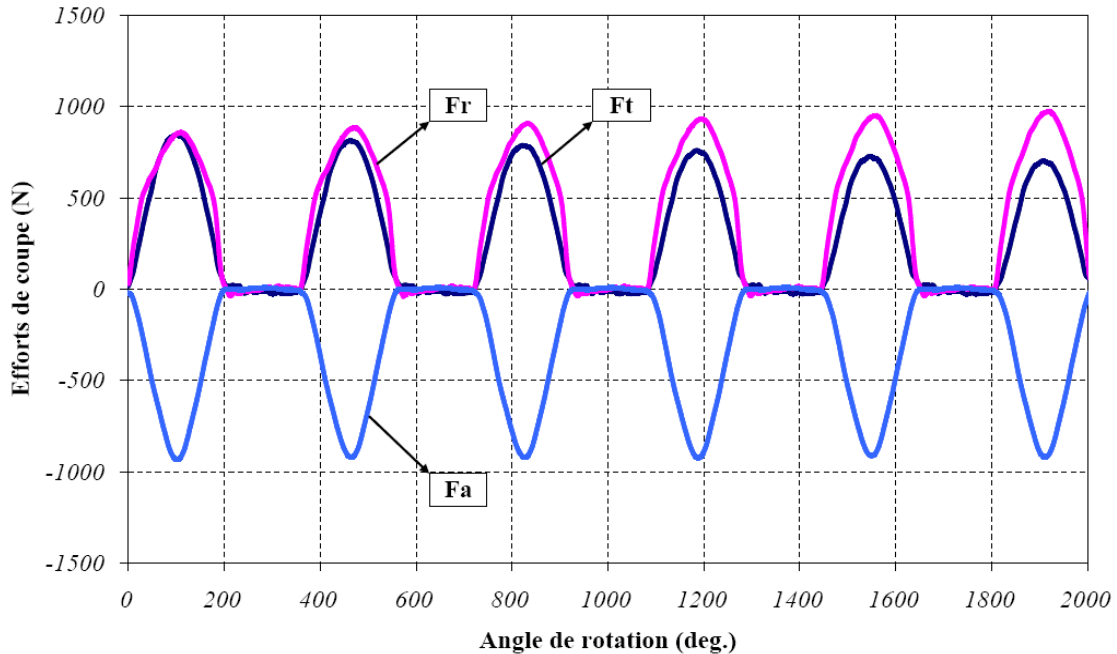


Figure IV. 14 : Efforts de coupe F_t , F_r et F_a dans la configuration de grignotage par engagement partiel en fonction de l'angle de rotation. Les conditions de coupe sont : $V_c=350$ m/min, $f_z=0,1$ mm/dent, $P=2$ mm.

On peut distinguer trois phases sur les courbes des efforts de coupe, l'entrée de l'outil dans la matière, la coupe établie et la sortie de l'outil de la matière quelque soit la configuration de tréflage en grignotage latéral partiellement ou en pleine matière. Contrairement aux idées reçues et pour les deux configurations, les efforts selon l'axe Z sont inférieurs à ceux dans le plan XY, pour les conditions de coupe données confirmant les dires des publications techniques (effort axial faible).

IV.8.3. Détermination de coefficients spécifiques

Pour déterminer ces coefficients, les expériences ont été répétées 5 fois en variant le pas radial (P) et en utilisant l'épaisseur radiale moyenne de coupe (\tilde{t}_c). Les essais ont été réalisés avec les conditions de coupe définies dans le tableau ci-après (Tableau IV. 2) et pour la configuration de grignotage par engagement partiel.

Tableau IV. 2: Conditions de coupe.

Désignation	Valeurs
Lubrification	Aucune
Diamètre de l'outil	D =52 mm
Nombre de dents	$Z_n = 1$
Vitesse de coupe	$V_c = 300$ m/min
Avance par dent	$f_z = 0,2$ mm/dent
Engagement radial	$a_e = 4$ mm
Pas radial	P = (4, 6, 8, 10) mm

Dans un premier temps, nous choisissons de déterminer l'épaisseur radiale moyenne de coupe pour chaque valeur de pas radial (P). Ensuite, à partir de la valeur calculée de l'épaisseur radiale moyenne (\tilde{t}_c), nous déterminons l'angle de rotation de la fraise correspondant à cette valeur à partir des chronogrammes d'efforts. Puis, nous cherchons les efforts de coupe correspondant à cet angle de rotation pour calculer finalement les coefficients spécifiques de coupe (K_t , K_r et K_a). Les résultats expérimentaux sont ainsi résumés par le tableau ci-après :

Tableau IV. 3: Conditions expérimentales et efforts de coupe mesurés pour identifier K_t , K_r et K_a .

P (mm)	\tilde{t}_c (mm)	F_t (N)	F_r (N)	F_a (N)	K_t (N/mm ²)	K_r	K_a
4	1,25	525	405	423	2595	0,77	0,80
6	1,97	726	463	617	2448	0,63	0,84
8	2,77	903	474	771	2170	0,52	0,85
10	3,59	867	454	695	1609	0,52	0,80

L'équation suivante montre les relations entre les coefficients spécifiques de coupe (K_t , K_r et K_a) d'une part et l'épaisseur radiale moyenne de coupe (\tilde{t}_c) d'autre part (Cf. équation VI.15).

$$\begin{aligned}
 K_t &= 2670 (\tilde{t}_c)^{-0,13} \\
 K_r &= 0,85 (\tilde{t}_c)^{0,44} \\
 K_a &= -0,78 (\tilde{t}_c)^{0,11}
 \end{aligned}
 \tag{IV.17}$$

IV.8.4. Comparaison entre le modèle théorique et expérimental

En vue de comparer notre modèle avec les résultats d'essais, nous avons simulé les composantes des efforts de coupe en tréflage pour les mêmes conditions opératoires. Les efforts de coupe simulés et expérimentaux sont calculés pour l'un et mesurés pour l'autre pour un outil à une seule dent. De nombreuses comparaisons ont été effectuées entre les résultats des essais et le modèle pour les deux configurations de grignotage en tréflage (engagement partiel et complet). La comparaison a été établie en prenant en compte des différentes valeurs d'engagement radial, d'avance par dent, de pas radial et ceci pour les deux modes de travail que sont l'opposition et l'avalant.

Chaque figure représente les efforts simulés et mesurés sur deux rotations de l'outil ayant une seule partie active. Les signaux (F_{tm} , F_{rm} et F_{am}) représentent les efforts de coupe mesurés et les signaux (F_{ts} , F_{rs} et F_{as}), représentent les efforts de coupe simulés.

Les efforts de coupe calculés et mesurés sont peu différents. L'erreur varie de moins de 1% à 11%. Les écarts les plus importants portent sur l'allure des courbes mais surtout lors des situations d'entrée et sortie en matière. Par ailleurs, les signaux mesurés après sortie de la dent oscillent quelque peu. Ce comportement est celui de la table du fait de l'amortissement structural.

La Figure IV. 15 montre les graphes des efforts expérimentaux et simulés pour les deux modes de travail (opposition et avalant). Le mode de travail a peu d'influence sur les efforts de coupe en ce qui concerne les engagements radiaux. Cependant, le tréflage en opposition est clairement plus adapté pour les grandes valeurs d'engagement dans la matière et le tréflage en avalant pour les plus faibles engagements. Ceci s'explique par une coupe plus franche en opposition lorsque le copeau est large, et un engagement favorable. Nous pouvons noter que, les efforts de coupe tangentielle et axiale sont semblables. Mais la composante radiale de coupe en opposition est plus importante que celle en avalant. Nous voyons également que pour les deux modes de travail, les valeurs maximales théoriques des efforts de coupe sont légèrement plus importantes que celles issues de l'expérimentation.

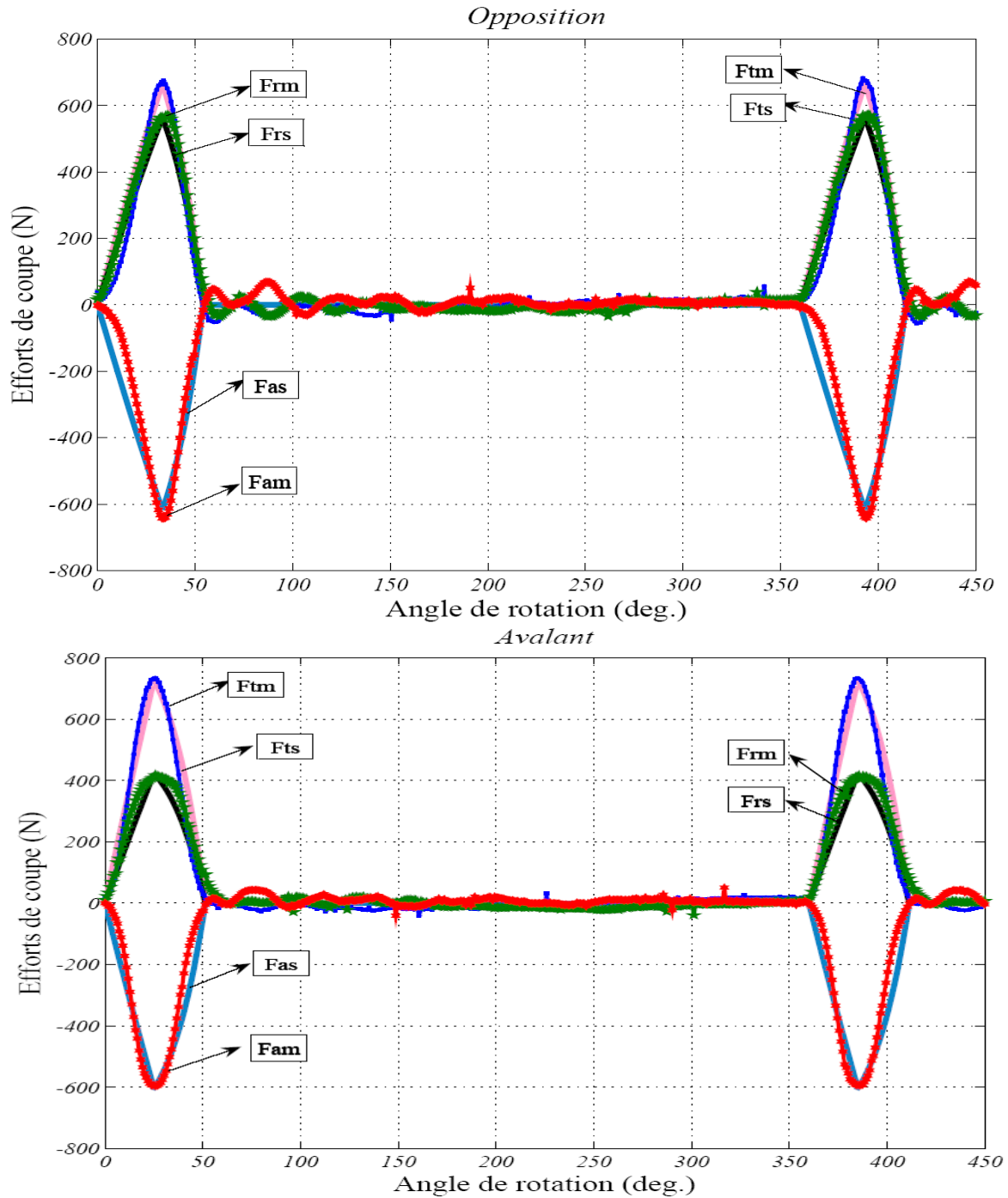


Figure IV. 15 : Efforts de coupe mesurés m et simulés s pour les deux modes de travail (opposition et avalant) dans le cas d'engagement partiel. Les conditions de coupe sont : $V_c=250$ m/min, $f_z=0,15$ mm/dent, $a_e=4$ mm, $P=6$ mm.

Figure IV. 16 et Figure IV. 17 montrent les efforts de coupe simulés et mesurés en grignotage frontal pour les deux configurations de tréflage en variant le pas radial. Nous pouvons noter que l'augmentation du pas radial (P) augmente la section de coupe et en conséquence les efforts de coupe. Pour un engagement complet, les grandes valeurs du pas radial stabilisent les efforts du fait d'une longueur de contact plus importante.

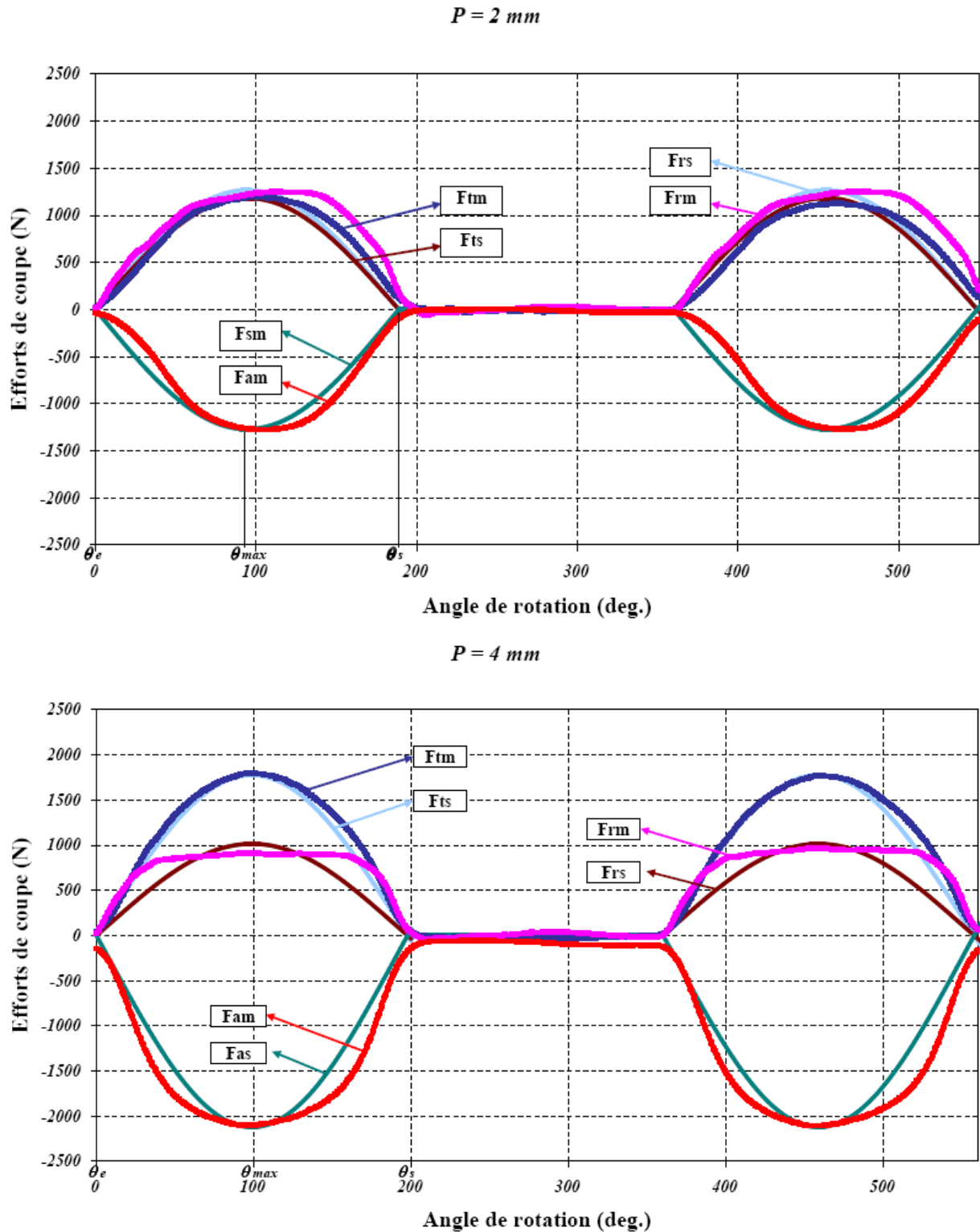


Figure IV. 16 : Efforts de coupe mesurés m et simulés s pour différents pas radial ($P = 2$ et $P = 4 \text{ mm}$) dans le cas d'un engagement complet. Les conditions de coupe sont : $V_c = 300 \text{ m/min}$, $f_z = 0,2 \text{ mm/dent}$.

Nous constatons que les efforts radiaux mesurés évoluent rapidement pour ensuite atteindre un palier d'effort maximum. Ce phénomène est observable quant aux efforts

axiaux. L'écart entre efforts radiaux simulés et mesurés est dû au non prise en compte des géométries d'outil en simulation.

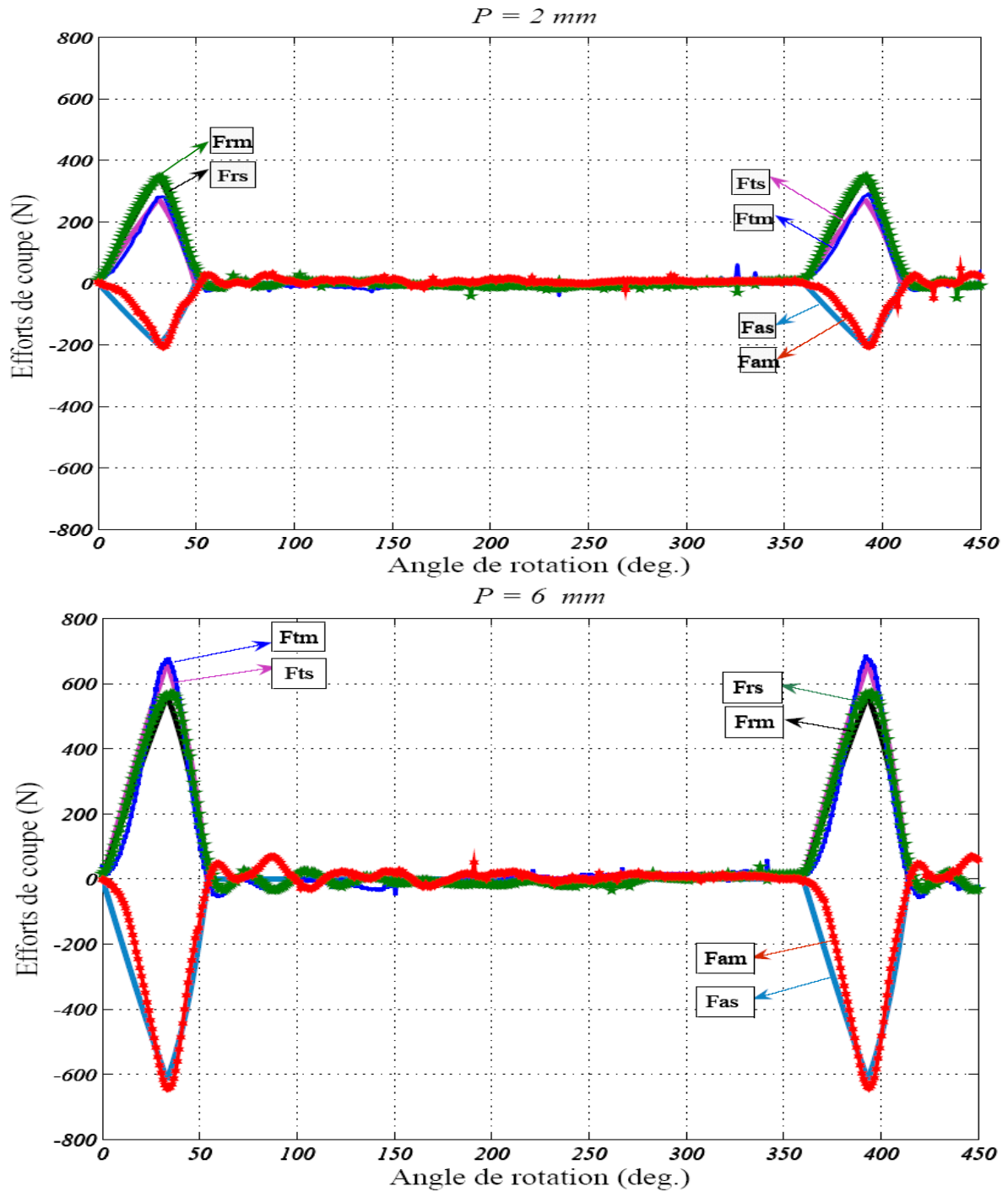


Figure IV. 17 : Efforts de coupe mesurés *m* et simulés *s* pour différents pas radial ($P = 2$ et $P = 6$ mm) dans le cas d'un engagement partiel. Les conditions de coupe sont : $V_c = 250$ m/min, $f_z = 0,15$ mm/dent, $a_e = 4$ mm.

Figure IV. 18 et Figure IV. 19 montrent les efforts de coupe simulés et mesurés en tréflage par grignotage pour les deux configurations en variant l'avance par dent.

L'augmentation de l'avance par dent entraîne l'élévation de l'épaisseur axiale de coupe (h). En conséquence, l'effort tangentiel et l'effort radial deviennent plus importants, par contre l'effort axial est quasiment stable.

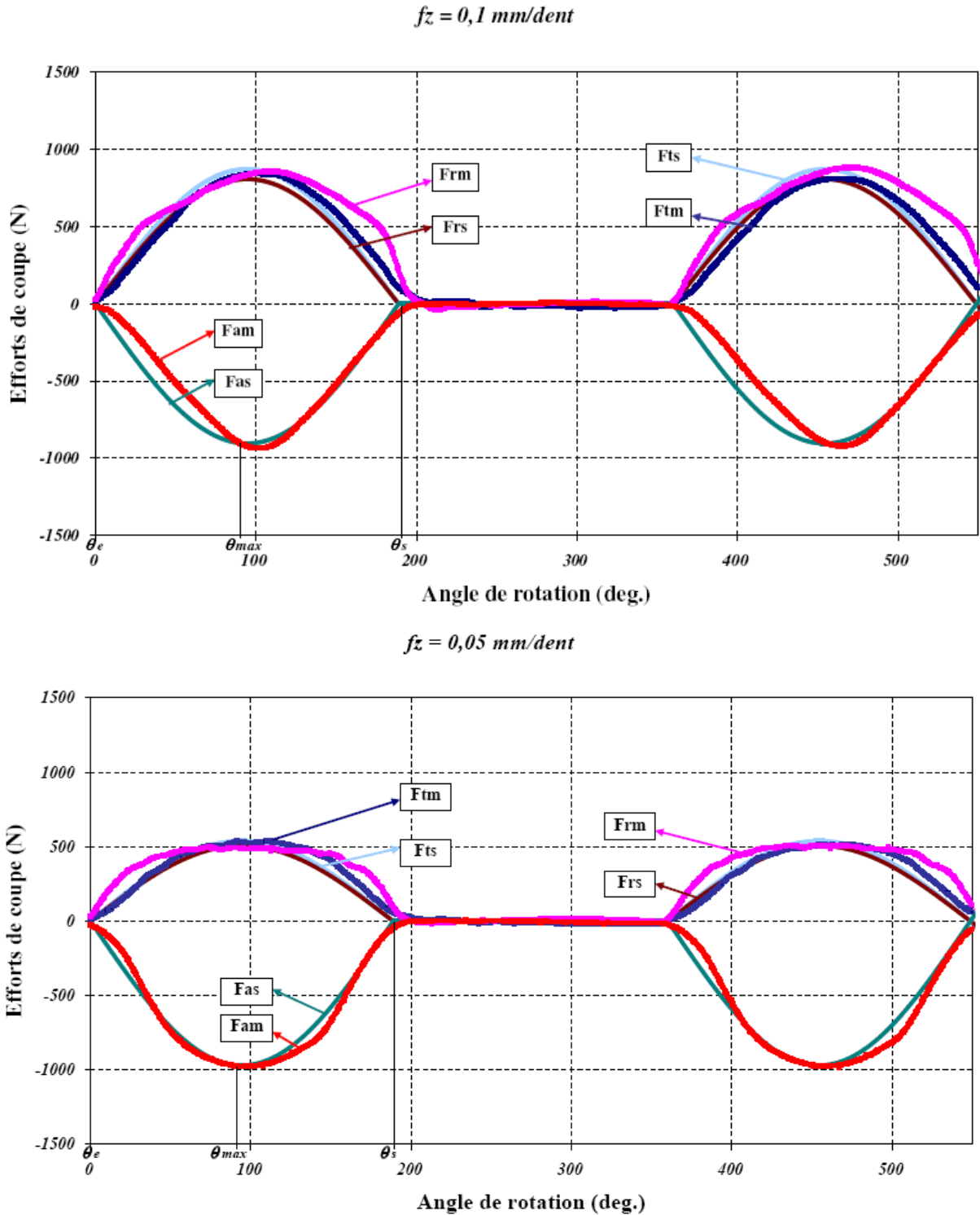


Figure IV. 18 : Efforts de coupe mesurés m et simulés s pour différentes avance par dent ($f_z=0,05$ et $f_z = 0,1 \text{ mm/dent}$) dans le cas d'un engagement complet. Les conditions de coupe sont: $V_c=350 \text{ m/min}$, $P=2 \text{ mm}$.

Les essais réalisés avec une avance inférieure à 0,05 mm/dent en engagement complet et ceux dont l'avance est inférieure à 0,1 mm/dent en engagement partiel ont tendance à présenter des signaux plus perturbés.

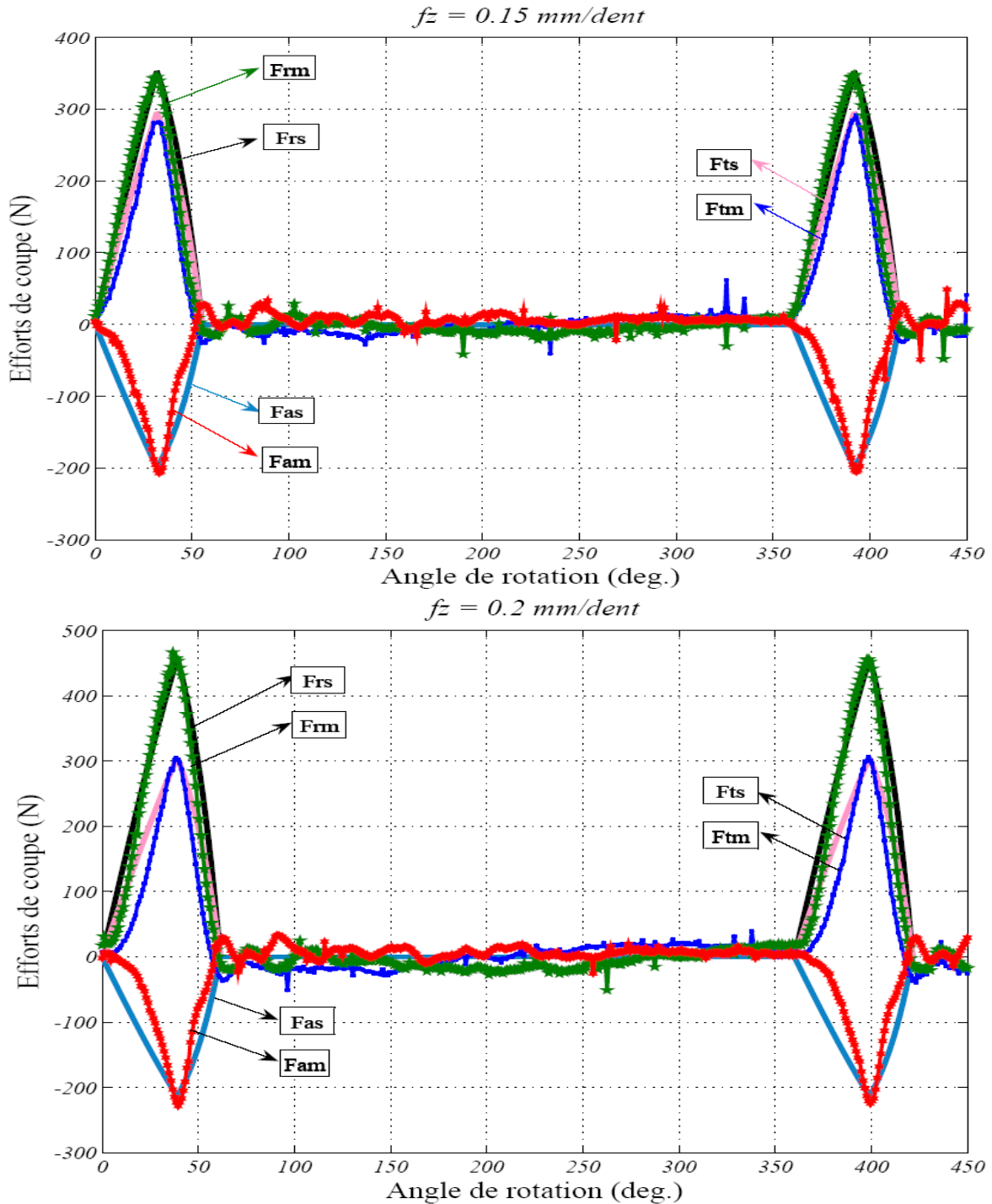


Figure IV. 19 : Efforts de coupe mesurés m et simulés s pour différentes avance par dent ($f_z=0,15$ et $f_z=0,2$ mm/dent) dans le cas d'engagement partiel. Les conditions de coupe sont : $V_c=250$ m/min, $P=2$ mm, $a_e=4$ mm.

La Figure IV. 20 présente les efforts de coupe simulés et mesurés dans le cas d'un engagement partiel pour différents engagements radiaux (l'engagement radial est constant en cas d'engagement complet). Nous pouvons en déduire que l'augmentation de l'engagement radial engendre des efforts de coupe plus importants, particulièrement les efforts axiaux.

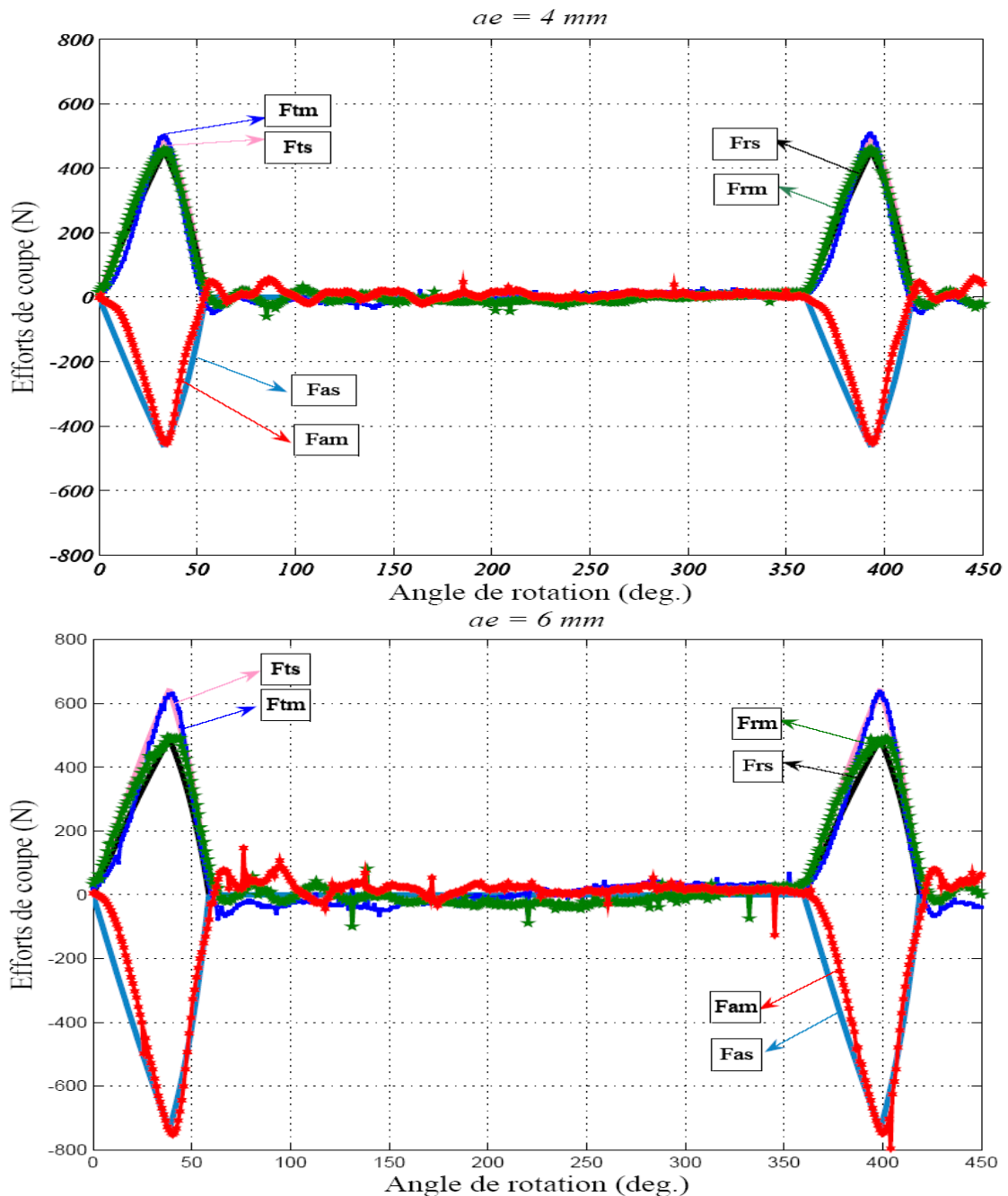


Figure IV. 20 : Efforts de coupe mesurés m et simulés s pour différents engagements radiaux ($a_e = 4$ et $a_e = 6 \text{ mm}$) dans le cas d'un engagement partiel. Les conditions de coupe sont : $V_c = 250 \text{ m/min}$, $P = 5 \text{ mm}$, $f_z = 0,1 \text{ mm/dent}$.

IV.9. Influence des paramètres de tréflage sur les efforts de coupe

Afin d'étudier l'influence des paramètres de coupe en tréflage sur les efforts de coupe, nous mettons en œuvre un plan d'expériences, permettant d'établir la relation entre les paramètres de coupe (facteurs) et les efforts F_x , F_y et F_z (réponses). Les paramètres de coupe évalués sont le pas radial, l'engagement radial, l'avance par dent et la vitesse de coupe. L'objectif principal est de trouver les paramètres les plus influents sur les efforts de coupe pour proposer des conditions opératoires conformes aux efforts minimaux. Par conséquent, il est nécessaire de comprendre le rapport entre les différents paramètres contrôlables et d'identifier les paramètres importants qui influencent la qualité du tréflage. Nous avons construit notre modèle sans interaction, de 4 facteurs à 3 niveaux dans le cas d'un engagement partiel (Tableau IV. 5) et de 3 facteurs à 3 niveaux avec un engagement complet (Tableau IV. 4). Nous avons donc choisi le plan $L3^4$ et $L3^3$ en utilisant la méthode Taguchi [Ghani, 2004].

Tableau IV. 4: Plan d'expérience facteurs et réponses (engagement complet).

N	Facteurs			Réponses		
	P (mm)	f_z (mm/dent)	V_c (m/min)	F_x (N)	F_y (N)	F_z (N)
1	1	0,05	200	212	250	203
2	2	0,1	250	955	1087	1040
3	4	0,2	300	1118	1669	1313
4	1	0,1	300	494	568	390
5	2	0,2	200	693	912	550
6	4	0,05	250	917	1171	1762
7	1	0,2	250	437	539	273
8	2	0,05	300	500	544	724
9	4	0,1	200	1406	1865	1801
Moyenne				748	956	895

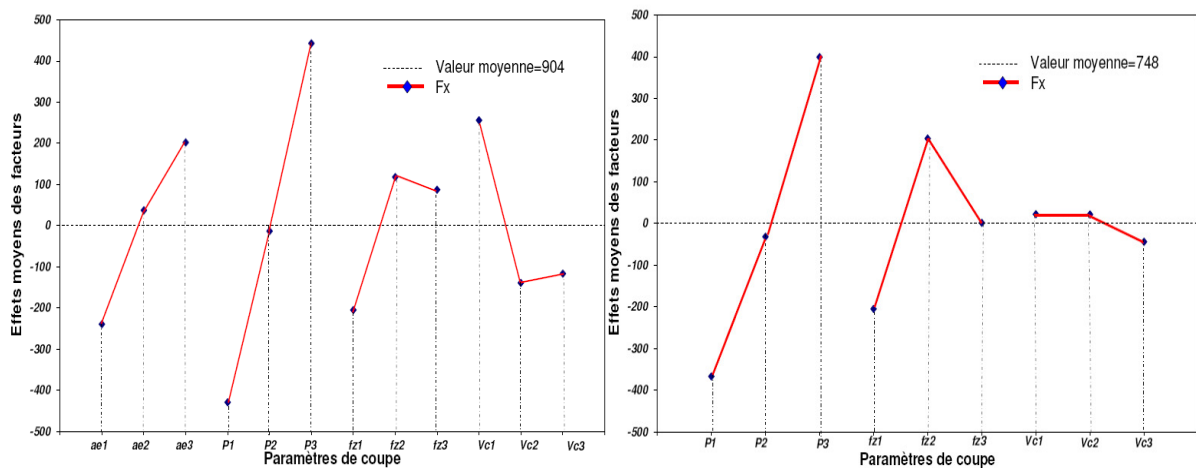
Pour présenter les effets des réponses, nous avons calculé la réponse moyenne et l'effet moyen de chaque niveau des facteurs et pour chaque réponse demandée pour les deux configurations de tréflage. La moyenne générale des mesures de l'ensemble des essais correspond au point central des réponses moyennes pour les niveaux de chaque facteur. Nous pouvons maintenant estimer les effets relatifs des facteurs en les comparants. Les graphes suivants montrent les valeurs moyennes des effets pour

chacune de nos réponses pour l'engagement partiel et complet (Figure IV. 21, Figure IV. 22 et Figure IV. 23).

Tableau IV. 5: Plan d'expérience facteurs et réponses (engagement partiel).

N	Facteurs				Réponses		
	P (mm)	a_e (mm)	f_z (mm/dent)	V_c (m/min)	F_x (N)	F_y (N)	F_z (N)
1	2	2	0,1	150	286	171	140
2	5	2	0,2	200	630	269	322
3	10	2	0,3	250	1078	414	439
4	2	4	0,2	250	513	220	216
5	5	4	0,3	150	1271	310	548
6	10	4	0,1	200	1040	287	980
7	2	6	0,2	200	625	195	317
8	5	6	0,1	250	771	205	727
9	10	6	0,2	150	1923	429	1215
<i>Moyenne</i>					904	278	545

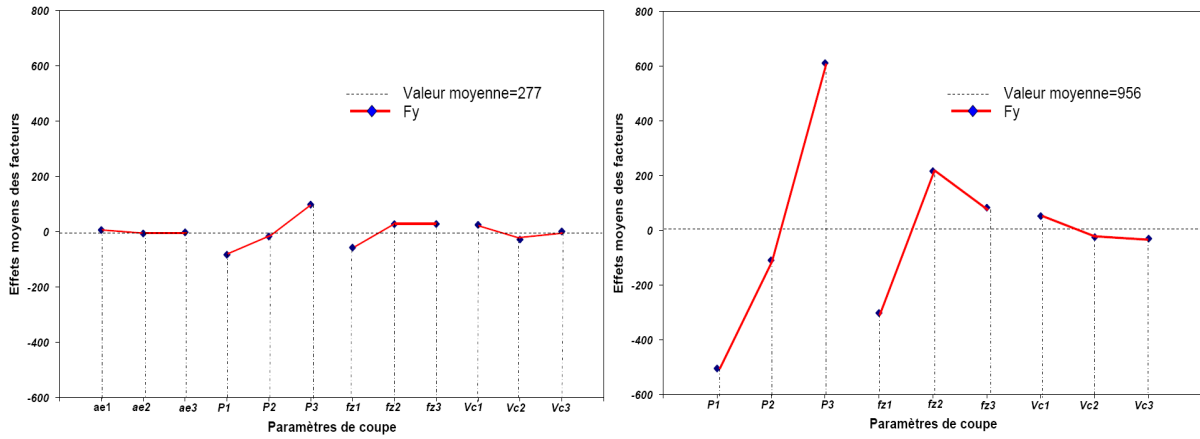
A partir des tableaux des réponses (Tableau IV. 4 et Tableau IV. 5) et des graphiques (Figure IV. 21, Figure IV. 22 et Figure IV. 23), nous remarquons que le pas radial apparaît comme ayant l'effet le plus important sur les efforts de coupe dans tous les cas d'études.



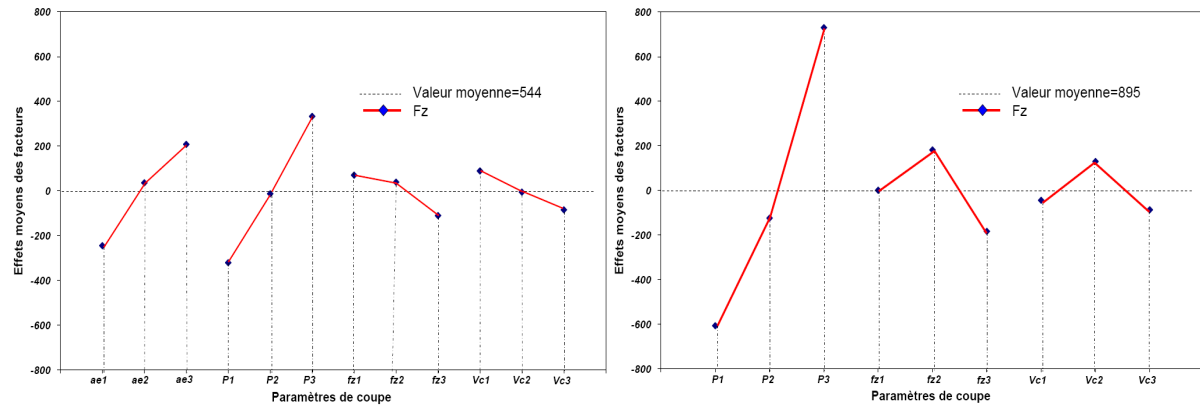
(a) Engagement partiel

(b) Engagement complet

Figure IV. 21 : Effets moyens des paramètres de coupe sur F_x .



(a) Engagement partiel (b) Engagement complet
 Figure IV. 22 : Effets moyens des paramètres de coupe sur F_y .



(a) Engagement partiel (b) Engagement complet
 Figure IV. 23 : Effets moyens des paramètres de coupe sur F_z .

Pour un engagement complet, la Figure IV. 21-b montre que le pas radial (le facteur P) a pour effet le plus significatif alors que l'impact de la vitesse de coupe est insignifiant sur l'effort (F_x). Le pas radial le plus bas (P_1) semble être le meilleur choix pour obtenir la valeur d'efforts de coupe le plus faible. Par conséquent, la combinaison optimale dans la plage de valeurs examinées pour réduire les efforts de coupe est (P_1 , f_{z1} , V_{c3}). Nous avons les mêmes tendances concernant l'effort (F_y) (Figure IV. 22-b). Par contre, pour l'effort (F_z) (Figure IV. 23-b), la combinaison optimale est associée aux niveaux des paramètres suivants (P_1 , f_{z3} , V_{c3}).

Pour un engagement partiel (Figure IV. 21-a), le pas radial (le facteur P) est aussi le plus influent, suivi de la vitesse de coupe, de l'engagement radial et pour finir de l'avance par dent. Par conséquent, la combinaison optimale dans la plage de valeurs

examinées pour des forces de coupe (F_x) minimales est $(P_1, a_{e1}, f_{z1}, V_{c2})$. De la même manière, la combinaison optimale pour (F_y) est $(P_1, a_{e3}, f_{z1}, V_{c2})$. Par contre, on constate que l'engagement radial est un paramètre insignifiant dans ce cas (Figure IV. 22-a). Pour (F_z) (Figure IV. 23-a), la meilleure combinaison est $(P_1, a_{e1}, f_{z3}, V_{c3})$.

IV.10. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons développé et présenté un modèle mécanistique pour la prédiction des efforts de coupe en tréflage. Ce modèle d'efforts est basé sur la définition de la géométrie et la trajectoire d'outil, la section de coupe pour des géométries de coupe intégrant les modes d'usinage (opposition et avalant). Dans cette modélisation, nous avons pris en compte le tréflage par grignotage latéral pour deux configurations d'engagements existants (engagement partiel et engagement complet de l'outil dans la matière). Ses deux configurations correspondent à la majorité des opérations qui peuvent être réalisées par le tréflage.

Ensuite, les coefficients spécifiques de coupe indispensables pour la détermination des efforts de coupe, ont été identifiés expérimentalement par un plan d'essais. Le modèle proposé est alors vérifié en comparant les efforts de coupe estimés aux valeurs expérimentales. Nos résultats de simulation montrent une concordance entre les efforts de coupe expérimentaux et simulés, pour différentes conditions de coupe (engagement radial, vitesse d'avance, avance par dent, pas radial et mode de travail). L'écart entre les simulations et les mesures d'efforts n'excède pas 11%. Toutefois, nous pouvons remarquer que ces écarts entre les données expérimentales et simulées sont dues aux hypothèses du modèle (rigidité infinie des attachements porte plaquettes, des géométries de copeau théorique...) au regard du comportement du système de mesure (amortissement structurel par exemple).

Enfin, nous avons étudié dans ce chapitre l'influence des paramètres de coupe en tréflage (engagement radial, pas radial, avance par dent et vitesse de coupe) sur les efforts de coupe par la mise ne place d'un plan d'expérience simple. Ainsi, nous faisons le constat que le pas radial apparaît comme étant le plus influent sur les efforts de coupe pour les deux configurations de tréflage par grignotage.

Ce modèle de simulation des efforts de coupe est un modèle qui tient compte d'un certain nombre de paramètres, par exemple l'espacement non régulier des parties actives de coupe ou le nombre de parties actives en contact avec la matière, des géométries de coupe. Par contre ce modèle ne tient pas compte par exemple de la géométrie d'arête (rayon d'arête ou de bec), mais ces informations peuvent être introduites par la suite.

Son inconvénient majeur réside dans la détermination des coefficients spécifiques. Cependant les modèles fondés sur les lois de comportement ont les mêmes inconvénients, il est nécessaire de caractériser ledit matériau et les lois de frottement. Toutefois, dans une première approximation, ce modèle est tout à fait acceptable car les temps de simulation sont rapides (quelques secondes) et la détermination expérimentale des coefficients peut être rationalisée par des essais codifiés (moins d'une journée).

Chapitre V

Maîtrise de l'opération de tréflage

V. Maîtrise de l'opération de tréflage

V.1. Introduction

Dans ce chapitre, nous proposons dans un premier temps d'identifier et de définir les trajectoires en tréflage puis les différentes stratégies d'usinage disponibles. En second lieu, il convient d'analyser les performances et les limites de l'opération de tréflage en la comparant au fraisage conventionnel (de la trajectoire, les stratégies d'usinage, le débit de copeau, le temps d'usinage).

Ensuite, nous évaluerons les défauts géométriques générés lors d'une plongée en tréflage. Nous définirons le critère de hauteur de crête pour caractériser les surfaces usinées.

V.2. Trajectoires et stratégies d'usinage

V.2.1. Trajectoires d'usinage

La trajectoire d'usinage définit l'ensemble des trajets d'outil pour une action d'usinage. Nous concernant, la trajectoire en tréflage par grignotage latéral partiel ou complet correspond à la plongée de la fraise dans la matière. De manière générale, un trajet d'usinage suit une actinomie de type « Approcher - Usiner - Dégager ». Les actions d'approcher et de dégager correspondent à des trajectoires hors matière linéaires ou non. L'action d'usiner comporte une garde d'engagement, la coupe proprement dite et une garde de dégagement (Figure V. 1).

L'approche est un mouvement de l'outil en vitesse rapide dans l'espace. Les contraintes essentielles à ce mouvement sont principalement d'éviter les collisions « outil/pièce » ou encore « outil/porte-pièce ».

Le dégagement est un mouvement spécifique respectant les mêmes principes que l'approche. En tréflage, le dégagement de l'outil en fin de plongée est défini par trois alternatives (Figure V. 1), (i) un dégagement de l'outil selon l'axe Z (Figure V. 1-a), (ii) un dégagement de l'outil de manière incliné à l'axe Z (Figure V. 1-b) et (iii) un dégagement de l'outil à l'aide de deux demi-cercles (Figure V. 1-c).

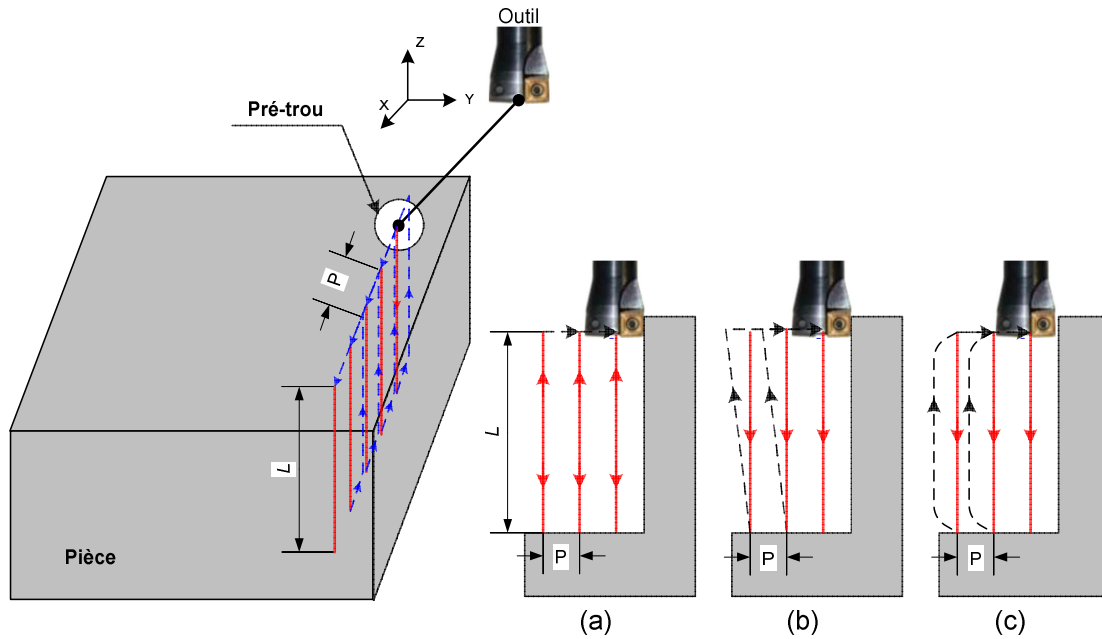


Figure V. 1 : Trajectoires d'usinage.

Par expérimentation, nous avons constaté que le dégagement selon l'axe Z (Figure V. 1-a) demande des performances spécifiques à la machine-outil (arrêt du mouvement d'avance en fond de plongée et changement de direction) et à l'outil (résistance au choc). Le dégagement incliné (Figure V. 1-b) et celui en demi-cercles (Figure V. 1-c) permettent une remontée d'outil sans contact avec la surface précédemment générée. Néanmoins, quelques soient les modes de dégagement, la commande de la machine outil doit répondre à des critères de performance en matière d'accélération et décélération voire de jerk. Les trajets d'outil lors du dégagement les plus adaptés sont les dégagements inclinés de quelques degrés ou celui en arc de cercle. Ces dégagements se programment simplement.

V.2.2. Stratégies d'usinage

Une stratégie d'usinage est associée à la réalisation d'une entité. Elle consiste à proposer à partir des trajectoires d'usinage les chemins (trajectoires successives) suivis par l'outil pour usiner partiellement ou entièrement le volume de matière. Les principaux objectifs qu'une stratégie d'usinage efficace sont le respect des conditions d'usinage, de la qualité de surface et la productivité (débit du copeau et minimisation du temps d'usinage). En tréflage, le choix d'une stratégie d'usinage tient compte du type d'outil utilisé, la variation d'engagement, du pas radial et des contraintes technologiques

(interférences, discontinuité, accessibilité, visibilité...) [Duc, 1998], [Boujelbene, 2002] et [Risacher, 1997].

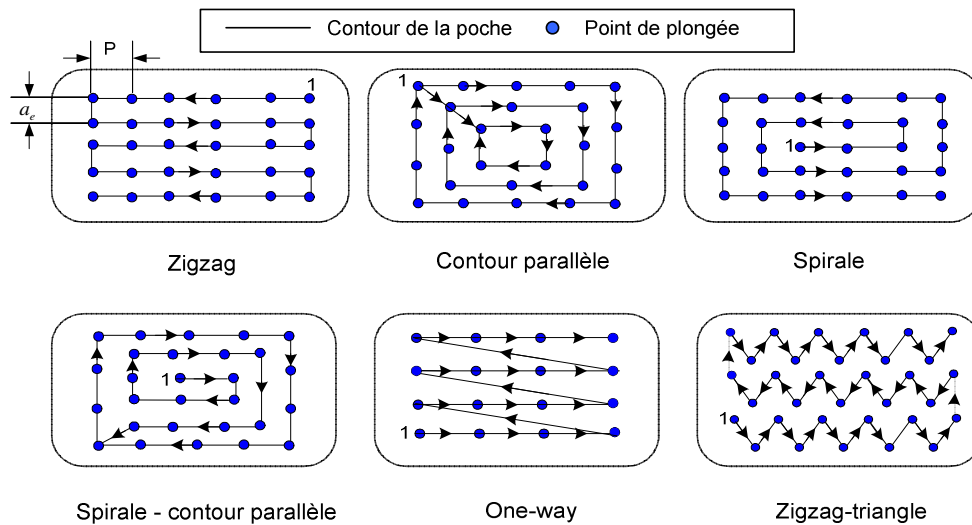


Figure V. 2 : Exemples de stratégies de tréflage.

Prenons un exemple d'entité simple à usiner comme une poche ou une cavité par une opération de tréflage, nous proposons plusieurs stratégies. La Figure V. 2 résume les stratégies d'usinage simples, adaptées et conçues spécialement pour le tréflage en ébauche.

Les stratégies de tréflage en 2,5 dimensions sont :

- De type « zigzag » où le déplacement de l'outil suit une direction de forme rectangulaire parallèle à la surface usinée. Les trajectoires sont construites de manière élémentaire à partir de segments de droites parallèles entre elles et dont les extrémités sont obtenues à partir des contours de la poche.
- De type « contour parallèle » où la direction de déplacement de l'outil correspond à des contours parallèles homothétiques au contour de la poche. On utilise les contours de la poche pour construire des trajectoires décalées les unes à l'intérieur des autres. Ces morceaux de trajectoires sont ensuite reliés entre elles par des trajectoires d'entrée en matière.
- De type « spirale » où la direction de déplacement de l'outil correspond à une opération d'usinage homothétique au contour de la poche. L'outil peut parcourir la poche de l'intérieur à l'extérieur ou inversement.

- De type « spirale - contour parallèle » où la direction de déplacement de l'outil correspond au type « spirale » d'une partie en suivant un « contour parallèle ».
- De type « *One-way* » où le déplacement de l'outil suit une seule direction parallèle à la surface usinée.
- De type « zigzag - triangle » où le déplacement de l'outil suit une direction de forme triangulaire imposée.

Notons que, le tréflage en pleine matière constitue une contrainte importante dans le cas d'usinage d'une poche. Donc, dans le cas de tréflage par un outil n'ayant pas de coupe au centre, un pré-trou doit être réalisé avant de tréfler.

Ainsi, ces stratégies de tréflage sont adaptées pour usiner une poche simple mais par extension ces stratégies sont applicables aux rainurages par exemples. En général, nous pouvons utiliser l'opération de tréflage pour usiner des surfaces verticales et inclinées. Les stratégies utilisées pour usiner les surfaces verticales sont des stratégies de plongée verticale basée sur une succession de trajectoires verticales suivant l'axe de la broche Z en vue de réaliser des opérations de surfacage, de rainurage et de cavité profonde (Figure V. 3).

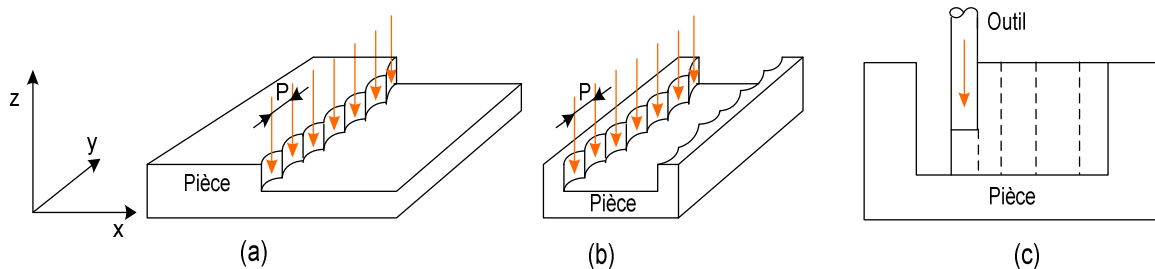


Figure V. 3 : (a) Surfçage, (b) Rainurage, (c) Cavité profonde.

La stratégie utilisée pour réaliser les surfaces inclinées est une stratégie de plongée en escalier basée sur une succession de trajectoires verticales suivant Z (axe broche) en vue de réaliser des opérations d'ébauche de parois inclinées (Figure V. 4).

L'ensembles de ces stratégies sont basées sur les paramètres de géométrie de coupe comme le pas radial P et engagement radial a_e . Or, ces outils doivent permettre des pénétrations axiales.

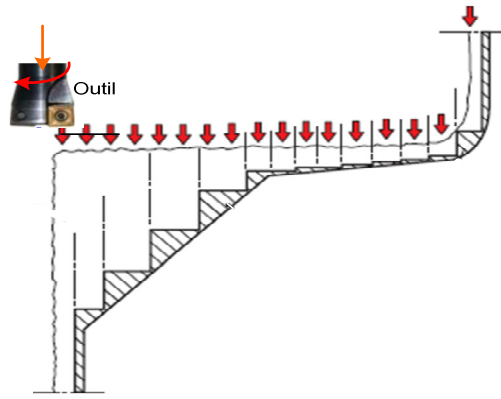


Figure V. 4 : Plongés en escalier.

V.3. Productivité en tréflage

L'opération de tréflage autorise un grand taux d'enlèvement de matière en ébauche, tout en ménageant les broches de machine-outil selon [Guérin, 2004]. En conséquence, les facteurs de performance représentatifs de la productivité correspondent alors au débit de copeau et le temps d'usinage.

V.3.1. Débit instantané de copeau

Le débit instantané de copeau est déterminé pour trois configurations de tréflage l'épaulement, le rainurage et l'élargissement d'un trou (Figure V. 5). Ces trois configurations représentent toutes les plongées d'une fraise dans la matière.

En tréflage d'ébauche, les conditions opératoires choisies doivent conduire au débit instantané de copeau maximal pour le domaine d'emploi de l'outil. Le débit instantané de copeau est déterminé par la géométrie de coupe et fortement influencé par le rapport entre le pas radial et l'engagement radial. En général, le débit instantané de copeau est obtenu en multipliant la section de coupe (A_D) par la vitesse d'avance (V_f), soit :

$$Q = A_D V_f \quad (\text{mm}^3 / \text{min}).$$

La vitesse d'avance est un paramètre imposé par les conditions opératoires définies par la méthode du COM [NF E, 1994]. En ce qui nous concerne, seule la section de coupe reste à déterminer pour les trois configurations.

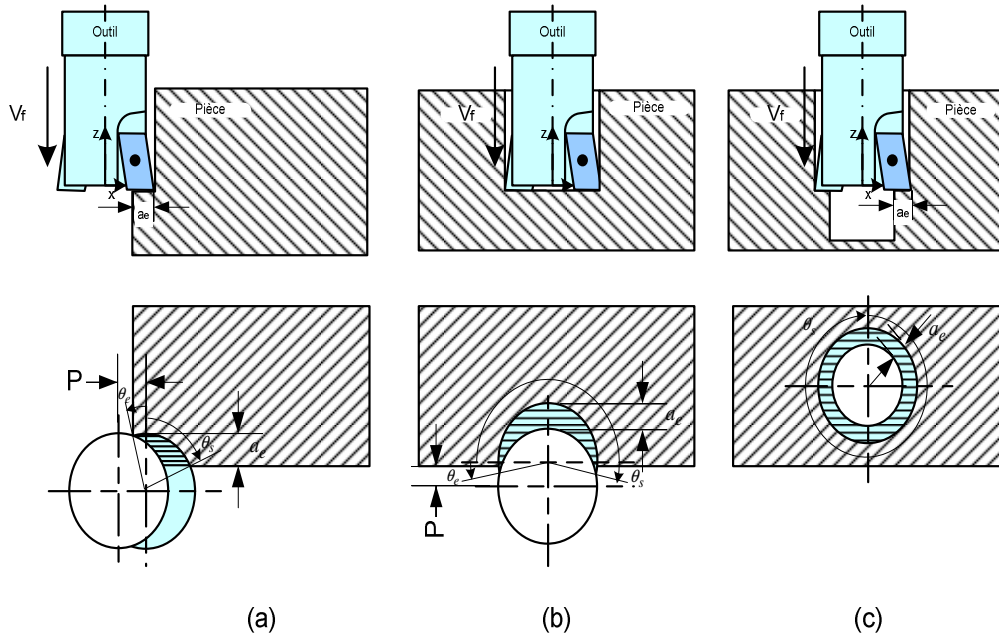


Figure V. 5 : Configurations de plongée en tréflage : (a) épaulement, (b) rainurage, (c) élargissement d'un trou.

V.3.1.1. Débit instantané de copeau : application au tréflage d'un épaulement

La géométrie de coupe permet de déterminer la section de copeau enlevée par une dent de la fraise. Dans cette configuration, nous différencions la première plongée de la fraise dans la matière (Figure V. 6-a) et les plongées suivantes (Figure V. 6-b).

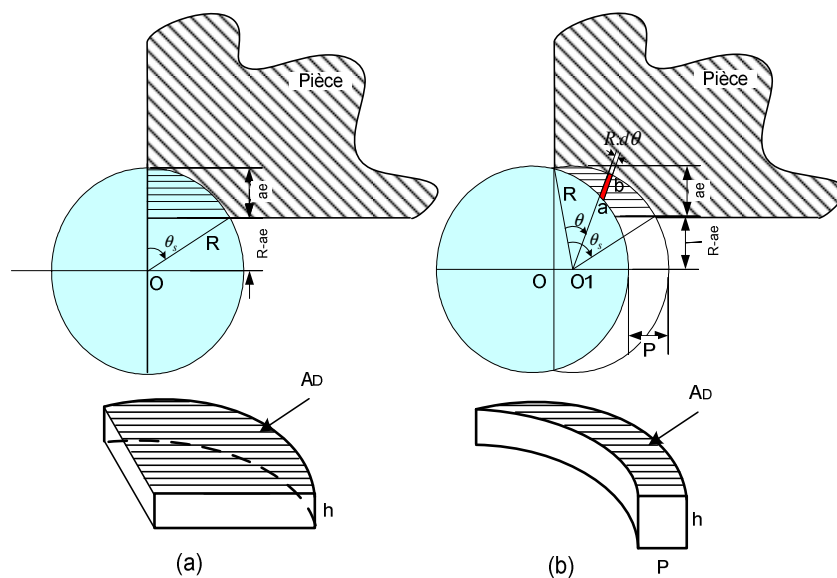


Figure V. 6 : Débit instantané du copeau en cas d'épaulement : (a) première plongée, (b) plongées suivantes.

Cas de la première plongée :

La section de coupe dans cette configuration, soit une portion de cercle est définie par la zone de contact outil-matière (Figure V. 6-a). Elle est donnée par l'équation suivante :

$$A_D = \frac{\pi R^2 \theta_s}{180} - R \sin \theta_s (R - a_e) \quad (V.1)$$

Où a_e est l'engagement radial, θ_s (en degré) est l'angle de sortie et R est le rayon de la fraise.

Cas des plongées suivantes :

La section de coupe dans cette configuration, soit une portion de lunule (Figure V. 6-b), est calculée en tenant compte du précédent passage de la fraise dans la matière et en fonction de l'angle de rotation de la fraise ainsi que des angles d'entrée (θ_e) et de sortie (θ_s). Pour calculer la section de coupe, nous avons calculé dans un premier temps la distance entre les trajectoires précédentes et actuelles ($t_c = ab$) par la relation suivante (cf. chapitre IV) :

$$t_c = P \sin \theta \quad (V.2)$$

Donc, la section de coupe dans cette configuration est donnée par l'équation suivante :

$$A_D = \int_{\theta_e}^{\theta_s} RP \sin \theta d\theta \Rightarrow A_D = RP(\cos \theta_e - \cos \theta_s) \quad (V.3)$$

Où les angles d'entrée et de sortie sont donnés par :

$$\theta_e = 0, \quad \theta_s = \frac{\pi}{2} + \theta_r - \theta_z \quad (V.4)$$

Cas de la dernière plongée :

Ce cas n'a pas été traité. Cependant la section de coupe correspond à une configuration géométrique de même type que celle de la première plongée.

V.3.1.2. Débit instantané de copeau : application au tréflage d'une rainure

Comme précédemment, nous considérons deux configurations de plongée.

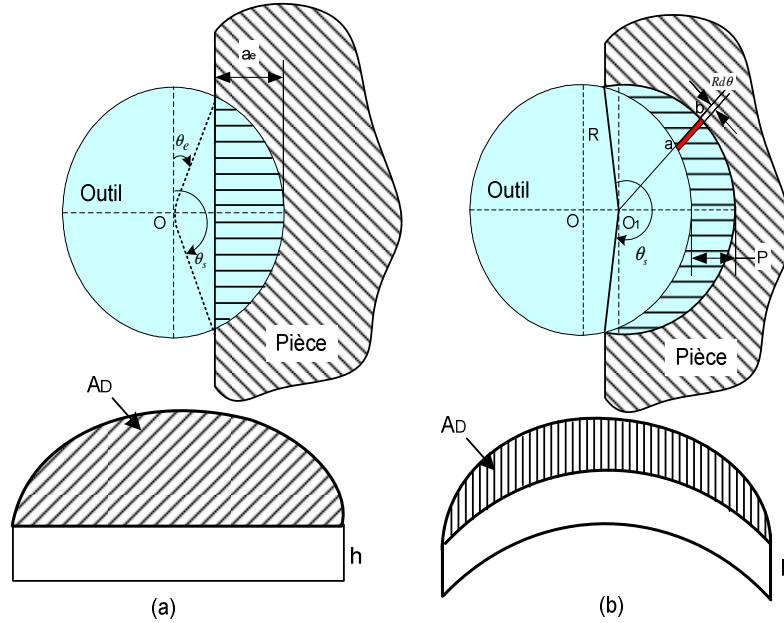


Figure V. 7 : Débit instantané de copeau en cas de rainurage : (a) première plongée, (b) les plongées suivantes.

Cas de la première plongée :

La section de coupe mesurée dans le plan perpendiculaire à l'avance est donnée en fonction de rayon de la fraise et de l'engagement radial ainsi que des angles d'entrée (θ_e) et de sortie (θ_s) par la relation suivante (Figure V. 7-a) :

$$A_D = \frac{\pi R^2 (\theta_s - \theta_e)}{360} - R \cos \theta_e (R - a_e) \quad (\text{V.5})$$

D'où :

$$\theta_e = \sin^{-1} \left(\frac{R - a_e}{R} \right), \quad \theta_s = \pi - \theta_e \quad (\text{V.6})$$

Cas des plongées suivantes :

La section de coupe dans cette configuration, soit une lunule (Figure V. 7-b), est calculée dans le plan perpendiculaire à l'avance en tenant compte du précédent passage de la fraise dans la matière et en fonction de l'angle de rotation de la fraise ainsi que des

angles d'entrée (θ_e) et de sortie (θ_s). Pour calculer la section de coupe, nous avons déterminé dans un premier temps la distance entre les trajectoires précédentes et actuelles ($t_c = ab$) par la relation suivante (chapitre IV) :

$$t_c = P \sin \theta \quad (V.7)$$

La section de coupe dans cette configuration est donnée par l'équation suivante :

$$A_D = \int_{\theta_e}^{\theta_s} RP \sin \theta d\theta \Rightarrow A_D = RP(\cos \theta_e - \cos \theta_s) \quad (V.8)$$

Où les angles d'entrée et de sortie sont donnés par :

$$\theta_e = -\theta_r, \quad \theta_s = \pi + \theta_r \quad (V.9)$$

Cas de la dernière plongée :

La section de coupe de la dernière plongée correspond à une lunule tronquée par l'enveloppe de la pièce.

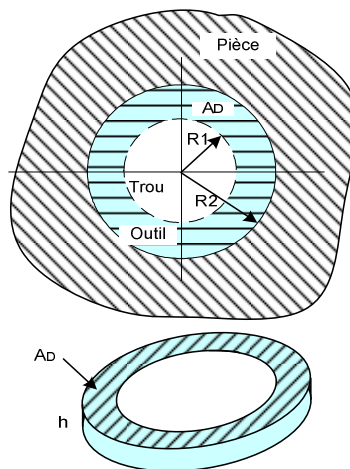


Figure V. 8 : Débit instantané de copeau dans le cas d'un élargissement d'un trou.

V.3.1.3. Débit instantané de copeau : application au tréflage pour élargir un trou

La section de coupe (A_D) est calculée dans le plan perpendiculaire à l'avance, telle que A_D correspond à la zone hachurée qui est équivalente à la différence entre l'aire de deux cercles (R_1 et R_2) (Figure V. 8).

$$A_D = \pi(R_1^2 - R_2^2) \quad (V.10)$$

Où R_1 est le rayon du trou qui est réalisé par le foret, avec R_2 est le rayon du trou après le tréflage.

V.3.2. Temps d'usinage

V.3.2.1. Principe

Le temps de cycle d'usinage peut être déterminé par la relation suivante :

$$T_c = \Sigma (\text{Temps manuels, de changement d'outil, de déplacements en vitesse rapide}) + \Sigma (\text{Temps approche, usinage, dégagement}) + \Sigma (\text{Temps répartis de remplacement des outils}).$$

Dans notre étude, nous nous intéressons à calculer le temps d'usinage en vue de déterminer les performances économiques de tréflage [Feng, 2000], [Bouaziz, 2004]. Le temps d'usinage est défini par un ensemble de contraintes (Figure V. 9) à la fois géométriques (dimensions de la pièce et de l'outil), cinématiques (conditions opératoires) et technologiques (stratégie d'usinage).

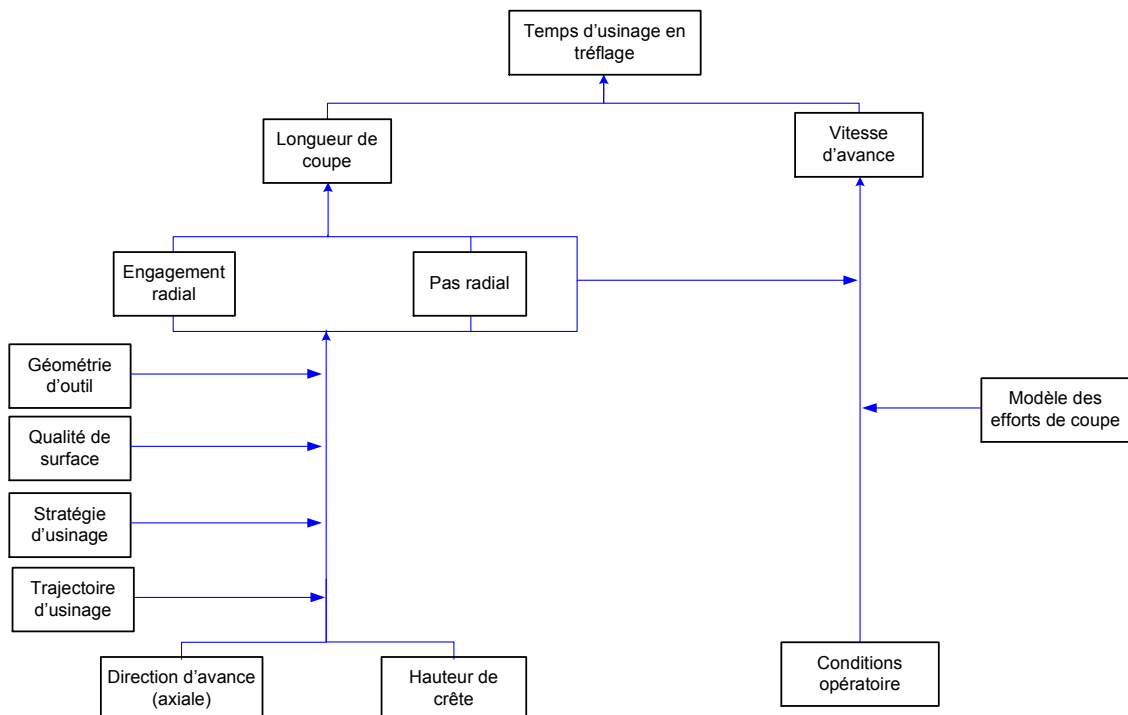


Figure V. 9 : Procédures de calcul du temps d'usinage.

Les facteurs prépondérants pour calculer le temps d'usinage sont la vitesse d'avance et la longueur de coupe dans une première approche. La vitesse d'avance est un paramètre imposé par les conditions opératoires (vitesse de coupe et avance). Pour ce qui nous concerne, il est donc nécessaire de déterminer la longueur de coupe.

V.3.2.2. Temps d'usinage en tréflage

Données

Notre étude porte sur la détermination d'une entité d'usinage de type poche simple (Figure V. 10). Pour ce faire, nous proposons dans ce paragraphe la détermination des trajectoires d'outils pour chaque étape d'usinage. La stratégie d'usinage (contrainte technologique) est de type zigzag en ébauche sans contraintes géométriques de raccordement des cotés de la poche.

Le temps total d'usinage (T_u) correspond à l'usinage de cette poche. Il est constitué de l'ensemble de temps de coupe en ébauche (t_u), des temps de reprise des coins (t_r) et des temps de mouvement d'outil hors matière (t_h). Le temps total d'usinage (T_u) s'écrit comme suit :

$$T_u = t_u + t_r + t_h \quad (\text{V.11})$$

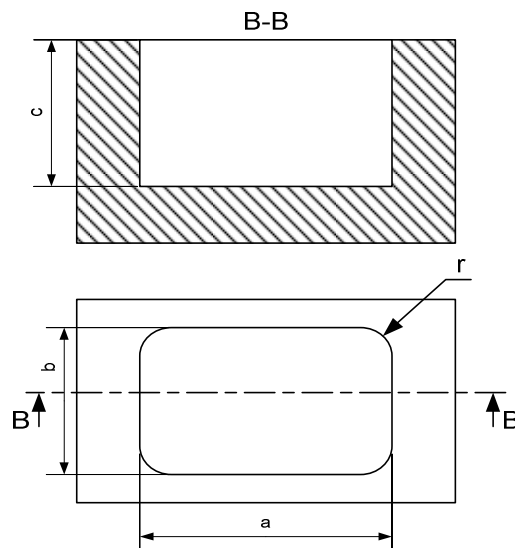


Figure V. 10 : Définition d'une poche simple avec raccordements.

En général, le temps de reprise est le temps nécessaire pour enlever la matière qui reste après l'usinage (Figure V. 11). Les causes principales de cette activité correspondent aux interférences qui sont dues aux formes de la cavité ou au diamètre de l'outil utilisé [Bouaziz, 2004].

La condition de reprise ou de non reprise correspond à la relation entre le rayon d'outil (R) et les rayons de raccordement des coins de la pièce (r). Il y a reprise dans la condition : $R > r$. Comme nous nous plaçons en ébauche, nous pouvons négliger cette contrainte. Nous pouvons dire que le temps total d'usinage est composé par le temps de coupe (t_u) et le temps de mouvement d'outil hors matière (t_h).

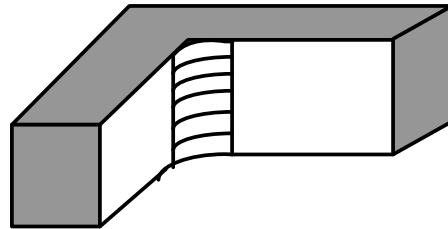


Figure V. 11 : Interférence de la cavité.

Formulation

La première étape du processus consiste à définir le volume de matière. Par conséquent, on définit la fonction $L_e(a, b, c, R, P, a_e, d_s)$ qui représente la longueur de coupe en cycle d'ébauche. Donc, la longueur de coupe en ébauche se présente comme :

$$L_e = \sum_{m=1}^n (c + d_s) \quad ; \quad n = \left(\frac{a}{P} \times \frac{b}{a_e} \right) \quad (\text{V.12})$$

Le temps de coupe pour ébaucher la poche est calculé à partir de la longueur totale de coupe L_e et la vitesse d'avance V_{fe} par l'équation suivante :

$$t_u = \frac{L_e}{V_{fe}} \quad (\text{V.13})$$

Où (n) correspond aux nombres de plongée, (a) la longueur de la poche, (b) la largeur de la poche, (c) la hauteur de la poche, (r) le rayon de raccordement entre les bords, (d_s) la distance entre le plan de sécurité et la matière à enlever, (R) le rayon de l'outil de coupe en ébauche et (V_{fe}) la vitesse d'avance en ébauche.

Le temps de mouvement d'outil hors matière (t_h) (Figure V. 1 page 117) correspond au temps relatif au mouvement de l'outil en vitesse rapide. Il est déterminé en fonction de la vitesse d'avance rapide de l'outil et le parcours total de l'outil [Field, 1980].

La fonction $L_h(a, b, c, R, P, a_e, d_s)$ de la longueur d'avance rapide de l'outil est déterminée par l'expression suivante :

$$L_h = \sum_{m=1}^n (c + d_s + P) \quad ; \quad n = \left(\frac{a}{P} \times \frac{b}{a_e} \right) \quad (\text{V.14})$$

Le temps hors matière est calculé à partir de la longueur de trajet de l'outil hors matière (L_h) et la vitesse rapide (V_{fh}) par l'équation suivante :

$$t_h = \frac{L_h}{V_{fh}} \quad (\text{V.15})$$

En comparant les deux équations (V. 12) et (V. 14), nous pouvons remarquer que la longueur de trajet d'outil hors matière est plus importante que celle de coupe. Le problème du choix des paramètres de coupe, en particulier de l'outil de coupe consiste à déterminer des valeurs de diamètre de l'outil pour chaque cycle d'usinage en prenant en compte les limites dues à la forme géométrique de la poche à réaliser. Cette constatation corrobore les résultats expérimentaux de Hascoet et Rauch [Hascoet, 2006].

V.4. Comparaison entre l'opération de tréflage et le fraisage classique

Pour assurer une comparaison équitable entre les deux opérations d'usinage (tréflage et fraisage classique), nous nous positionnons dans le cadre de la réalisation d'une poche simple (Figure V. 12). Une poche quadrilatère simple est définie géométriquement par un contour polygonal formé de quatre côtés appartenant à la fois à une surface extérieure et à un fond plat. Les quatre côtés sont raccordés par le même rayon. L'évidement de ce type de poche se fait en trois étapes, la réalisation d'un pré-trou si l'outil n'a pas de coupe au centre, l'évidement de la partie intérieure par un outil de rayon (R_1) et la reprise des coins par un deuxième outil de rayon (R_2) inférieur au rayon de raccordement.

Dans cette comparaison, notre démarche consiste à définir les paramètres, les caractéristiques et les formulations qui régissent les opérations de fraisage classique et le tréflage. Les points de comparaison étudiés sont les configurations géométriques, la trajectoire d'usinage, les stratégies d'usinage, le temps de coupe pour chaque opération, le débit de copeau et enfin les efforts et la puissance de coupe.

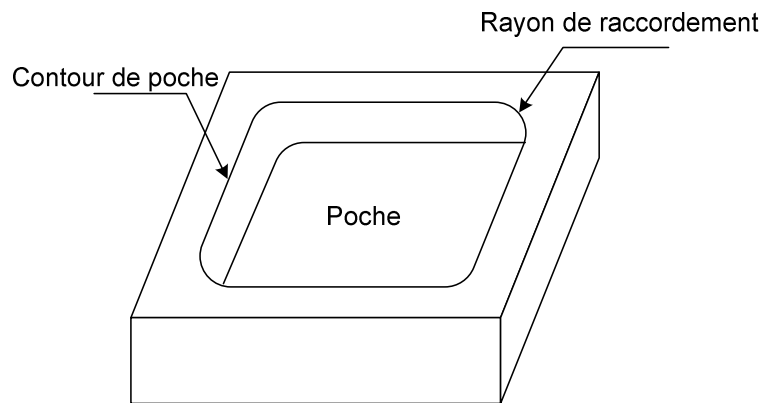


Figure V. 12 : Pièce contenant une poche simple.

V.4.1. Configurations géométriques et paramètres de coupe

En tréflage, comme signalé précédemment, le mouvement relatif de la fraise par rapport à la pièce usinée est composé d'une rotation autour de l'axe de l'outil et d'un mouvement d'avance selon l'axe Z (Figure V. 13-a). Par contre, en fraisage classique, le mouvement de la fraise est composé d'une rotation autour de l'axe de l'outil et d'un mouvement d'avance perpendiculaire à l'axe Z (Figure V. 13-b).

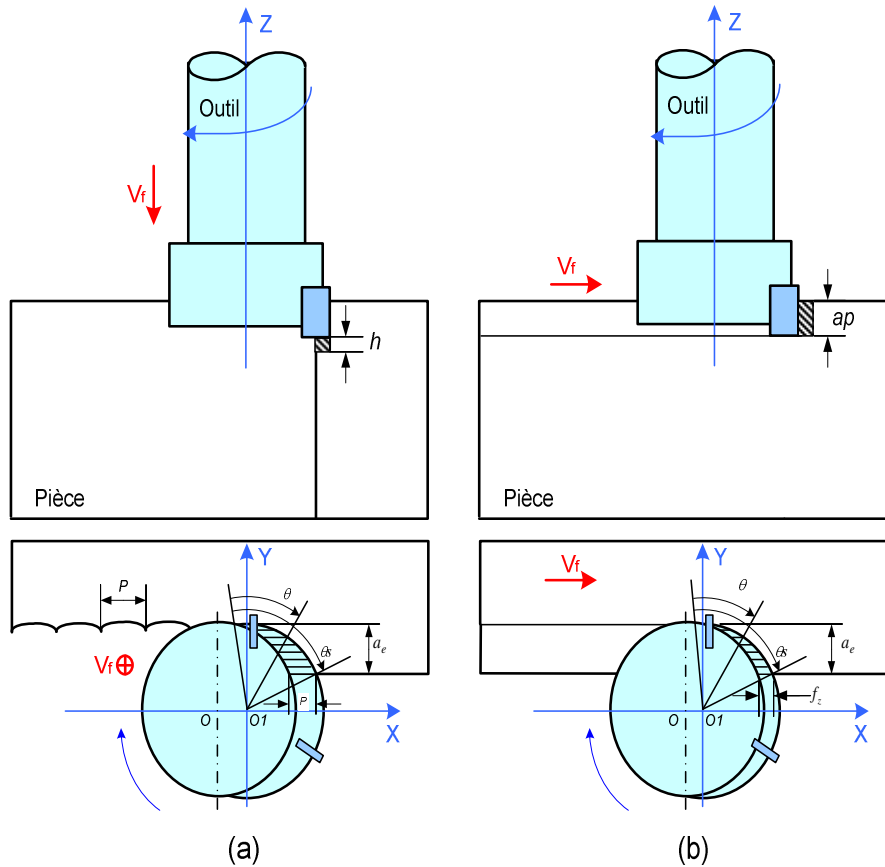


Figure V. 13 : Configurations géométriques et paramètres de coupe pour les deux opérations.

Le tableau ci-après présente les paramètres de coupe communs et non communs pour les deux opérations d'usinage.

Tableau V. 1 : Les paramètres de coupe communs et non communs pour les deux opérations.

Paramètres communs	Paramètres communs avec différents sens	Paramètres non communs
<p>Vitesse de coupe V_c (m/min)</p> <p>Elle est identique pour le même type de matière et le même diamètre d'outil.</p>	<p>Avance par dent f_z (mm/dent)</p> <p>Parallèle à l'axe de l'outil en tréflage et perpendiculaire à l'axe de l'outil en fraisage.</p>	<p>Pas radial P (mm)</p> <p>Paramètre spécifique pour le tréflage et non limité par la géométrie de plaquette mais par la qualité de surface.</p>
<p>Engagement radial a_e (mm)</p> <p>Il est limité par la dimension de plaquette utilisée et la puissance de la machine.</p>	<p>Vitesse d'avance V_f (mm/min)</p> <p>Parallèle à l'axe de l'outil en tréflage et perpendiculaire à l'axe de l'outil en fraisage.</p>	<p>Profondeur de coupe axiale a_p (mm)</p> <p>Paramètre spécifique pour le fraisage et limitée par la taille de la plaquette.</p>

V.4.2. Trajectoire d'usinage

L'optimisation de la trajectoire d'usinage en tréflage nécessite de choisir le pas radial maximal entre deux plongées ainsi que l'engagement maximal de l'outil (Figure V. 2). Concernant la trajectoire d'usinage en fraisage classique, il est important de choisir l'entre-passe maximale et aussi l'engagement maximal de l'outil. Ce choix permet de déterminer la longueur de trajectoire d'usinage.

La trajectoire d'une dent dans la matière suit une courbe spirale en tréflage et une courbe cycloïdale en fraisage classique. Elle est définie par le mouvement d'un point fixe (m) sur l'arête de coupe (Figure V. 14).

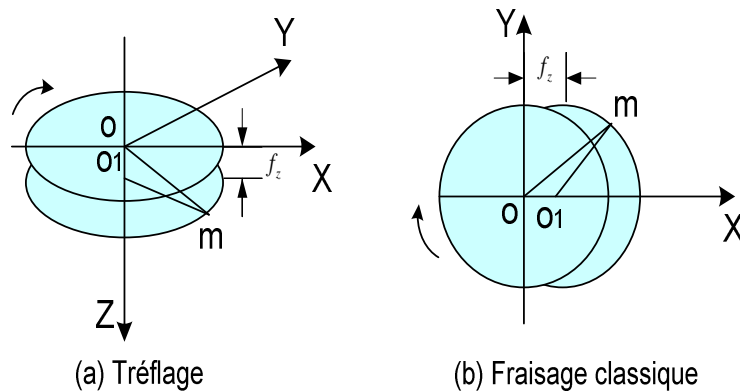


Figure V. 14: Trajectoire de la dent dans la matière.

Le tableau ci-après présente les équations du mouvement d'un point (m) à partir du schéma (Figure V. 14). Nous pouvons constater que la trajectoire cycloïdale en fraisage classique est définie dans le plan (X, Y), tandis que, pour le tréflage, la trajectoire spirale est définie dans l'espace (X, Y, Z).

Tableau V. 2 : Les équations des mouvements d'un point sur l'arête de coupe.

Tréflage	Fraisage classique
$\vec{Om} = \vec{OO}_1 + \vec{O}_1m$	$\vec{Om} = \vec{OO}_1 + \vec{O}_1m$
$\vec{OO}_1 = Nf_z t \vec{Z}$	$\vec{OO}_1 = Nf_z t \vec{X}$
$\vec{O}_1m = R \cos \theta \vec{X} + R \sin \theta \vec{Y}$	$\vec{O}_1m = R \cos \theta \vec{X} + R \sin \theta \vec{Y}$
$\theta = 2\pi Nt$	$\theta = 2\pi Nt$
$\vec{Om} = R \cos(2\pi Nt) \vec{X} + R \sin(2\pi Nt) \vec{Y} + Nf_z t \vec{Z}$	$\vec{Om} = [R \cos(2\pi Nt) + Nf_z t] \vec{X} + R \sin(2\pi Nt) \vec{Y}$

V.4.3. Stratégies d'usinage

En général, l'opération d'usinage se compose de trois opérations élémentaires (ébauche, demi-finition et finition). En réalité, l'opération de tréflage s'oriente vers l'ébauche et dans certain cas vers la demi-finition. Par contre, l'opération de fraisage classique est efficace lorsqu'il s'agit de réaliser l'ébauche, la demi-finition et la finition avec des conditions de coupe différentes. De plus, nous pouvons appliquer la majorité des stratégies d'usinage classique au tréflage en respectant quelques spécificités liées à cette opération comme, par exemple, faire un pré-trou dans la pièce à usiner pour démarrer le tréflage.

Dans le cadre de la génération du processus d'usinage (tréflage et fraisage classique), nous avons appliqué les techniques d'évidement de poche à l'ébauche des cavités simples et profondes (Figure V. 12). Pour ébaucher cette poche en tréflage ou en fraisage classique, nous proposons les stratégies de zigzag et de contours parallèles. Ces stratégies ont été choisies car elles sont usuellement employées (Figure V. 15). L'évidement de cette poche se traduit :

- Dans le cas du fraisage classique par des passes suivant l'axe X à des altitudes différentes ;
- Dans le cas du tréflage par des plongées verticales suivant l'axe Z avec un avant trou réalisé par un foret si cela est nécessaire.

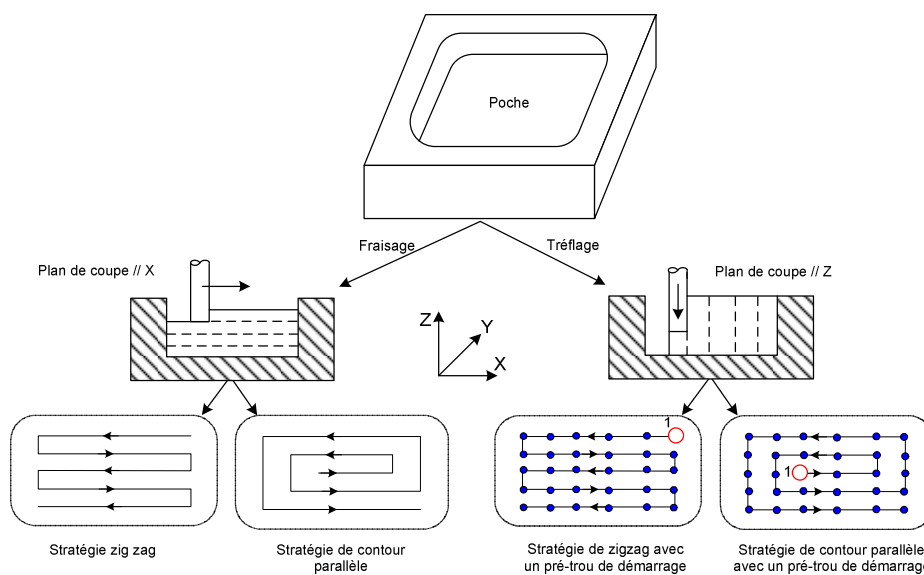


Figure V. 15 : Stratégies d'usinage.

V.4.4. Temps d'usinage

Pour effectuer une comparaison équitable entre les deux opérations d'usinage, nous avons établi notre simulation par le choix d'un outil à plaquettes amovibles de diamètre 50 mm avec 3 dents et un matériau faiblement allié ($40CrMnMo8$) de la forme d'une poche simple de dimension $200 \times 200 \times 50$ (Figure V. 16). Cette figure montre les trajets de l'outil et les dimensions des poches à usiner pour les deux opérations.

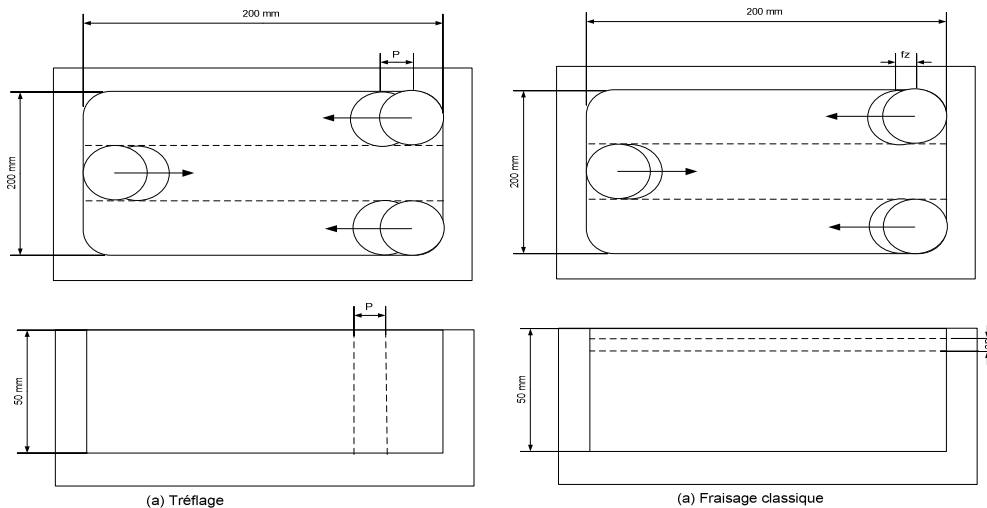


Figure V. 16 : Poche à usiner avec une stratégie de type Zigzag.

Les conditions de coupe ont été choisies de manière à se trouver au maximum des capacités de l'outil. Par hypothèse, notons que cet outil est capable de faire le tréflage et le fraisage. Par hypothèse, la vitesse de coupe ainsi que l'avance par dent sont identiques pour les deux opérations. Le tableau ci-après présente les conditions de coupe utilisées pour calculer le temps d'usinage et le débit de copeau pour les deux opérations.

Tableau V. 3 : Les conditions de coupe.

Opération d'usinage	Vitesse de coupe (m/min)	Avance par dent (mm/dent)	Pas radial (mm)	Profondeur de passe (mm)
Tréflage	250	0,3	6	/
Fraisage classique	250	0,3	/	6

En utilisant les équations développées dans les paragraphes précédents, nous calculons le temps de coupe (t_u) et le temps de mouvement hors matière (t_h) nécessaires pour vider cette poche. A partir de ces deux temps (t_u et t_h), nous déterminons le temps d'usinage (T_u) pour chaque opération (Figure V. 17).

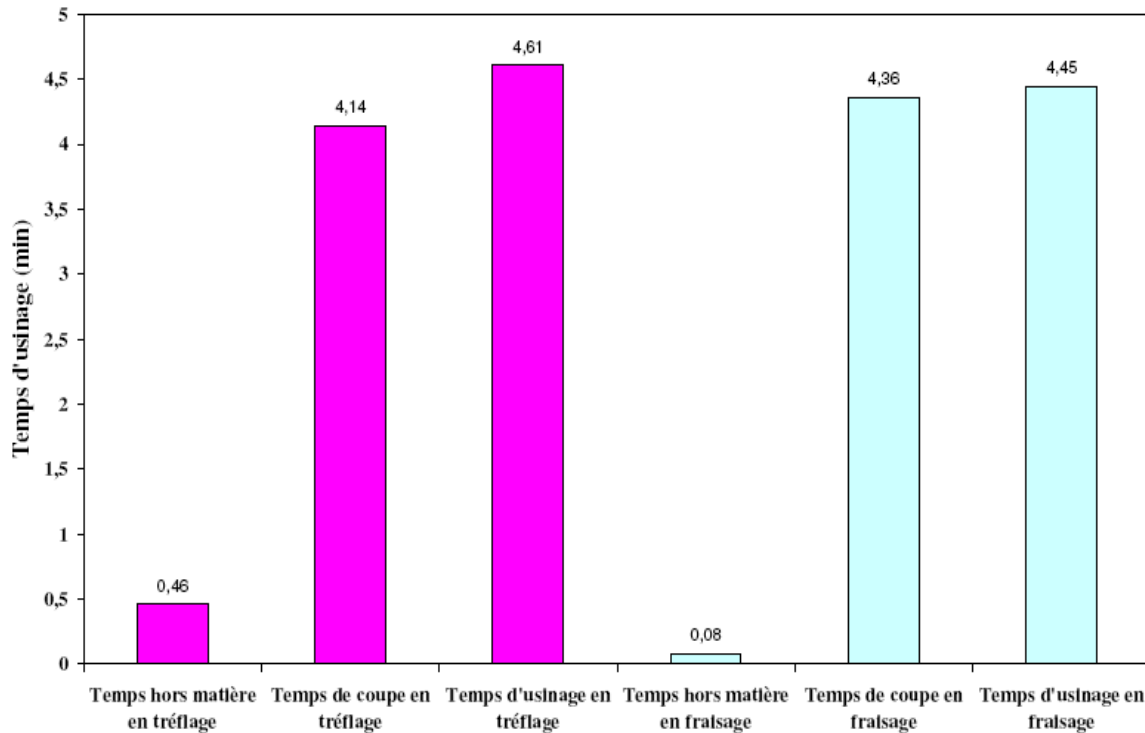


Figure V. 17 : Comparaison entre le temps d'usinage en tréflage et en fraisage classique pour la poche (200*200*50).

D'après la figure précédente, nous pouvons remarquer que les mouvements de l'outil hors matière en tréflage consomment une partie non négligeable du temps d'usinage. Par contre ce n'est pas le cas en fraisage classique. Néanmoins, cette contrainte est fortement conditionnée par les performances en vitesse de rapide de la machine outil. Ainsi que, le temps d'usinage pour vider cette poche est plus important en tréflage qu'en fraisage classique.

Nous avons remarqué aussi que le temps d'usinage en tréflage est moins important qu'en fraisage classique avec l'augmentation de la profondeur de la poche. Donc, si le temps d'usinage est le critère prépondérant, le tréflage est recommandé pour une cavité ou une poche profonde. La Figure V. 18 montre le temps de coupe (t_u), le temps de mouvement hors matière (t_h) et le temps d'usinage (T_u) pour les deux opérations pour une poche de profondeur plus importante de sa largeur (200*200*300).

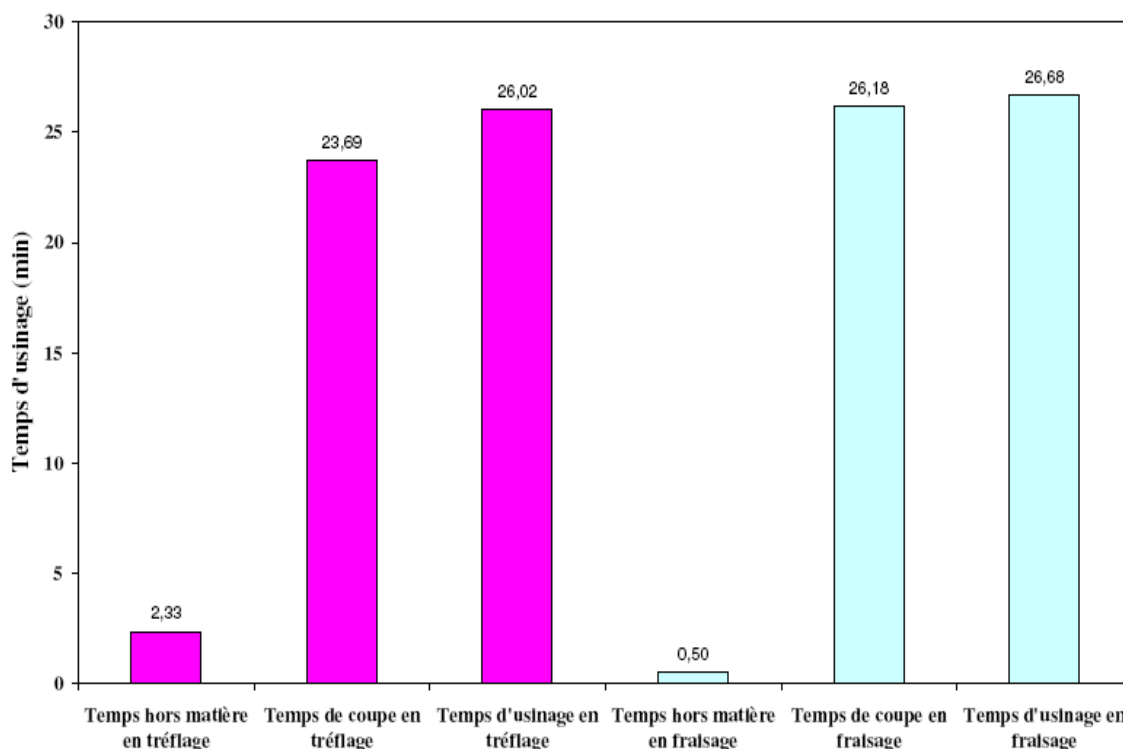


Figure V. 18 : Comparaison entre le temps d'usinage en tréflage et en fraisage classique pour la poche (200*200*300).

V.4.5. Débit du copeau

Nous avons effectué la comparaison entre tréflage et fraisage classique en utilisant les mêmes conditions de coupe qui sont utilisés en cas du temps d'usinage. En fonction de volume de matière enlevé et de temps d'usinage, nous avons calculé le débit de copeau pour les deux opérations d'usinage. La Figure V. 19 donne le débit de copeau associé à chaque opération d'usinage et montre que le débit de copeau en fraisage classique (dans ces conditions) est plus important qu'en tréflage.

Dans les conditions actuelles, on remarque que l'opération de fraisage classique fournit la meilleure productivité, du fait que les trajets d'outil (approche-usinage-dégagement) sont plus courts. La trajectoire effectuée par l'outil pour vider toute la poche est 7500 mm, par contre cette valeur augmente jusqu'au 12880 mm pour le tréflage. Cette différence s'explique par le fait que le parcours en fraisage classique réduit fortement les déplacements hors matière. Donc, l'outil en fraisage travaille sur 83% du trajet et cette valeur chute à 46% pour le tréflage.

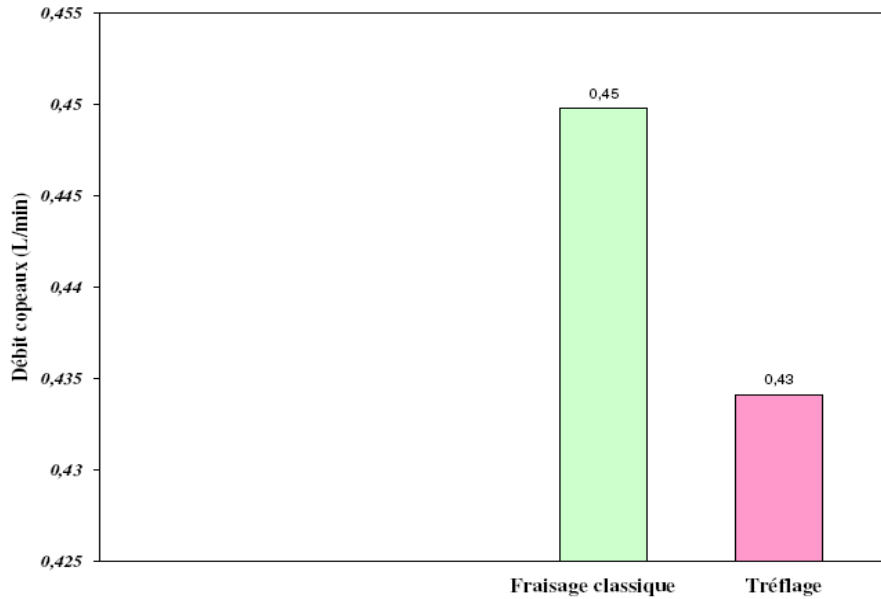


Figure V. 19 : Comparaison de débit de copeau en tréflage et en fraisage classique.

Ainsi que, contrairement aux autres opérations, la productivité du tréflage dépend de la profondeur de la poche à vider. Le tréflage est plus productif dès que la profondeur de la poche dépasse la moitié de sa largeur (Figure V. 20). Ce résultat justifie l'avantage principal de l'opération de tréflage qui est l'utilisation des fraises avec des rallonges élancées (usinage des cavités profondes).

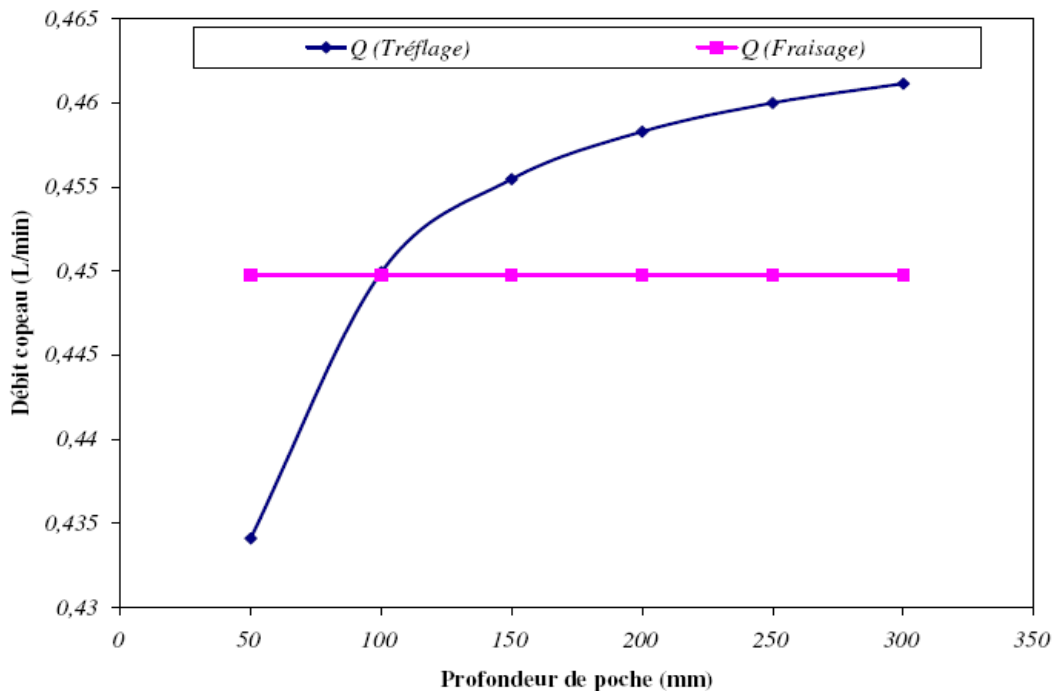


Figure V. 20 : Evolution du débit de copeau en fonction de la profondeur de poche.

De plus, l'augmentation du diamètre de la fraise augmente le débit de copeau parce que la section coupée devient plus importante. La Figure V. 21 montre l'évolution du débit de copeaux en fonction du diamètre de la fraise. Selon cette figure, nous pouvons dire que le diamètre de la fraise a une influence positive sur le débit de copeau en tréflage par rapport à celui en fraisage classique.

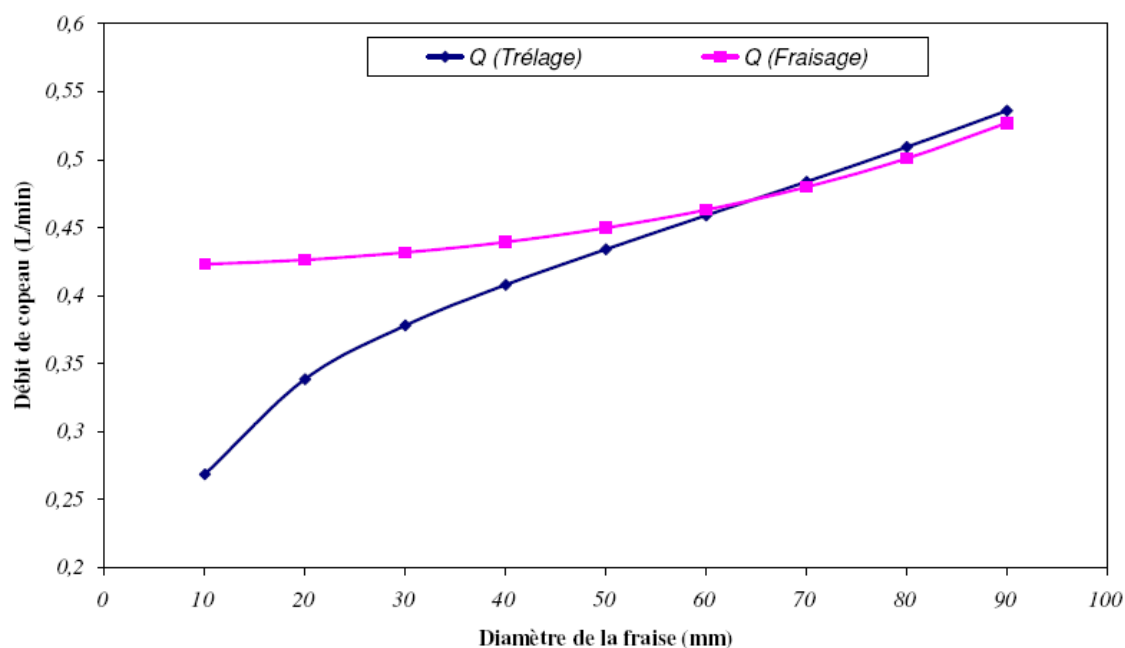


Figure V. 21 : Evolution du débit de copeaux en fonction du diamètre de la fraise.

Le débit copeau augmentant en fonction du diamètre fournit une justification minimaliste, sur l'augmentation des diamètres des fraises à tréfler. Cependant la limitation au diamètre est liée à l'effort et au couple d'usinage nécessaire à la broche et/ou développé par les axes machines. Par ailleurs, l'augmentation du diamètre de la fraise est un obstacle pour la réalisation de poche (contrainte dimensionnelle) mais aussi à l'évacuation des copeaux de la poche.

V.4.6. Efforts et puissance de coupe

En s'appuyant sur l'étude du chapitre IV (efforts de coupe en tréflage) et celle du chapitre II, nous pouvons remarquer que la section du copeau et les directions des efforts de coupe en tréflage sont différentes de celles en fraisage classique. Contrairement à une opération de fraisage classique, les efforts de coupe en tréflage sont orientés suivant l'axe principal de l'outil et donc la direction la plus rigide. Cette

opération doit donc permettre une réduction des vibrations (surtout lorsque les portes à faux sont importantes).

Ainsi, le type de stratégie d'usinage joue un rôle important sur la forme de la section de copeau résultant. En tréflage, on retrouve des formes des sections de coupe différentes selon les opérations d'élargissement d'un trou, d'engagement complet et d'engagement partiel de l'outil dans la matière (Figure V. 22). Cette figure montre en utilisant la stratégie de type zigzag les trois possibilités de section de coupe qu'on peut avoir en tréflage et en fraisage classique.

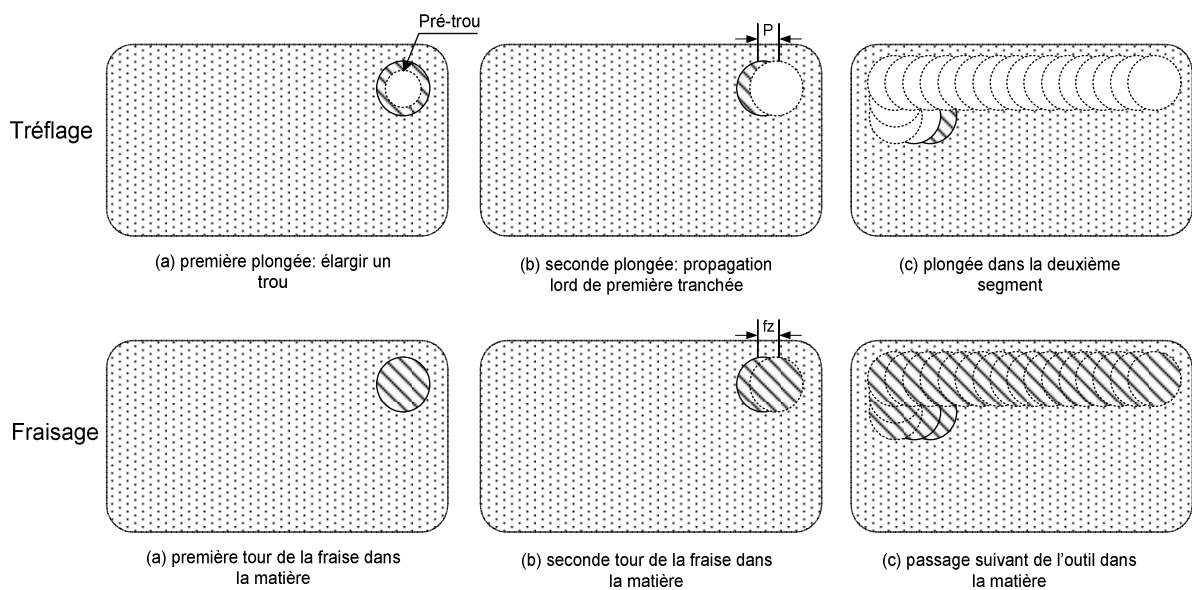


Figure V. 22 : Formes des sections de copeau.

Au niveau des efforts de coupe, le cycle de tréflage est différent d'un cycle de fraisage classique. Un cycle de tréflage peut être divisé en quatre phases (engagement de l'outil dans la matière, plongée dans la matière selon l'axe Z, remontée selon l'axe Z et déplacement de l'outil hors matière pour joindre le point de plongée suivant). Par contre, un cycle de fraisage classique peut être divisé en trois phases (engagement dans la matière, usinage et dégagement de l'outil).

En cas d'ébauche, nous cherchons à enlever un maximum de matière en un minimum de temps, l'objectif est dans ce cas d'augmenter au maximum le débit de copeaux. Mais les conditions opératoires sont contraintes par les performances de la machines outils ou encore des systèmes de maintien « pièce/porte-pièce » et par la géométrie de l'entité à réaliser. La puissance absorbée (P_c) pour les deux opérations est

déterminée en fonction du débit de copeau et du coefficient spécifique de coupe par l'équation suivante :

$$P_c = QK_c \quad (V.16)$$

Donc, pour le même matériau et la même configuration géométrique, la puissance de coupe dépend essentiellement du débit copeau effectuée lors de chaque opération.

V.5. Topographie des surfaces tréflées

La surface générée par enlèvement de matière dépend du comportement du moyen de production. Il est source de multiples dispersions influençant la position de la surface, sa dimension, sa forme et sa rugosité [Levaillant, 2005]. Les surfaces usinées sont caractérisées par des défauts ou des écarts par rapport à un nominal. Selon Cordebois *et al.* [Cordebois, 2003], il y a une distinction entre les spécifications externes et internes. Les spécifications dites externes concernent les écarts dimensionnels et géométriques. Il faut distinguer, d'une part les défauts macrogéométriques, ou de 1^{er} ordre, désignant les écarts de forme et de position conformément à la norme NF E 04-552, d'autre part les défauts microgéométriques désignant les états de surface (ondulation et rugosité) issus de la symbolisation des écarts géométriques du 2^{ème} au 4^{ème} ordre selon la norme NF E 05-016.

Pour la présente étude, nous nous intéressons uniquement à la détermination des défauts macrogéométriques de surface (et surtout la hauteur de crête et rectitude de la trajectoire de plongée). Les dispersions qui engendrent ces défauts sont dues à plusieurs causes : outils, conditions de coupe, liaisons outil/machine, liaisons pièce/machine, machine et environnement.

V.5.1. Hauteur de crête

La stratégie d'usinage joue un rôle très important sur la qualité de la surface usinée. Pour chaque stratégie, il est possible de déterminer un critère tel que la hauteur de crête (macro-géométrie) [Hock, 1997]. Cette hauteur correspond à l'épaisseur résiduelle laissée par l'outil sur la pièce après usinage.

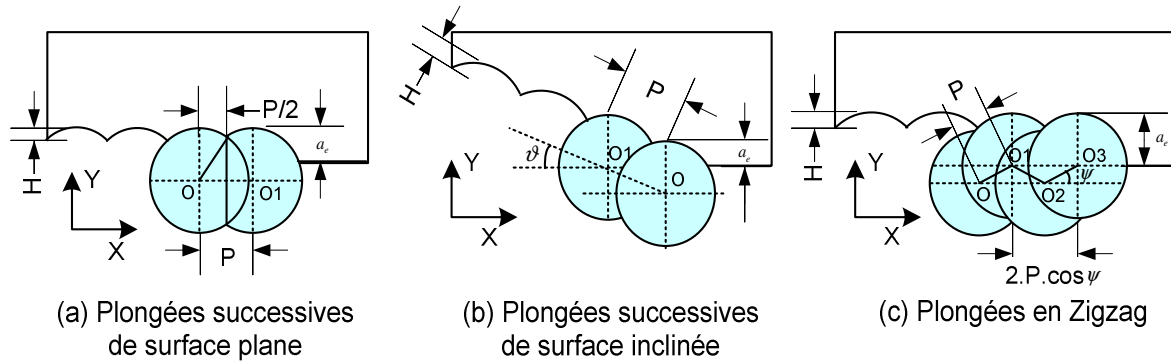


Figure V. 23 : Relation qualité de surface - pas radial.

Pour les différentes stratégies proposées, la hauteur de crête en tréflage correspond à la trace laissée par la fraise lors de chaque pénétration verticale de l'outil. Les paramètres permettant de déterminer cette hauteur correspondent au diamètre de l'outil (R) et du pas radial (P). Le pas radial est calculé en respectant un critère de hauteur de crête que l'on désire laisser sur la pièce après passage d'un outil de tréflage. En général, la hauteur de crête est réduite par des ébauches successives puis minimisée en finition. Dans cette étude, nous avons déterminé la hauteur de crête pour plusieurs types de stratégies de tréflage tel que le cas de plongées successives sur une surface plane et sur une surface inclinée, le cas de plongées en Zigzag et le cas de plongées en escalier (Figure V. 23) et (Figure V. 24).

V.5.1.1. Hauteur de crête dans le cas de plongées successives sur une surface plane et sur une surface inclinée

Les paramètres de pilotage de ces types de stratégies sont l'engagement radial (a_e) et le pas radial (P) pour le cas de plongées successives planes (Figure V. 23-a) et pour le cas de plongées successives inclinées (Figure V. 23-b). La hauteur de crête pour les deux cas est donnée par la relation suivante :

$$H = R - \sqrt{R^2 - \frac{P^2}{4}} \quad (\text{V.17})$$

V.5.1.2. Hauteur de crête dans le cas de plongées en Zigzag

Les paramètres de pilotage en cas de plongée en zigzag sont l'engagement radial (a_e) le pas radial (P) et l'angle de déplacement d'outil (ψ) (Figure V. 23-c). Ainsi, la hauteur de crête est déterminée par l'équation suivante :

$$H = R - \sqrt{R^2 - (P \cos \psi)^2} \quad (\text{V.18})$$

V.5.1.3. Hauteur de crête dans le cas de plongées en escalier

Dans la configuration de fraisage vertical en plongées successives et en d'altitudes décroissantes, la hauteur de crête (Figure V. 24) est décomposée de deux hauteurs, la première horizontale (un des cas qui sont déjà définis) et la deuxième verticale déterminée par rapport à la surface finale, mesurée dans le plan (X, Z). Les paramètres caractérisant la hauteur de crête verticale correspondent à l'angle d'inclinaison de la surface (η) et à la profondeur axiale (a_p). Elle est donnée par la relation suivante :

$$H = a_p \sin \eta \quad (\text{V.19})$$

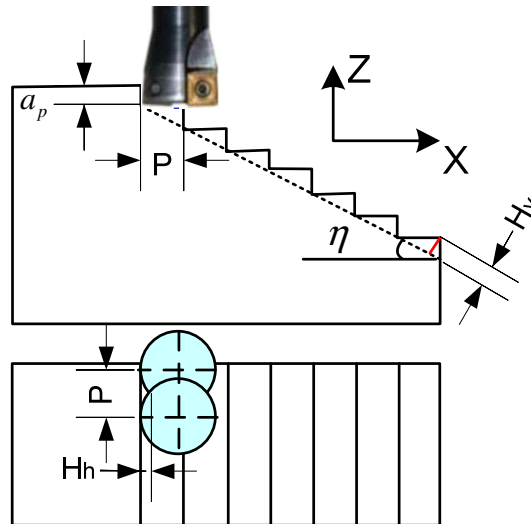


Figure V. 24 : Hauteur de crête dans le cas de plongées en escalier.

V.5.2. Défauts de rectitude liée à une plongée de fraise

Les défauts géométriques générés lors d'une plongée de fraise sont des indicateurs élémentaires pour juger de la topographie globale. Une série de mesures sur les plongées successives, dans les conditions opératoires définies dans le domaine de fonctionnement dans une même pièce a été réalisée à l'aide d'une machine à mesurer tridimensionnelle.

Tableau V. 4 : Conditions de coupe.

Vitesse de coupe (m/min)	Avance (mm/dent)	Engagement radial (mm)	Pas radial (mm)
De 150 – 250	0,15 à 0,3	2 à 4	5 à 10

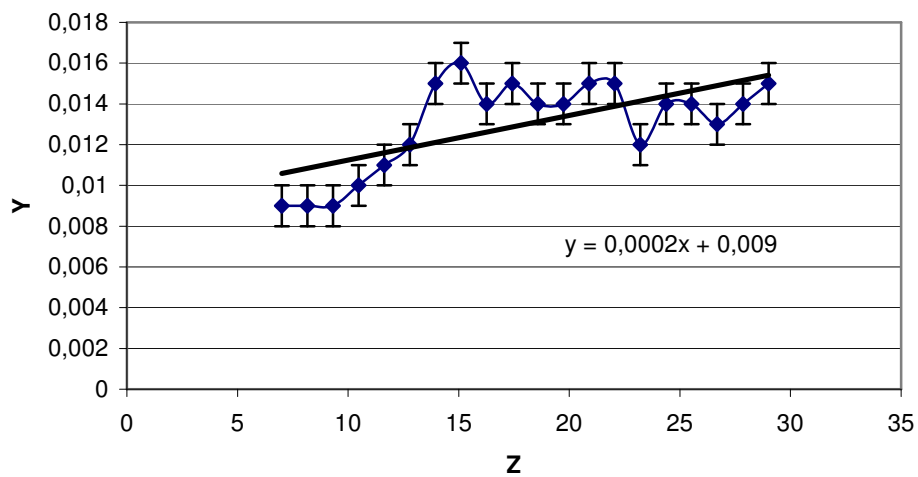
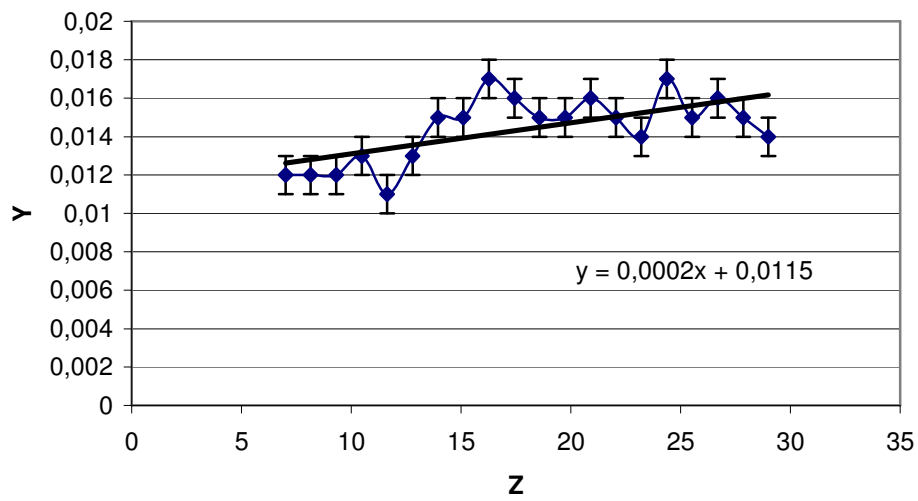
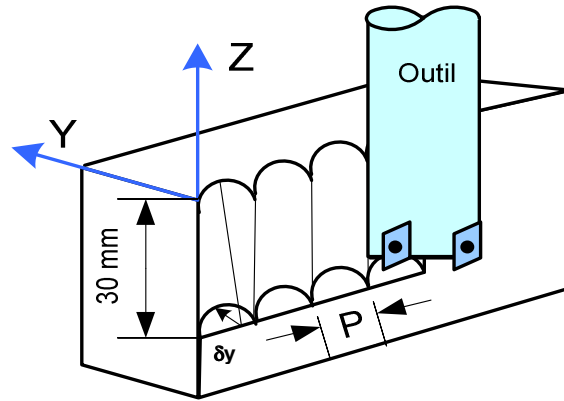


Figure V. 25 : Evolution de la déformée suivant y dans les conditions de coupe ($V_c= 250$ m/min; $f_z= 0,3$ mm/dent; $a_e= 4$ mm; $P= 10$ mm) graphe du haut et ($V_c= 250$ m/min; $f_z= 0,3$ mm/dent; $a_e= 4$ mm; $P= 5$ mm) graphe du bas.

Les graphes ci-dessous représentent la variation δY . L'ensemble des mesures montre la tendance suivante : Y diminue lorsque Z diminue. Il semble ainsi que la fraise fléchisse lors de la plongée. Il faut cependant noter que le coefficient directeur de l'interpolation linéaire reste très faible (0,2 microns/mm). Les conditions de fort engagement et de pas imposent des flèches plus importantes mais constantes.

Ces résultats sont semblables aux travaux effectués par Wakoaka [Wakoaka, 2002] et le modèle RDM de poutre encastree dans une première approximation est satisfaisant.

V.6. Conclusion

La maîtrise de l'opération de tréflage n'est concevable que par l'intégration des innovations technologiques au niveau des machines, des outils et de l'élaboration des matériaux, sans compter l'aide dans la programmation (FAO). Dans les paragraphes précédents, nous avons étudié les aspects concernant la trajectoire et les stratégies d'usinage. Nous avons présenté les différentes trajectoires ainsi que les stratégies d'usinage possibles. Nous avons montré que la productivité en tréflage est représentée par deux critères clés : le débit du copeau et le temps d'usinage. Une comparaison entre le tréflage et le fraisage classique permet de définir les limites et performances du procédé étudié. Nous avons montré que le tréflage est adapté pour la réalisation de cavités profondes (au delà d'une quarantaine de millimètres). Nous avons déterminé la formulation de la hauteur de crête (critère de surface en ébauche et finition) et validé que le défaut de rectitude est une constante en tréflage de dépendant pas ou peu de la longueur de l'outil.

Conclusion générale et perspectives

Conclusion générale

Les travaux de recherche, objet du présent mémoire, ont porté sur l'industrialisation du procédé de tréflage ou fraisage vertical en vue de fournir aux futurs utilisateurs de cette technologie des informations pertinentes. L'objectif principal de ces travaux était de proposer une formalisation et une modélisation de cette opération en devenir.

Le premier chapitre pose la problématique d'introduction de nouvelle technologie d'usinage (tréflage, fraisage trochoïdal...) lors l'industrialisation de procédé. Nous indiquons que la modélisation en usinage comporte un nombre de modèles spécifiques relevant de la modélisation des efforts de coupe, de modèles géométriques des surfaces usinées, de la définition des domaines de fonctionnement en tenant compte des trajectoires et stratégies d'usinages. Ensuite, nous positionnons le tréflage comme une opération spécifique au fraisage.

Après une présentation des différentes approches de modélisation des efforts de coupe, notre proposition porte sur la détermination des efforts de coupe en tréflage fondée sur l'approche mécanistique. L'utilisation de la modélisation des efforts par approche mécanistique permet d'appréhender l'opération de tréflage simplement. Ce modèle d'effort de coupe consent quelques points faibles comme la détermination des grandeurs liant les efforts à la géométrie de coupe et l'impossibilité de prendre en compte les préparations d'arêtes de coupe. Néanmoins, sa formulation fournit des explications pragmatiques sur les actions mécaniques de cette opération. Par la définition de la cinématique ainsi que de la géométrie de coupe et en particulier l'épaisseur radiale de coupe moyenne, cette modélisation laisse la possibilité d'intégrer des perturbations liées à l'outil (espacement non régulier des parties actives de la dent, des valeurs de géométries de coupe, déflexion...), liées à la machine-outil...

Nous avons effectué des essais et mesures d'effort de coupe en vue de les comparer au modèle proposé. Les résultats de cette comparaison sont satisfaisants (erreurs inférieur à 11%). Le modèle d'efforts de coupe est applicable aux diverses configurations de tréflage par grignotage latéral pour des engagements de fraises partiels ou complets.

Ensuite, nous avons présenté des trajectoires et stratégies de tréflage utilisables pour effectuer des évidements de poche. Par une comparaison au fraisage conventionnel nous avons montré que le tréflage est viable que pour des réalisations de cavités profondes.

Enfin, nous avons par expérimentation montrée que les défauts de rectitude lors d'une plongée est peu importants (0,2 microns/mm) ce qui est conforme dans une première approximation au modèle poutre. Par ailleurs, nous avons défini le critère de hauteur de crête traduisant le défaut macro-géométrique en ébauche.

Perspectives

Notre approche d'industrialisation de procédé ne sera aboutie que lorsque les modes d'usure des parties actives lors des opérations de tréflage seront caractérisés. Par la démarche du couple « arête/matière » [Bissey, 2005], les faiblesses portant sur la non prise en compte des géométries réelles de contact de la partie active de l'outil seront annihilées. La définition géométrique exacte du contact « Outil/Matière » permettra dans un premier temps d'améliorer le modèle d'efforts de coupe mais surtout de mieux appréhender les modes de dégradations des arêtes de coupe en tréflage. En reconsidérant l'approche mécanistique et en utilisant le concept du couple « arête/matière », il est possible alors de proposer un modèle pouvant définir de nouvelles géométries d'outils adaptés au tréflage tant pour l'ébauche que pour la finition.

Les résultats expérimentaux définissant la qualité d'une trajectoire (plongée de la fraise) corroborés par une modélisation du système « porte-outil/outil » permettent de prédire la déflexion en finition et/ou le flambement en ébauche. Une investigation sur les rugosités obtenues en tréflage en entrée, en régime permanent, en sortie dans les sens parallèles et transverses à la direction de plongée peut finir de caractériser la topographie de la surface tréflée.

Dans le cadre de la préparation du travail lors de l'industrialisation de procédés, les premiers résultats peuvent être intégrés dans des outils de simulation destinés à la prédiction de la fabricabilité des entités d'usinage tenant compte des conditions opératoires des stratégies d'usinage en respectant un niveau de productivité et de qualité.

Références bibliographiques

Références

- [Al-Ahmad, 2005] M. Al-Ahmad, A. D'Acunto, P. Martin, *Opération de tréflage : stratégie d'usinage et efforts de coupe*, 8^{ème} Colloques AIP PRIMECA, 7-9 mars, La Plagne, 2005.
- [Albrecht, 1960] P. Albrecht, *new developments in the theory of metal cutting process. Part I: the ploughing process in metal cutting*, Journal of Engineering for Industry, Vol. 82, pp. 348-358, 1960.
- [Altintas, 2000] Y. Altintas, *Manufacturing Automation, metal cutting mechanics, Machine Tool Vibrations and CNC Design*, Cambridge University Press, 2000.
- [Altintas, 2001] Y. Altintas, S. Engin, *generalized modelling of mechanics and dynamics of milling cutters*, Annals of CIRP, Vol. 50, pp. 25–30, 2001.
- [Armarego, 1969] E.J.A. Armarego, R.H. Brown, *the machining of metals*, Prentice-Hall, 1969.
- [Armarego, 1991] E.J.A. Armarego, N.P. Deshpande, *computerized end-milling force predictions with cutting models allowing eccentricity and cutter deflections*, Annals of the CIRP, Vol. 40/1, pp. 25-29, 1991.
- [Assouline, 2005] S.C. Assouline, *simulation numérique de l'usinage à l'échelle macroscopique : prise en compte d'une pièce déformable*, thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, ENSAM de Paris, 2005.
- [Bagur, 1996] F. Bagur, *couple outil matière, une méthode de conception et de choix des outils de coupe*, Colloque International, l'évolution des outils de coupe, Saint-Étienne, Novembre, 1996.
- [Bagur, 2001] F. Bagur, C. Le Calvez, *Couple « Outil/Matière » : une méthode fiable de comparaison des outils de coupe ou de l'usinabilité des matières*, Article a été rédigé avec l'activité participation de la société Tool, 2001.
- [Ben Khalifa, 2006] R. Ben Khalifa, N. Ben Yahia, A. Zghal, *optimisation du choix automatique des outils tournants par les réseaux de neurones artificiels*, 6^{ème} Conférence Francophone de MOdélisation et SIMulation, MOSIM'06, Rabat, Maroc, 3 - 5 Avril, 2006.
- [Ber, 1975] A. Ber, M.Y. Friedman, *location reputability of indexable triangular inserts*, Annals of CIRP, Vol. 24, pp. 43-46, 1975.

- [Ber, 1976] A. Ber, D. Feldman, *a mathematical model of radial and axial throw of square indexable inserts in face milling cutter*, Annals of CIRP, Vol. 25, pp. 19-23, 1976.
- [Ber, 1989] A. Ber, J. Rotberg, S. Zombach, *a method for cutting force evaluation of end mills*, Annals of CIRP, Vol. 38, pp. 37-40, 1989.
- [Bernard, 2003] A. Bernard, P. Martin, *fabrication assistée par ordinateur*, ouvrage, 2003.
- [Bissey, 2005] S. Bissey, *développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : cas du fraisage des aciers traités*, thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers ENSAM, Centre de Cluny, 2005.
- [Boothroyd, 1963] G. Boothroyd, *temperatures in orthogonal metal cutting*, proceedings of the institution of the mechanical engineers, pp. 789-802, 1963.
- [Bouaziz, 2004] Z. Bouaziz, J. Ben Younes, A. Zghal, *methodology of machining costs evaluation for die and mould manufacturing*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 152, pp. 237-245, 2004.
- [Boujelbene, 2002] M. Boujelbene, *étude expérimentale de l'usinage en finition des formes complexes : application aux moules et outillages*, thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers ENSAM, centre de Cluny, 2002.
- [Bourdet, 1990] P. Bourdet, *introduction générale à la conception de la gamme d'usinage*, groupe GAMA, la gamme automatique en usinage, ISBN édition Hermès, pp. 7-18, 1990.
- [Brinksmeier, 2007] E. Brinksmeier, S. Fangmann, A. Walter, *high speed-machining of multilayer composite materials by orbital drilling*, sixth international conference on high speed machining, Spin, 2007.
- [Budak, 1996] E. Budak, Y. Altintas, E.J.A. Armarego, *prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 118, pp. 216-224, 1996.
- [Cahuc, 2000] O. Cahuc, D. Toulouse, Y. Couiétard, A. Gérard, *un nouveau modèle de la zone de contact outil copeau*, Comptes Rendus de l'Académie des Sciences, Series IIB, Mechanics – Physics - Astronomy, Vol. 328, pp. 1-4, January, 2000.

- [Chérif, 2003a] M. Chérif, H. Thomas, B. Furet, J.Y. Hascoët, *generic modelling of milling forces for CAD/CAM applications*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 44/1, pp. 29-37, 2003.
- [Chérif, 2003b] M. Chérif, *modélisation générique des efforts de coupe en fraisage pour la CFAO et la surveillance d'usinage*, thèse de Doctorat, école centrale de Nantes, Université de Nantes, 2003.
- [Cordebois, 2003] J.P. Cordebois et coll., *Fabrication par usinage*, ouvrage, 2003.
- [Danai, 1987] R. Danai, A.G. Ulsoy, *a dynamic state model for on-line tool wear estimation in turning*, Journal of Engineering for Industry, Vol. 109, pp. 396- 399, 1987.
- [DeVor, 1980] R.E. DeVor, W.A. Kline, W.J. Zdeblick, *a mechanistic model for the force system in end milling with application to machining airframe structures*, Proceedings of 8th North American manufacturing research conference, Vol. 8, pp. 297-303, May, 1980.
- [Donea, 1982] J. Donea, S. Giuliani, J.P. Halleux, *an arbitrary Lagrangian-Eulerian finite element method for transient dynamic fluid-structure interactions*, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 33, pp. 689-723, 1982.
- [Duc, 1998] E. Duc, *usinage de formes gauches contribution à l'amélioration de la qualité des trajectoires d'usinage*, thèse de doctorat, ENS de Cachan, 1998.
- [Dudzinski, 1997] D. Dudzinski, A. Molinari, *a modelling of cutting for viscoplastic materials*, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 39, pp. 369-389, 1997.
- [Enache, 1972] Enache, *Qualité des Surfaces Usinées*, Edition Dunod, pages 343, Paris, 1972.
- [Engin, 2001] S. Engin, Y. Altintas, *mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I: helical end mills*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 41, pp. 2195–2212, 2001.
- [Feng, 1994] H.Y. Feng, C.H. Menq, *the prediction of cutting forces in ball-end milling process. Part I: model formulation and model building procedure*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 34/5, pp. 697-710, 1994.

- [Feng, 2000] H.Y. Feng, N. Su, *integrated tool path and feed rate optimization for the finishing machining of 3D plane surfaces*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 40, pp. 1557–1572, 2000.
- [Field, 1980] M. Field, R. Kegg, S. Suescher, *computerized cost analysis of grinding operations*, Annals of CIRP, Vol. 29, pp. 233–237, 1980.
- [Fontaine, 2004] M. Fontaine, *modélisation thermomécanique du fraisage de forme et validation expérimentale*, thèse de doctorat, Université de Metz, 2004.
- [Fourment, 1997] L. Fourment, A. Oudin, E. Massoni, G. Mittès, C. Le Calvez, *numerical simulation of tool wear in orthogonal cutting*, 1er French and German conference on High speed machining, Metz, France, pp. 38-48, June, 1997.
- [Fu, 1984] H.J. Fu, R.E. DeVor, S.G. Kapoor, *a mechanistic model for the prediction of the force system in face milling operations*, Journal of Engineering for Industry, Vol. 106/81, 1984.
- [Furet, 1994] B. Furet, *système de surveillance automatique de l'usinage en fraisage par l'analyse du courant de broche*, Thèse de doctorat, Université et Ecole Centrale de Nantes, 1994.
- [Furet, 1998] B. Furet, S. Garnier, *original study of the specific cutting coefficients for an automatic monitoring system in milling*, proceeding of the international seminar on improving machine tool performance, Vol. II, pp. 787-796, 6-9 July, 1998.
- [Garnier, 1998] S. Garnier, B. Furet, *construction d'un plan d'expériences pour l'analyse de l'usure en fraisage*, Congrès Français de Mécanique, Juin, 1998.
- [Ghani, 2004] J.A. Ghani, I.A. Choudhury, H.H. Hassan, *application of Taguchi method in the optimization of end milling parameters*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 145, pp. 84-92, 2004.
- [Gigax, 1979] P.E. Gigax, *dynamics of single-tooth milling*, Annals of CIRP, Vol. 28, pp. 65-70, 1979.
- [Gigax, 1980] P.E. Gigax, *experimental full cut milling dynamics*, Annals of CIRP, Vol. 29, pp. 61-66, 1979.
- [Gilormini, 1982] P. Gilormini, *contribution à la modélisation de la formation du copeau en usinage des métaux*, thèse de doctorat de propriétés mécanique des matériaux, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, France, 1982.

- [Gim, 1990] J. S. Gim, D. W. Cho, J. M. Lee, *optimal design of face milling cutter geometry*, Annals of CIRP, Manufacturing Technology, Vol. 39, pp. 391-394, 1990.
- [Gim, 1991] J.S. Gim, D.W. Cho, K.S. Taraman, *optimisation of face milling cutters by uses of computer aided milling system simulator – CAMSS*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 6, pp. 263-284, 1991.
- [Gradisek, 2004] J. Gradisek, M. Kalveram, K. Weinert, *mechanistic identification of specific force coefficients for a general end-mill*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 44, pp. 401-414, 2004.
- [Guérin, 2004] S. Guérin, *nouvelles stratégies d'usinage en ébauche – trochoïdes et tréflage*, CETIM, 2004.
- [Hascoet, 2006] J.Y. Hascoet, M. Rauch, *trochoïdal and plunge strategies in rough pocket milling of aluminium alloys*, fifth international conference on high speed machining, 14 - 16 March, Metz, France, 2006.
- [Heisel, 1994] U. Heisel, J. Milberg, *vibrations and surfaces generation in slab milling*, Annals of CIRP, Vol. 43, pp. 337-340, 1994.
- [Hill, 1954] R. Hill, *the mechanics of machining: a new approach*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 3, pp. 47-53, 1954.
- [Hock, 1997] S. Hock, *High Speed Cutting (HSC) in die and mould manufacture*, 1er French and German Conference on High Speed Machining, pp. 274-283, 1997.
- [Huang, 2003] Y. Huang, S.Y. Liang, *cutting forces modelling considering the effect of tool thermal property - application to CBN hard turning*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 43, pp. 307-315, 2003.
- [Jayaram, 2001] S. Jayaram, S.G. Kapoor, R.E. DeVor, *estimation of the specific cutting pressures for mechanistic cutting force models*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 41, pp. 265-281, 2001.
- [Johansson, 2006] U. Johansson, *statistiques en bref : industrie, commerce et services*, Technical Report KS-NP-06-010-FR-N, Communauté Européenne, 2006.
- [Joyot, 1994] P. Joyot, *modélisation numérique et expérimentale de l'enlèvement de matière, application à la coupe orthogonale*, thèse de doctorat, Université de Bordeaux 1, France, 1994.

- [Kaldor, 1984] S. Kaldor, P.H.H. Trendler, T. Hodgson, *investigation into clearance geometry of end mills*, Annals of CIRP, Vol. 33, pp. 33-38, 1984.
- [Kistler, 2003] Kistler Instrument Corp., Amherst, NY 14228-2171, USA, www.kistler.com.
- [Kline, 1982] W. A. Kline, R. E. DeVor, J. R. Lindberg, *the prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts*, International Journal of Machine Tool Design and Research, Vol. 22/1, pp. 7-22, 1982.
- [Kline, 1983] W. A. Kline, D. E. DeVor, *the effect of runout on cutting geometry and forces in end milling*, International Journal of Machine Tool Design and Research, Vol. 23, pp. 123–140, 1983.
- [Ko, 2006a] J.H. Ko, Y. Altintas, *time domain model of plunge milling operation*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 46, pp. 2073-2085, 2006.
- [Ko, 2006b] J.H. Ko, *plunge milling force model using instantaneous cutting force coefficients*, International Journal of precision engineering and manufacturing, Vol. 7, No.3, 2006.
- [Ko, 2007] J.H. Ko, Y. Altintas, *dynamics and stability of plunge milling operations*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 129, 2007.
- [Laheurte, 2004] R. Laheurte, *application de la théorie du second gradient à la coupe des matériaux*, thèse de doctorat, Université Bordeaux 1, 2004.
- [Le Calvez, 2005] C. Le Calvez, V. Zerrouki, J. F. Chabot, J. Vigneau, *Usinage virtuel intégrable à une chaîne de conception robuste : les besoins de l'industrie des turbo-réacteurs*, Mécanique & Industries, Vol. 6, pp. 309-313, 2005.
- [Lee, 1951] E.H. Lee, B.W. Shaffer, *the theory of plasticity applied to the problem of machining*, USA American society of mechanical engineers, Journal of Applied Mechanics, Vol. 18, pp. 405-413, 1951.
- [Lee, 1996] P. Lee, Y. Altintas, *prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 36/9, pp. 1059-1072, 1996.
- [Lesourd, 1995] B. Lesourd, T. Thomas, *l'usinage assisté par laser*, Mécanique Industrielle et Matériaux, Mars, 1995.
- [Levaillant, 2005] G. Levaillant, *usinage par enlèvement de copeaux*, ouvrage, 2005.

- [Li, 2000] Y. Li, S.Y. Liang, R.C. Petrof, B.B. Seth, *force modelling for cylindrical plunge cutting*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 16, pp. 863–870, 2000.
- [Lin, 1993] Z.C. Lin, W.C. Pan, *a thermoélastique-plastic large deformation model for orthogonal cutting with tool flank wear-part I: Computational procedure*, International Journal of Mechanics of Sciences, Vol. 35, pp. 829-840, 1993.
- [Martellotti, 1941] M.E. Martellotti, *An analysis of the milling process*, Trans. ASME, Vol.67, pp. 233-251, 1941.
- [Martellotti, 1945] M.E. Martellotti, *an analyse of the milling process, part II, down milling*, transaction of the American Society of Mechanical Engineers, Vol. 67, pp. 233-251, 1945.
- [Martin, 1979] P. Martin, *commande adaptative de machines-outils : Etude d'un système d'optimisation de l'opération de tournage avec mesure de l'usure de l'outil*, thèse de doctorat, Université de Nancy, 1979.
- [Merchant, 1944] E. Merchant, *basic mechanics of the metal-cutting process*, transactions of ASME, Journal of Applied Mechanics, Vol. 66, pp. 168-175, 1944.
- [Mitsubishi, 2004] Mitsubishi Carbides, *indexable end mill for rough plunging PMR*, document technique, 2004.
- [Molinari, 1992] A. Molinari, D. Dudzinski, *stationary shear band in high speed machining*, C.R. Acads. Sci. Paris, Vol. 315, pp. 399-405, 1992.
- [Moufki, 1998] A. Moufki, A. Molinari, D. Dudzinski, *modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 46, pp. 2103-2138, 1998.
- [NF E, 1994] Norme Française NF E 66-520, *Couple « Outil/Matière » : domaine de fonctionnement des outils coupants*, Vol. 1 à 6, 1994.
- [NF E, 1997] NF E 66-520, *domaine de fonctionnement des outils coupants – couple outil matière*, ISSN 0335-3931, Septembre, 1997.
- [NF Z, 1968] Norme française Homologuée, *traitement de l'information, Nomenclature des axes et des mouvements pour la commande numérique des machines*, 1968.
- [Oxley, 1976] P.L.B. Oxley, W.F. Hasting, *minimum work as possible criterion for determining the frictional condition at the tool interface in machining*,

- Philosophical transaction of the royal society of London, Vol. 282, pp. 565-584, 1976.
- [Oxley, 1989] P.L.B. Oxley, *mechanics of machining: an analytical approach to assessing machinability*, Ellis Horwood Limited, Chichester, 1989.
- [Pekelharing, 1984] A.J. Pekelharing, *the exit failure of cemented carbide face milling cutters Part I - fundamentals and phenomena*, Annals of CIRP, Manufacturing Technology, Vol. 33, pp. 47-50, 1984.
- [Risacher, 1997] P. Risacher, *choix de configurations de machines-outils pour l'usinage de surfaces complexes*, thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes, 1997.
- [Ryu, 2003] S.H. Ryu, H.S. Lee, C.N. Chu, *the form error prediction in side wall machining considering tool deflection*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 43, pp. 1405-1411, 2003.
- [Sabberwal, 1961] A.J.P. Sabberwal, *chip section and cutting force model during the milling operation*, Annals of CIRP, Vol. 10, 1961.
- [Sandvik, 1997] Sandvik cormant, *techniques modernes d'usinage guide pratique*, ouvrage, 1997.
- [Sandvik, 2000] Sandvik Coromant, *principes de fraisages par Société Sandvik Coromant*, 2000.
- [Sandvik, 2004] Sandvik Coromant, *document technique d'usinage*, 2004.
- [Seo, 1998] T.I. Seo, *intégration des efforts de déformation d'outil en génération de trajectoire d'usinage*, thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes, 1998.
- [Sescoi, 2008] Copyright SESCOI France, *Ebauche HVR - (En plongeant)*, WorkNC-CAD, 2008.
- [Shih, 1995] A.J. Shih, *finite element analysis of the rake angle effects in orthogonal metal cutting*, International Journal of Mechanics of Sciences, Vol. 38, pp. 1-17, 1995.
- [Shirase, 1996] K. Shirase, Y. Altintas, *cutting force and dimensional surface error generation in peripheral milling with variable pitch helical end mills*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 36, pp. 567-584, 1996.
- [Sofetec, 2001] Copyright Sofetec, *De la technologie du tréflage*, article paru dans Machines Production 743 du 30/05/01, pp. 27, 2001.

- [Sofetec, 2005] Copyright Sofetec, *Du trèfle dans l'alu*, article paru dans *Machines Production* 813 du 15/04/05, pp. 27, 2005.
- [Tai, 1994] C.C. Tai, K.H. Fu, *a predictive force model in ball-end milling including eccentricity effects*, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 34, pp. 959-979, 1994.
- [Tay, 1974] A.O. Tay, M.G. Stevenson, P.L.B. Oxley, *using the finite element method to determine temperature distribution in orthogonal machining*, *Institution of the mechanical engineers*, pp. 627-638, 1974.
- [Tlusty, 1975] J. Tlusty, P.M. Neil, *dynamics of cutting forces in end milling*, *Annals of CIRP*, Vol.30, pp. 21 -25, 1975.
- [Tlusty, 1981] J. Tlusty, F. Ismail, *basic non-linearity in machining chatter*, *Annals of CIRP, Manufacturing Technology*, Vol. 30, pp. 299-304, 1981.
- [Toulouse, 1998] D. Toulouse, *contribution à la modélisation et à la métrologie de la coupe dans le cas d'un usinage tridimensionnel*, thèse de doctorat en mécanique, Université Bordeaux 1, France, 1998.
- [TraMetal, 2005] TraMetal Copyright, *Fraisage: ébauche rapide par passes en plongée*, article paru dans la revue N° 90, Avril, 2005.
- [Van Luttervelt, 1984] C.A. Van Luttervelt, H.R. Wilemse, *the exit failure of cemented carbide face milling cutters, Part II – testing of commercial cutters*, *Annals of CIRP*, Vol. 33, pp. 81-54, 1984.
- [Wakaoka, 2002] S. Wakaoka, Y. Yamane, K. Sekiya, N. Narutaki, *high-speed and high-accuracy plunge cutting for vertical walls*, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 127, pp. 246–250, 2002.
- [Wertheim, 1994] R. Wertheim, A. Satran, A. Ber, *modifications of the cutting edge geometry and chip formation in milling*, *Annals of CIRP, Manufacturing Technology*, Vol. 43, pp. 63-68, 1994.
- [Yang, 1991] M. Yang, H. Park, *the prediction of cutting force in ball end milling*, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 31, pp. 45-54, 1991.
- [Yucesan, 1993] G. Yucesan, Y. Altintas, *mechanics of ball end milling process*, *ASME Winter Annual Meeting, PED*, Vol. 164, pp. 543-551, 1993.
- [Yun, 2000] W.S. Yun, D.W. Cho, *an improved method for the determination of 3D cutting force coefficients and runout parameters in end milling*,

International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 16,
pp. 851-858, 2000.

Annexe : Dispositif expérimental

Annexe : Dispositif expérimental

A.1. Machine-outil

Les essais présentés dans ce travail ont été réalisés à l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Centre d'Enseignement et de Recherche de Metz sur un centre d'usinage à commande numérique 4 axes « FH45 » (Figure A. 1). Les caractéristiques principales de cette machine sont consignées au (Tableau A. 1).



Figure A. 1 : Machine outil «FH45».

Tableau A. 1 : Caractéristiques machine-outil « FH45 ».

<i>Caractéristiques</i>	<i>Valeurs</i>	<i>Caractéristiques</i>	<i>Valeurs</i>
<i>Course longitudinale</i>	<i>600 mm</i>	<i>Surface au sol</i>	<i>3945*4970 mm</i>
<i>Course transversale</i>	<i>500 mm</i>	<i>Hauteur</i>	<i>3058 mm</i>
<i>Course verticale</i>	<i>560 mm</i>	<i>Masse</i>	<i>11200 Kg</i>
<i>Avance rapide sur les 3 axes</i>	<i>15 m/min</i>	<i>Dimension palettes</i>	<i>450*450 mm</i>
<i>Avance travail sur les 3 axes</i>	<i>de 1 à 5400 mm/min</i>	<i>Positionnement</i>	<i>0,001°/ 360°</i>
<i>Cône de broche</i>	<i>ISO 40</i>	<i>Magasin outils</i>	<i>48 places</i>
<i>Pression de la pompe d'arrosage</i>	<i>5 bars</i>	<i>Diamètre maxi outil</i>	<i>180 mm</i>
<i>Puissance moteur de broche</i>	<i>7,5 / 11 Kw</i>	<i>Longueur maxi outil</i>	<i>350 mm</i>
<i>Vitesse maxi de broche</i>	<i>6000 tr/min</i>	<i>Masse maxi outil</i>	<i>12 Kg</i>
<i>Commande NUM 1060F</i>			

Tous les essais ont été réalisés sans faire usage de lubrifiant afin de récolter des informations concernant l'usinage à sec des métaux et de façon à pouvoir estimer à l'avance un coefficient de frottement à l'interface outil/copeau sans risquer de le voir varier en fonction des conditions d'arrosage qui sont difficilement maîtrisables.

A.2. Outil

Nous avons utilisé un outil à plaquettes amovibles (*Mitsubishi, PMR 405003A22R*), dont les capacités sont d'assurer l'ébauche en tréflage (Figure A. 2).



Figure A. 2 : Outil de Mitsubishi PMR 405003A22R.

A.2.1. Plaquette

La nuance de la plaquette répond aux exigences que nous avons édictées précédemment. Une bonne rigidité d'outil associée à un diamètre correct 52 mm permet de limiter la déflexion de l'outil et les vibrations en cours de tréflage, ce qui limite également les perturbations sur les signaux d'efforts de coupe.


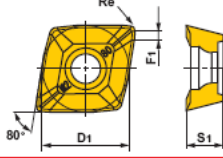

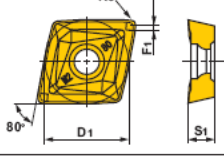
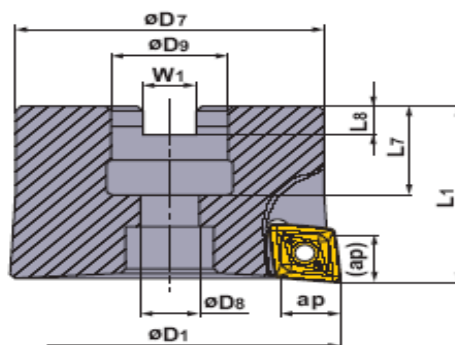
Shape	Order number	Class	Coated			Geometry	Dimensions (mm)			
			VP15TF		F7030		D1	S1	F1	Re
	CPMT1205ZPEN-M2	M	●		●		12.7	5.56	1.4	0.8
	1205ZPEN-M3	M	●				12.7	5.56	1.4	1.2
	CPMT1906ZPEN-M2	M	●		●		19.05	6.35	1.4	0.8
	1906ZPEN-M3	M	●				19.05	6.35	1.4	1.2

Figure A. 3 : Géométrie de plaquette.

A.2.2. Porte plaquette

Il est adapté à la réalisation de moules et de matrices (contournage et copiage). De plus, le porte-plaquette a pour autre avantage une grande rigidité.

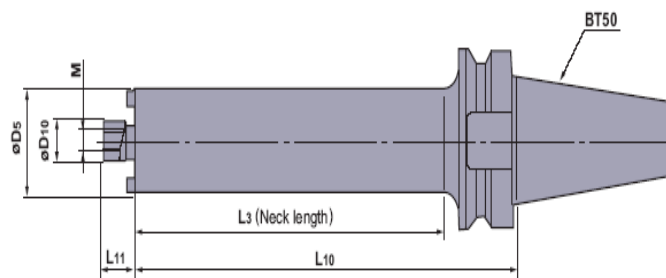


Type	Order number	Stock	Number of teeth	Dimensions (mm)								Insert	
				R	D ₁	D ₇	L ₁	D ₈	D ₉	L ₇	W ₁		L ₈
Metric	PMR405003A22R	●	3	50	45	40	11	22	20	10.4	6.3	11	CPMT1205ZPEN-M2/3
	406304A22R	●	4	63	57	40	11	22	20	10.4	6.3	11	CPMT1205ZPEN-M2/3
	408005A27R	●	5	80	73	50	13.5	27	23	12.4	7	11	CPMT1205ZPEN-M2/3
	608004A27R	●	4	80	72	50	13.5	27	23	12.4	7	17	CPMT1906ZPEN-M2/3
Inch	PMR405003BR	●	3	50	45	40	11	22.225	19	8.4	5	11	CPMT1205ZPEN-M2/3
	406304BR	●	4	63	57	40	11	22.225	19	8.4	5	11	CPMT1205ZPEN-M2/3
	408005DR	●	5	80	73	63	17	31.75	32	12.7	8	11	CPMT1205ZPEN-M2/3
	608004DR	●	4	80	72	63	17	31.75	32	12.7	8	17	CPMT1906ZPEN-M2/3

Figure A. 4 : Porte plaquette.

A.2.3. Attachement

L'attachement que nous avons choisi correspond à un mandrin hydromécanique de haute précision (Figure A. 5). Ce type d'attachement est utilisé dans le cas de l'usinage de moules et matrices. L'avantage de ce type d'attachement réside essentiellement sur les performances à haute vitesse.



Arbor type	Order number	Stock	Dimensions (mm)						Weight (kg)	Cutter
			D5	D10	L10	L11	L3	M		
Metric	BT50-22-250-050	●	47	22	250	18	202	10	6.5	PMR405003A22R
	22-250-063	●	60	22	250	18	202	10	8.5	PMR406304A22R
	27-300-080	●	75	27	300	22	252	12	12.5	PMR408005A27R PMR608004A27R
Inch	BT50-22.225-250-050	●	47	22.225	250	17	202	10	6.5	PMR405003BR
	22.225-250-063	●	60	22.225	250	17	202	10	8.5	PMR406304BR
	31.75-300-080	●	75	31.75	300	30	252	16	12.5	PMR408005DR PMR608004DR

Figure A. 5 : Attachement.

A.3. Matériau et géométrie des pièces usinées

A.3.1. Matériau

Le choix du matériau s'est porté sur des nuances propres aux aciers à moules et à matrices, dont l'état de livraison correspond à une dureté comprise entre 290 et 335 HB avec un niveau de contrainte élastique situé entre 980 et 1130 MPa. La composition chimique moyenne fournie par le fabricant est consignée dans le tableau ci-après.

Tableau A. 2 : Composition du matériau.

Eléments	Carbone	Manganèse	Chrome	Molybdène	Soufre
Valeurs	0,40 %	1,50%	1,90%	0,20%	0,050%

A.3.2. Géométrie

Des pièces échantillons ont été réalisées (**Erreur ! Source du renvoi introuvable.**), afin de pouvoir les fixer aisément et de manière rigide sur la plaque support de pièce. La pièce est fixée sur la plaque support de façon à ce que son centre soit au niveau du centre de mesure de la platine Kistler. Ce respect de positionnement

permet d'équilibrer les sollicitations sur les capteurs et de stabiliser le comportement de la platine.

A.4. Système de mesure d'effort

Nous utilisons dans ces essais une platine dynamométrique (*KISTLER 9257-B*) (Figure A. 6) de mesure des efforts de coupe permettant la mesure simultanée de trois composantes F_x , F_y et F_z dont les directions sont indiquées sur le capteur (Figure A. 7). La platine est fixée sur la table et une plaque support de pièce adaptée au tréflage est elle-même posée sur la platine. Les axes sont ceux de la platine et ne correspondent pas à ceux de la pièce ou de l'outil. La correspondance dépend de la position dans laquelle la platine est montée sur la table de la machine. Ce type de platine s'adapte à toute opération de fraisage, de perçage et de tréflage.



Figure A. 6 : Table Kistler 9257-B et boîtier d'acquisition [Kistler, 2003].

A.4.1. Description

Le dynamomètre se compose de quatre capteurs de force à trois composantes montés avec une précontrainte élevée entre la plaque de base et la plaque supérieure. Les composantes de la force sont mesurées pratiquement sans déformation. Les quatre capteurs sont dotés d'un isolement par rapport à la masse, ce qui permet d'éliminer largement les problèmes des circuits de retour par la terre. Le dynamomètre est protégé contre les projections d'eau et d'agents réfrigérants (IP 67). La plaque supérieure est dotée d'une couche d'isolant thermique spécial qui protège le dynamomètre des fluctuations de température.

Le dynamomètre est équipé d'un amplificateur de charge miniature à 3 canaux. Le signal de sortie du dynamomètre est donc de basse impédance. Le câble de branchement monté sur le dynamomètre est relié à l'unité de contrôle de type 5233A1. Les quatre gammes de mesure peuvent être commutées en deux groupes (F_x et F_y resp. F_z) par l'intermédiaire de l'unité de contrôle. Le dynamomètre et le Control Unit, conformes à la directive 89/336/CEE, satisfont aux prescriptions de la CE, ainsi qu'aux normes de compatibilité électromagnétique relatives aux appareillages industriels (Emission de parasites EN 50081-2 et Résistance aux parasites EN 50082-2). Cette unité de contrôle se distingue par sa simplicité de commande. Elle comporte un bloc d'alimentation, un clavier de commande avec affichage d'état, ainsi qu'un connecteur pour la transmission du signal. Les tensions de sortie sont proportionnelles aux forces appliquées. Le tableau ci-après montre les données techniques pour ce type de dynamomètre.

Tableau A. 3 : Données techniques pour le dynamomètre type 9257B [Kistler, 2003].

Gamme F_z pour F_x et $F_y \leq 0,5 F_z$	Range F_z for F_x and $F_y \leq 0,5 F_z$	F_x, F_y, F_z F_z	kN kN	-5 ... 5 *) -5 ... 10 **)
Gamme partielle étalonnée 1	Calibrated partial range 1	F_x, F_y	N	0 ... 500
Gamme partielle étalonnée 2	Calibrated partial range 2	F_z F_x, F_y F_z	N N N	0 ... 1000 0 ... 50 0 ... 100
Surcharge F_z pour F_x et $F_y \leq 0,5 F_z$	Overload F_z for F_x and $F_y \leq 0,5 F_z$	F_x, F_y, F_z F_z	kN kN	-7,5/7,5 -7,5/15
Seuil de réponse	Threshold		N	<0,01
Sensibilité	Sensitivity	F_x, F_y F_z	pC/N pC/N	$\approx -7,5$ $\approx -3,7$
Linéarité , toutes les gammes	Linearity , all ranges		% FSO	$\leq \pm 1$
Hystérésis , toutes les gammes	Hysteresis , all ranges		% FSO	$\leq 0,5$
Cross talk	Cross talk		%	$\leq \pm 2$
Rigidité	Rigidity	C_x, C_y C_z	kN/ μ m kN/ μ m	>1 >2
Fréquence propre	Natural frequency	$f_0(x, y, z)$	kHz	$\approx 3,5$
Fréquence propre (installé sur brides)	Natural frequency (mounted on flanges)	$f_0(x, y)$ $f_0(z)$	kHz kHz	$\approx 2,3$ $\approx 3,5$
Gamme de température d'utilisation	Operating temperature range		°C	0 ... 70
Coefficient de température de la sensibilité	Temperature coefficient of sensitivity		%/°C	-0,02
Capacité (de canal)	Capacitance (of channel)		pF	≈ 220
Résistance d'isolement (20 °C)	Insulation resistance (20 °C)		Ω	$> 10^{13}$
Isolé à la masse	Ground insulation		Ω	$> 10^8$
Classe de protection	Protection class		-	IP 67 ***)
Poids	Weight		kg	7,3

A.4.2. Montage

Le dynamomètre peut être monté au moyen de vis ou de brides sur toute surface plane rectifiée et propre, comme par exemple sur un plateau de machine-outil. Il est à noter que toutes les inégalités ou irrégularités de la surface de montage peuvent avoir

pour conséquence des tensions internes engendrant des sollicitations supplémentaires importantes sur les divers éléments de mesure ainsi qu'un accroissement du cross talk. La plaque supérieure possède 14 taraudages borgnes M8x1,25 pour la fixation des pièces introduisant l'effort, outils à tourner et pièces à usiner. Les surfaces d'appui de ces pièces doivent également être planes afin de garantir une liaison mécanique parfaite avec la plaque supérieure.

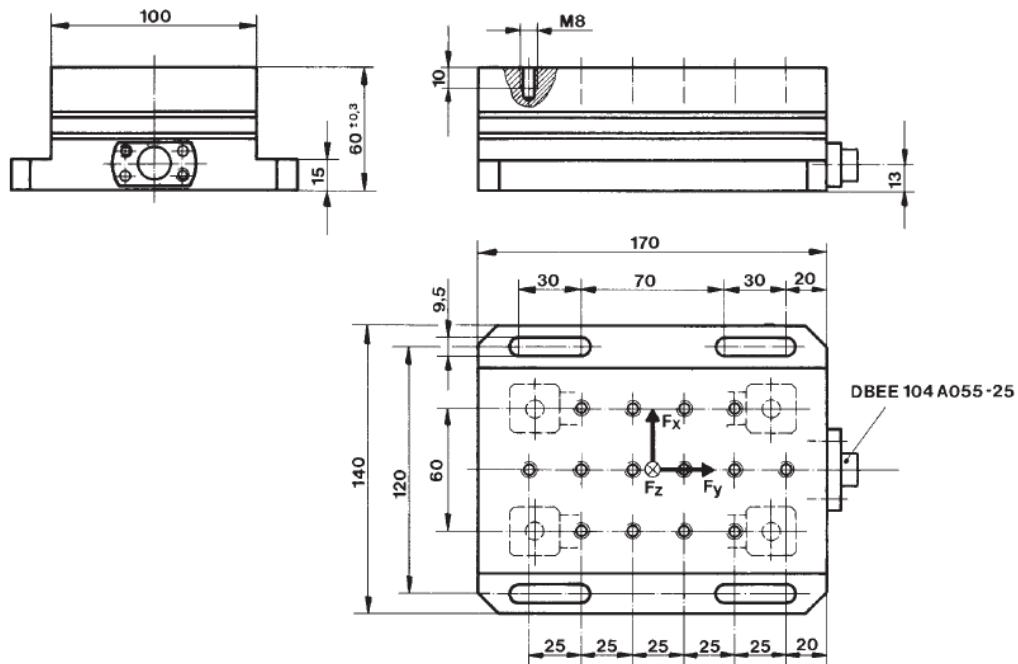


Figure A. 7 : Dimensions de dynamomètre type 9257B [Kistler, 2003].