



**HAL**  
open science

# Effets du comportement de la machine et des paramètres d'usinage sur la topographie des surfaces obtenues par fraisage à grande vitesse avec des fraises à bout sphérique monoblocs

Rami Belguith

► **To cite this version:**

Rami Belguith. Effets du comportement de la machine et des paramètres d'usinage sur la topographie des surfaces obtenues par fraisage à grande vitesse avec des fraises à bout sphérique monoblocs. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Institut National Polytechnique de Toulouse - INPT; École nationale d'ingénieurs de Sfax (Tunisie), 2019. Français. NNT : 2019INPT0127 . tel-04170887

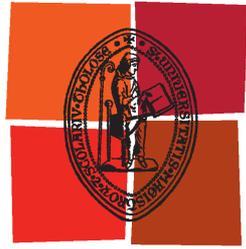
**HAL Id: tel-04170887**

**<https://theses.hal.science/tel-04170887>**

Submitted on 25 Jul 2023

**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.



Université  
de Toulouse

# THÈSE

En vue de l'obtention du

## DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

**Délivré par :**

Institut National Polytechnique de Toulouse (Toulouse INP)

**Discipline ou spécialité :**

Génie Mécanique, Mécanique des Matériaux

---

**Présentée et soutenue par :**

M. RAMI BELGUITH

le samedi 7 décembre 2019

**Titre :**

Effets du comportement de la machine et des paramètres d'usinage sur la topographie des surfaces obtenues par fraisage à grande vitesse avec des fraises à bout sphérique monoblocs

---

**Ecole doctorale :**

Mécanique, Energétique, Génie civil, Procédés (MEGeP)

**Unité de recherche :**

Laboratoire Génie de Production de l'ENIT (E.N.I.T-L.G.P.)

**Directeur(s) de Thèse :**

M. GILLES DESSEIN

MME WASSILA BOUZID SAÏ

**Rapporteurs :**

M. RAYNALD LAHEURTE, UNIVERSITE BORDEAUX 1

M. TAREK MABROUKI, ECOLE NATIONALE D'INGENIEURS DE TUNIS

**Membre(s) du jury :**

M. CHEDLY BRADAI, ECOLE NALE D'INGENIEUR DE SFAX TUNISIE, Président

M. GILLES DESSEIN, ECOLE NATIONALE D'INGENIEURS DE TARBES, Membre

M. MAHER BAILI, ECOLE NATIONALE D'INGENIEURS DE TARBES, Invité

MI. MAHER BARKALLAH, ECOLE NALE D'INGENIEUR DE SFAX TUNISIE, Invité

Mme WASSILA BOUZID SAÏ, ECOLE NALE D'INGENIEUR DE SFAX TUNISIE, Membre

M. NIZAR AIFAOU, Ecole Nationale d'Ingénieurs de MONASTIR, Membre

---

---

# Effets du comportement de la machine et des paramètres d'usinage sur la topographie des surfaces obtenues par fraisage à grande vitesse avec des fraises à bout sphérique monoblocs

---

---

**Rami BELGUTH**

---

---

## **Résumé :**

L'optimisation des paramètres de coupe en usinage à grande vitesse impose le passage à travers la modélisation des efforts de coupe en intégrant les erreurs d'usinage ainsi que l'analyse de la topographie. La présente étude porte sur l'analyse de l'effet des paramètres de coupe et des erreurs d'usinage sur la topographie des surfaces fraisées avec une fraise à bout sphérique monobloc. Pour y parvenir on a modélisé la géométrie de la fraise en tenant compte des erreurs d'usinage, la zone d'engagement outil-pièce et le calcul de la largeur et de l'épaisseur de coupe en tenant compte de la trace de la dent précédente afin de montrer l'effet des erreurs d'usinage sur les efforts de coupe. Une analyse de la topographie en fonction de tous ces paramètres et des erreurs d'usinage est réalisée en se basant sur une validation expérimentale.

**Mots clés :** Topographie, Effort de coupe, Usure, flexion, vibrations, faux rond

## **Abstract:**

The optimization of the cutting parameters in high-speed machining requires the consideration of the machining errors in the modeling of the cutting forces and the surface topography. Therefore, the present study deals with the analysis of the effect of cutting parameters and machining errors on the surface topography of milled surfaces with a ball-end mill. The tool geometry was modeled taking into account all the machining errors such as runout, bending, vibrations and wear. Then, the Cutter Workpiece Engagement region 'CWE', the cutting width and the uncut chip thickness were modeled taking into account the trace of the previous tooth. Subsequently, thermomechanical modeling of cutting forces in the milling process with a ball-end tool is made considering these errors. Finally, an analysis of the topography according to all these parameters and machining errors was carried out based on experimental validation.

**Key-words:** Topography, cutting forces, wear, bending, vibration, runout



## Remerciements

---

Je tiens tout d'abord à remercier mes directeurs de thèse pour m'avoir permis de relever le défi de la cotutelle de thèse entre l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sfax et l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes. Plus particulièrement, je remercie Madame Wassila Bouzid Sai, Professeur à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sfax, pour m'avoir permis de découvrir le monde de la recherche lors de mes années de thèse au sein de l'Unité de Génie de Production Mécanique et Matériaux, je suis ravi d'avoir travaillé en sa compagnie car outre son appui scientifique, elle a toujours été là pour me soutenir et me conseiller au cours de l'élaboration de cette thèse. Je remercie également Monsieur Gilles Dessein, Professeur des universités à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes, pour m'avoir accueilli sous sa responsabilité pendant les 3 ans de thèse en France au sein du Laboratoire Génie de Production, et pour avoir su me pousser jusqu'au bout pour que je donne le meilleur de moi-même et que j'arrive au bout de cette aventure.

Par la suite, je voudrais exprimer mes plus vifs remerciements à Monsieur Maher Baili, Maître de Conférence à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes, pour ses hautes qualités humaines, sa disponibilité, ses discussions fructueuses. Je tiens, à le remercier pour l'attention et la patience qu'il m'a accordées durant mes séjours et spécialement lors de la réalisation des essais en France. Je suis extrêmement reconnaissant à Monsieur Lotfi Sai, Maître Assistant Habilité à l'Institut Préparatoire aux Etudes d'Ingénieurs de Nabeul, qui m'a fait le grand honneur de bien vouloir m'encadrer dans ce travail, qui a dirigé avec compétence ce travail, qu'il accepte mes remerciements pour la disponibilité qu'il a témoignée à mon égard et trouve ici l'expression de ma profonde gratitude pour la patience et le temps qu'il m'a consacré.

Je tiens également à remercier Monsieur Chedly Bradai, Professeur à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sfax, pour l'honneur qu'il me fait en acceptant de présider le jury de cette thèse. Je tiens à remercier Monsieur Tarek Mabrouki, Maître de Conférences HDR à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tunis et Monsieur Raynald Laheurte Maître de Conférences HDR à l'Université de Bordeaux, pour le grand honneur qu'ils m'ont fait en acceptant d'être les rapporteurs de cette thèse et Monsieur Nizar Aifaoui, Professeur à l'Institut Préparatoire aux Etudes d'Ingénieurs de Monastir, Monsieur Maher Barkallah, Maître de Conférences HDR à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sfax, de participer à l'évaluation de ce travail en tant qu'examineurs.

Je tiens à remercier chaleureusement tous mes collègues et mes amis de l'Unité de Génie de Production Mécanique et Matériaux à Sfax (Monia, Hassen, Bassem, Mohamed, Amina, Wiem, Hela, Anis, ...) et du Laboratoire de Génie de Production à Tarbes (Linda, Mohamed, Amor, Farhat, Cendrella, Rami, Marie, Eliane, ...) qui m'ont soutenu et qui ont rendu mes journées de travail plus agréables.

Je n'oublie pas, bien-sûr, ma famille qui m'a donné les moyens nécessaires et qui m'a soutenu dans les bons comme dans les mauvais moments de la thèse et qui a toujours su être là pour moi. Je profite donc de ce moment pour remercier mon père Zouhir, ma mère Najet, ma sœur Afef et mon frère Hassen. Enfin, je remercie de tout mon cœur ma belle femme Imen ainsi que mes deux adorables filles Yasmine et Sirine qui étaient présentes chaque jour à mes côtés.

# Sommaire

<b>Notations et abréviation.....</b>	<b>7</b>
<b>Introduction générale.....</b>	<b>9</b>
<b>Chapitre 1 : Etude bibliographique.....</b>	<b>11</b>
1. Introduction .....	12
2. Erreurs de fraisage .....	12
2.1. Effet du faux rond sur la géométrie de coupe .....	12
2.2. Modélisation de la flexion de l'outil en fraisage avec FBS.....	15
2.3. Modélisation des vibrations de l'outil en fraisage avec FBS .....	19
2.4. Synthèse des travaux effectués sur les erreurs d'usinage (Faux rond, Flexion, Vibrations) .....	23
3. Modélisation de l'usure de l'outil en fraisage avec FBS .....	24
4. Modélisation des efforts de coupe .....	30
4.1. Modélisation des efforts de coupe en fonction des erreurs d'usinage .....	30
4.3. Conclusion .....	36
5. Topographie des surfaces en fraisage.....	36
5.1. Modélisation de la topographie des surfaces fraisées .....	37
5.2. Conclusion .....	49
6. Conclusion .....	49
<b>Chapitre 2 : Modélisation de la géométrie de la FBS : Effets des erreurs .....</b>	<b>51</b>
1. Introduction .....	52
2. Hypothèses.....	54
3. Discrétisation de l'arête de coupe de l'outil .....	54
4. Effet de l'usure sur la géométrie de la fraise .....	56
4.1. Usure en dépouille .....	57
4.2. Usure en cratère .....	64
5. Effet du faux rond de la fraise sur la géométrie de l'outil.....	69
6. Modélisation de la flexion de la fraise.....	71
7. Modélisation des vibrations.....	72
8. Conclusion.....	77

<b>Chapitre 3 : Modélisation de la topographie des surfaces en fraisage par FBS.....</b>	<b>79</b>
1. Introduction et hypothèses.....	80
2. Modélisation de la géométrie de coupe.....	80
2.1. Introduction.....	80
2.2. Paramètres de coupe.....	81
2.3. Modélisation de la zone d'engagement outil/pièce.....	81
2.4. Modélisation géométrique de l'épaisseur de coupe.....	89
3. Modélisation thermomécanique des efforts de coupe.....	91
4. Modélisation de la variation de la vitesse d'avance.....	93
5. Modélisation de la topographie.....	99
5.1. Mouvement relatif outil/pièce.....	100
5.2. Modélisation de la topographie.....	101
6. Conclusion.....	104
<b>Chapitre 4: Validation, résultats et discussions.....</b>	<b>106</b>
1. Introduction.....	107
2. Méthodologie expérimentale.....	107
2.1. Couple outil/pièce.....	107
2.2. Machine utilisée.....	109
2.3. Instruments de mesure et de contrôle.....	110
2.4. Plans d'essais.....	118
3. Résultats.....	121
3.1. Résultats expérimentaux.....	121
3.2. Validation des modèles.....	137
3.3. Résultats analytiques.....	145
4. Conclusion.....	151
<b>Conclusion générale.....</b>	<b>153</b>
<b>Références Bibliographiques.....</b>	<b>156</b>

# Notations et abréviation

Notation	Désignation	Unité
$A$	Accélération	m/s <sup>2</sup>
$a_e$	Prise de passe radial	mm
$a_p$	Prise de passe axiale	mm
$c$	Coefficient d'amortissement	Ns/m
$C, i, j$	Repère tournant passant par le point P	
$C, u, v$	Repère tournant tangent à la dent	
$db(z, t)$	La largeur de coupe	mm
$dF_a(z, t)$	Composante élémentaire axiale de l'effort de coupe	N
$dF_{ac}(z, t)$	Composante axiale d'effort du cisaillement	N
$dF_r(z, t)$	Composante élémentaire radiale de l'effort de coupe	N
$dF_{rc}(z, t)$	Composante radiale d'effort du cisaillement	N
$dF_{rw}(z, t)$	Composante élémentaire radiale due à l'usure en dépouille	N
$dF_s(z, t)$	Composante tangentielle de l'action élémentaire de la pièce sur le copeau	N
$dF_t(z, t)$	Composantes élémentaire tangentielle de l'effort de coupe	N
$dF_{tc}(z, t)$	Composante tangentielle d'effort du cisaillement	N
$dF_{tw}(z, t)$	Composante élémentaire tangentielle due à l'usure en dépouille	N
$dF_x(t)$	Effort de coupe suivant X	N
$dF_y(t)$	Effort de coupe suivant Y	N
$dF_z(t)$	Effort de coupe suivant Z	N
$dN_s(z, t)$	Composante normale de l'action élémentaire de la pièce sur le copeau	N
$dscs(\theta, z, t)$	Section de coupe	mm <sup>2</sup>
$e_r$	Excentricité de l'axe de la fraise due au faux rond	mm
$ER_x(t)$	Somme des erreurs selon X	mm
$ER_y(t)$	Somme des erreurs selon Y	mm
$f_z(t)$	Avance par dent de la fraise	mm/dent
$i_o$	Angle d'hélice nominal de la fraise	rad
$i_L(z, t)$	Angle d'hélice locale de la fraise	rad
$J$	Jerk	m/s <sup>3</sup>
$k$	Coefficient de rigidité	N/m
$K_B(z, t)$	Largeur du cratère	mm
$K_M(z, t)$	Distance au centre du cratère	mm
$K_T(z, t)$	Profondeur maximale du cratère	mm
$l_c(z, t)$	Longueur de contact	mm
$m$	Masse modale	Ns <sup>2</sup> /m
$n_d$	Nombre de disque de discrétisation	disques
$N_f$	Nombre de dents	dents
$O, X_O, Y_O, Z_O$	Repère lié à la fraise	
$O_B, X_B, Y_B, Z_B$	Repère lié à la broche	
$Pa$	Plan de discrétisation	
$Pf$	Plan d'écoulement de copeau	
$Pn$	Plan normale	

Po	Plan orthogonale	
Pr	Plan de référence	
Ps	Plan d'arête	
$R_o$	Le rayon nominal de la fraise non usée	mm
$R_n(t)$	Rayon nominal de la fraise usée	rad
$R(z, t)$	Rayon de circonférence de l'élément discrétisé usé dans (Pa)	mm
$R_{eq}(z, t)$	Rayon de circonférence de l'élément discrétisé en tenant compte de toutes les erreurs dans (Pa)	mm
$t_n(z, t)$	Epaisseur instantanée de coupe	mm
$V_c(z, t)$	Vitesses de coupe	m/min
$V_e(z, t)$	Vitesse d'écoulement de copeau	m/min
$V_f$	Vitesse d'avance	mm/min
$w_{VB}(t)$	Taux de l'usure en dépouille	mm/s
$x_{FL}(t), y_{FL}(t)$	Erreurs de flexion de la fraise suivant X et Y	mm
$x_{FR}(t), y_{FR}(t)$	Erreurs du faux rond de la fraise suivant X et Y	mm
$x_H(t)$	Solution homogène de l'équation de mouvement	mm
$x_P(t)$	Solution particulière de l'équation de mouvement	mm
$x_{vib}(t)$ et $y_{vib}(t)$	Erreur de vibrations de la fraise suivant X et Y	mm
$z$	Hauteur de l'élément discrétisé	mm
$w_{KT}(z, t)$	Taux de l'usure en cratère	mm <sup>3</sup> /s
$\alpha_a$	Angle de dépouille de la fraise non usée	rad
$\gamma_a$	Angle de coupe de la fraise non usée	rad
$\Delta z$	Distance entre deux disques successifs	mm
$\gamma_f(z, t)$	Angle de coupe dans (Pf)	rad
$\gamma_n(z, t)$	Angle de coupe dans (Pn)	rad
$\eta_c(z, t)$	Angle d'écoulement du copeau	rad
$\theta_{2o}(z, t)$	Déphasage de l'angle de coupe dû à l'usure en dépouille dans (Po)	rad
$\kappa(z, t)$	Angle de position de l'élément de coupe dans (Pr)	rad
$\psi_e$	Angle de position du faux rond	rad
$\psi(z, t)$	Position angulaire de l'élément discrétisé dans (Pa)	rad
$\varphi(z, t)$	Position angulaire de l'élément discrétisé dans (Pa)	rad
$\theta_{2a}(z, t)$	Déphasage de l'angle $\varphi(z)$ dû à l'usure en dépouille	rad
$\lambda_s(z, t)$	Angle d'inclinaison de l'arête de coupe	rad
$\omega_0$	Pulsation propre	rad/s
$\omega_d$	Pseudo pulsation	rad/s
$\varepsilon$	Rapport d'amortissement	
J	Jerk	m/s <sup>3</sup>
$\theta_{ENT}$	Angle d'attaque de la dent dans la matière	Deg
$\theta_{EXIT}$	Angle de sortie de la dent de la matière	Deg
$\beta$	Angle de frottement	rad
$\phi_n(z, t)$	Angle de cisaillement	rad
$\beta_n(z, t)$	Angle moyen de frottement	rad
$\eta_s(z, t)$	Angle de direction de cisaillement	rad
$\mu_{OC}, \mu_{OP}$	Coefficient de frottement à l'interface outil/copeau et outil/pièce	

---

# Introduction générale

L'évolution du domaine de l'usinage a permis de le placer comme le moyen principal de fabrication des pièces mécaniques. Ceci malgré l'apparition de nouvelles technologies telle que la fabrication additive.

Cette évolution s'est apparue proportionnellement à l'évolution du besoin de l'industrie. En effet, le problème majeur qui a été à l'origine de ce besoin est l'usinabilité de matériaux non usinables avec les moyens conventionnels et la complexité des surfaces. D'où l'apparition de l'usinage à grande vitesse qui a résolu la plupart des problèmes liés à l'usinabilité et à la complexité des surfaces à usiner. Cette technologie est toujours en cours d'évolution et sur laquelle il existe de très nombreux travaux qui cherchent à optimiser les paramètres de coupe afin d'améliorer la qualité des surfaces et entre autre la rugosité.

Les travaux qui portent sur la modélisation physique de l'effet des erreurs d'usinage (faux rond, flexion, vibrations, usure) sur la topographie sont rares. C'est dans ce cadre que se situe le travail de cette thèse qui vise à étudier l'effet des paramètres d'usinage et du comportement de la machine sur la topographie des surfaces en fraisage à grande vitesse avec une fraise à bout sphérique monobloc.

Le premier chapitre a pour objet de détailler les travaux antérieurs. On s'est intéressé à l'usinage par une fraise à bout sphérique monobloc, aux différentes caractéristiques de la zone de coupe et à l'effet de la variation des paramètres de coupe sur la topographie des surfaces fraisées. La première partie de la bibliographie commence par la définition et la présentation de différentes erreurs d'usinage, tels que le défaut de faux rond, la flexion, les vibrations de la fraise et l'usure en cratère et en dépouille. La deuxième partie de la bibliographie est consacrée à la modélisation des efforts de coupe en fraisage en montrant l'effet des erreurs sur ces efforts et en détaillant la modélisation thermomécanique des efforts de coupe. La dernière partie comporte la définition des paramètres de rugosité 3D et la morphologie de la surface usinée. De même, les différents modèles de la topographie des surfaces fraisées adoptés par les études antérieures sont présentés.

Pour modéliser la topographie de la surface obtenue par usinage avec une fraise à bout sphérique monobloc, il faut commencer par la modélisation des erreurs d'usinage et leurs effets sur les efforts de coupe. Pour cela, le développement analytique a débuté par le chapitre 2 où on a tenu compte du faux rond, de la flexion, des vibrations et de l'usure dans le calcul de la géométrie de la fraise ayant un effet direct sur la section de coupe et par la suite sur les

---

efforts. La première partie s'intéresse à la modélisation de l'usure en dépouille et l'usure en cratère de la fraise en se basant respectivement sur un mécanisme d'usure par abrasion et par diffusion. La deuxième partie comporte la modélisation et la définition des différentes erreurs d'usinage, tels que le faux rond, la flexion et les vibrations de l'outil. Le faux rond est défini par une mesure géométrique de ses paramètres, la flexion à travers un modèle de calcul de la flèche en utilisant la théorie des poutres et les vibrations à travers la résolution de l'équation de mouvement du système masse ressort amortisseur adopté.

Ensuite, dans le troisième chapitre, une modélisation de la géométrie de coupe passe en premier lieu par le calcul de la zone d'engagement outil-pièce 'CWE region' considérant les erreurs d'usinage décrites précédemment et en deuxième lieu par le calcul de la largeur de coupe et de l'épaisseur de coupe. Par la suite, une modélisation thermomécanique des efforts de coupe en fraisage avec une fraise à bout sphérique monobloc est faite en fonction de ces erreurs en utilisant la loi de comportement de Johnson Cook. On passera après à la définition de la cinématique de la machine en intégrant la variation de la vitesse d'avance dans les zones d'accélération et de décélération. Finalement, une analyse de la topographie en fonction de tous ces paramètres et des erreurs d'usinage sera réalisée. Le développement des programmes a été effectué en utilisant l'outil informatique MATLAB.

Le quatrième chapitre comporte les résultats analytiques et expérimentaux ainsi que les interprétations. Tout d'abord on commence par la description de la méthodologie expérimentale en présentant la machine d'essai, l'outil et la pièce, les moyens de mesure et les plans d'expérience. Par la suite, une présentation des résultats de l'usure, des efforts de coupe et de la topographie est faite en se basant sur l'expérimentation et la modélisation analytique.

Ce rapport se termine par une conclusion et des perspectives.

# **Chapitre 1 :**

## **Etude bibliographique**

## 1. Introduction

Ce chapitre comporte une synthèse bibliographique de l'effet du comportement de la machine et des paramètres d'usinage sur les efforts de coupe et la topographie des surfaces en fraisage à grande vitesse. Le premier volet de ce chapitre comporte la définition des différentes erreurs d'usinage telles que le faux rond, la flexion, les vibrations et l'usure de la fraise (cratère et dépouille). Le deuxième volet portera sur l'effet de ces erreurs sur les efforts de coupe ainsi que la présentation des différents modèles de la topographie des surfaces en fraisage avec une fraise à bout sphérique monobloc.

## 2. Erreurs de fraisage

La considération des erreurs d'usinage est d'une grande importance lors de la modélisation de la coupe. Ces erreurs peuvent influencer sur la géométrie de l'outil et la géométrie de coupe au cours du temps, et par conséquent sur l'évolution des efforts de coupe et celle de la topographie des surfaces.

### 2.1. Effet du faux rond sur la géométrie de coupe

Le faux rond de l'outil est un défaut constant de l'outil de coupe qui affecte la surface après usinage. Il se présente par un écart ou un décalage entre l'axe de rotation de l'outil et l'axe de la broche. Lors de l'opération de fraisage, il est important que les dents tournent et attaquent la surface usinée d'une façon symétrique. Si l'une des dents attaque la pièce plus que les autres elle provoquera la dissymétrie de l'outil et de l'usinage. Ceci cause principalement les problèmes d'usure rapide et l'irrégularité du profil fini de la pièce. Le faux-rond a une grande influence sur les efforts de coupe, il dépend en premier lieu de la qualité de broche et du porte outil ainsi que de l'outil lui-même.

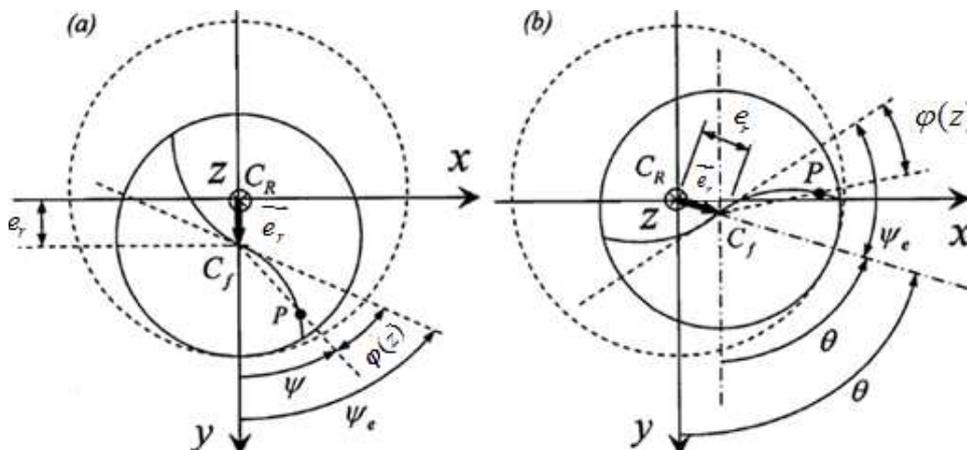


Figure 1. 1 . Paramètres du faux rond radial d'une fraise à bout sphérique ( $e, \psi_e$ ) (a) position de ' $e_r$ ' suivant y (b) Position quelconque [1-3]

Fontaine et al. [1–3], ont insisté sur l'importance du faux rond qui va provoquer le changement de la position des arêtes de coupe. D'où l'effet sur l'engagement de la fraise dans la matière et la vitesse de coupe locale (Figure 1. 1).

Les auteurs ont ajouté l'excentricité dans l'équation de la position angulaire  $\psi(z)$  du point P sur la  $j^{\text{ème}}$  dent à l'altitude 'z' sachant que la position angulaire de référence de la fraise  $\theta = 0^\circ$  est définie tel que le vecteur d'excentricité  $e_r$  soit colinéaire avec l'axe  $\bar{y}$  (Figure 1. 1 (a)):

$$\psi(z) = (\theta + \psi_e) - \varphi(z) + (j-1) \frac{2\pi}{N_f} \quad \varphi(z) = \frac{z}{R_0} \tan(i_0) \quad (1. 1)$$

Le rayon équivalent  $R_e(z)$  (Figure 1. 2) au point P dû au défaut est calculé afin de déterminer la valeur de la vitesse de coupe locale  $V = \omega R_e(z)$  avec :

$$R_e(z) = \sqrt{R(z)^2 + e_r^2 + 2e_r R(z) \cos(\psi_e - \varphi(z) + (j-1) \frac{2\pi}{N_f})} \quad (1. 2)$$

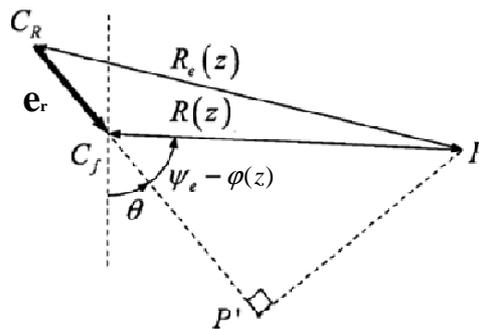


Figure 1. 2. Rayon équivalent  $R_e(z)$  dû au faux rond radial ( $e_r, \psi_e$ ) [2]

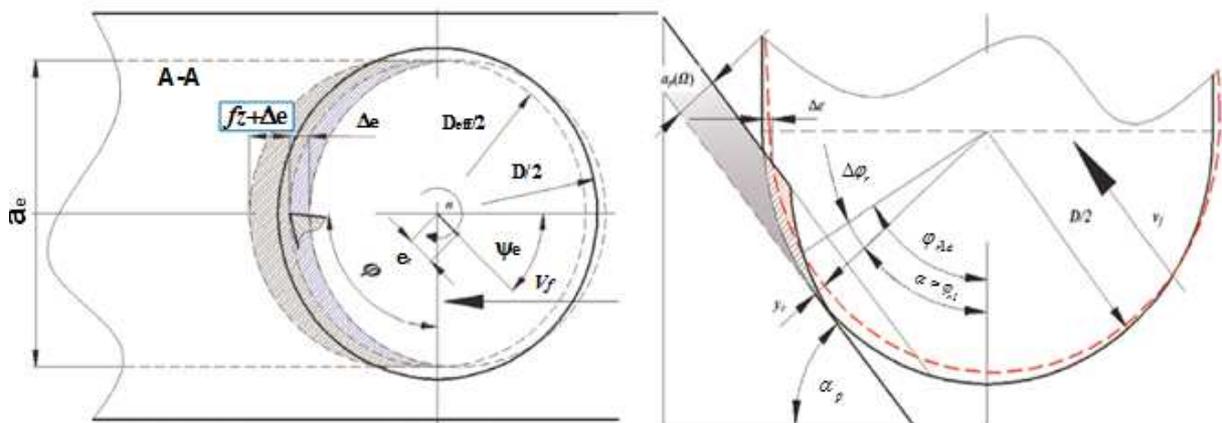


Figure 1. 3. Géométrie de l'élément de coupe en tenant compte du faux rond radial [4,5]

Wojciechowski et al. [4,5] ont proposé un modèle de calcul des efforts de coupe pour la finition des surfaces usinées avec une fraise à bout sphérique tout en tenant compte de l'effet

du faux rond radial (Figure 1. 3). Le matériau utilisé est le 55NiCrMoV6 dans les conditions de finition où  $a_p < 0.3mm$  et  $a_e < 0.5mm$ .

Les mêmes auteurs ont inséré le défaut du faux rond radial dans l'équation de la section instantanée de coupe en l'ajoutant à l'avance par dent de la fraise :

$$A_z = R_0(f_z + \Delta e)(1 - \cos(\varphi_{r2} - \alpha_p)) \sin \varphi \quad (1.3)$$

Sachant que  $\alpha_p$  représente l'angle d'inclinaison de la surface à usiner,  $\varphi_{r2}$  l'angle limite de positionnement de l'incrément de coupe. La variation de l'avance due au faux rond radial de la fraise  $\Delta e$  en mm/dent (Figure 1. 3(a)) est donnée par :

$$\Delta e = e_r \sin\left(\Omega - \frac{\psi_{l1} + \psi_{l2}}{2} + \psi_e\right) \quad (1.4)$$

Avec  $\psi_e$  l'angle de positionnement du faux rond radial de la fraise en rad,  $e_r$  l'excentricité,  $\Omega$  l'angle de rotation de la fraise (en rad) et  $(\psi_{l1}, \psi_{l2})$  présentent l'angle initial et final d'engagement de l'outil dans la pièce.

Le faux rond radial affecte lors de l'usinage d'une surface inclinée l'épaisseur de coupe et la longueur active de l'arête de coupe (Figure 1. 3 (c)). Si l'excentricité de la fraise  $e_r > 0$ , l'angle initial est donc donné par  $\varphi_{r1e} = \alpha + \Delta\varphi_r$ ,  $\Delta\varphi_r$  représente la variation de l'angle initial en tenant compte du faux rond radial avec:

$$\Delta\varphi_r = \sin\left(\Omega - \frac{(1 - \cos \alpha_p) \tan \lambda_s + \psi_{l2}}{2}\right) \left[ \arcsin\left(\frac{fz}{2R_0}\right) - \arccos\left(\frac{fz\sqrt{4R_0^2 - y_e^2 - f_z^2} - y_e\sqrt{y_e^2 + f_z^2}}{2R_0\sqrt{y_e^2 + f_z^2}}\right) \right] \quad (1.5)$$

$y_e$  représente dans cette équation le déplacement de la fraise suivant la direction orthogonale à la surface usinée qui peut être calculé comme suit :

$$y_e = \frac{(R_0 \cos \alpha_p + L - R_0) [\cos \alpha_p (\sqrt{(e \cos \psi_e)^2 + (L - R_0)^2} + R_0 - L) + (e \cos \psi_e) \sin \alpha_p]}{\sqrt{(e \cos \psi_e)^2 + (L - R_0)^2}} \quad (1.6)$$

$L$  présente la longueur libre de la fraise. Le désaxage  $e_r = 3\mu m$  a été mesuré par un capteur de position incrémental. L'angle  $\psi_e = 4^\circ$  est mesuré en fonction de l'excentricité de la fraise et le déplacement sur l'arête de coupe. Cette étude a montré l'effet du faux rond radial sur les efforts de coupe où la marge d'erreur entre les valeurs modélisées et mesurées a diminué de 23% à 16% ce qui prouve l'amélioration du modèle considérant l'erreur du faux rond.

D'après les travaux cités précédemment, le faux rond radial d'une fraise à bout sphérique monobloc est défini généralement par deux principaux paramètres qui sont l'excentricité  $e_r$  et l'angle de sa position  $\psi_e$ .

## 2.2. Modélisation de la flexion de l'outil en fraisage avec FBS

La flexion de la fraise lors de l'usinage est causée principalement par les efforts de coupe générés au cours du temps. Kim et al. [6], ont étudié la flexion de l'outil en fraisage avec fraise à bout sphérique monobloc. Leur étude se base principalement sur l'identification de l'effet des efforts de coupe en considérant la raideur du système outil-porte outil. La fraise a été modélisée sous la forme d'une poutre avec une variation du diamètre au niveau de la zone des arêtes de coupe (Figure 1. 4).

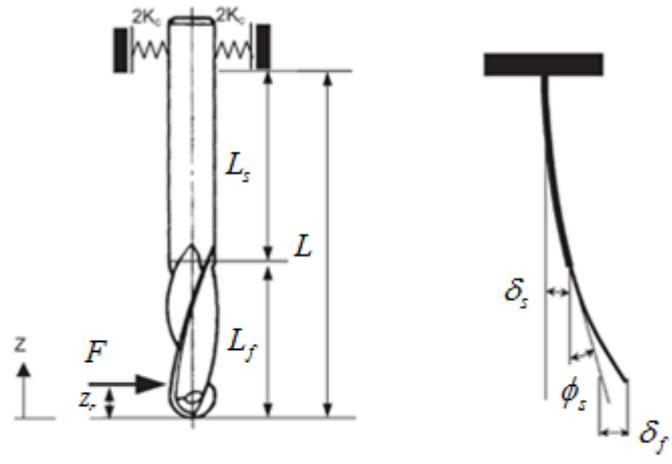


Figure 1. 4. Modélisation de la flexion de l'outil [6]

Sur cette base Kim et al. [6], ont défini la flexion de la fraise par la sommation de deux composantes  $\delta_t$  et  $\delta_c$  qui sont respectivement la flexion engendrée par l'effort de coupe et par la raideur de l'ensemble outil-broche avec :

$$\delta = \delta_t + \delta_c = \delta_t + \frac{F}{K_c} \quad (1. 7)$$

$K_c$  représente la raideur de l'ensemble outil-broche et  $F$  l'effort de coupe avec ces deux composantes ( $F_x$  et  $F_y$ ). La fraise à bout sphérique (Figure 1. 4) a été divisée en deux zones dont une lisse et l'autre contient les arêtes de coupe. Cette modélisation tient en compte des deux zones en définissant l'équation du déplacement  $\delta_t$  comme suit :

$$\delta_t = \delta_s + \delta_f + \phi_s(L_f - z) = \frac{F}{6EI} [-(L-L_f)^3 + 3(L-L_f)^2(L_f - z_f)] + \frac{F}{6EI_f} [(z_f - z)^3 - (L_f - z)^3 + 3(L_f - z)^2(L_f - z_f)] + \frac{F}{2EI} [-(L-L_f)^2 + 2(L-L_f)(L - z_f)](L_f - z) \quad (1. 8)$$

Sachant que  $\delta_s$ ,  $\delta_f$  et  $\phi_s$  sont respectivement les flexions de la zone lisse, de la zone contenant les arêtes de coupe et l'angle caractérisant la flexion entre les deux zones.  $F$  représente l'effort de coupe ( $F=F_x$  pour la flexion suivant  $x$  et  $F=F_y$  pour la flexion suivant  $y$ ),  $I$  le moment quadratique de la zone lisse de la fraise,  $I_f$  le moment quadratique de la zone des arêtes de coupe de la fraise et  $E$  le module d'Young.  $L$  est la longueur libre de la fraise,  $L_f$  la longueur de la zone des arêtes de coupe et  $Z_F$  la position de chargement par l'effort de coupe.

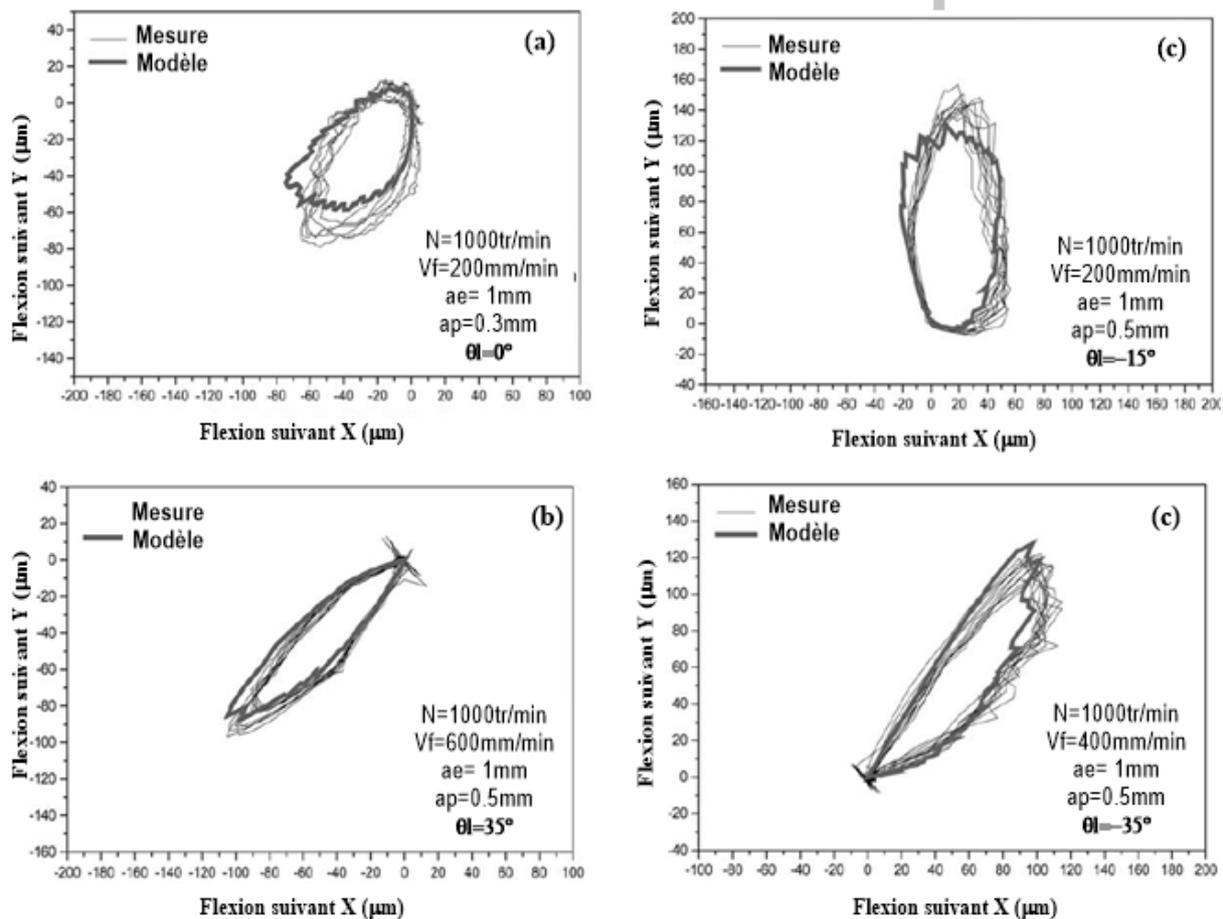


Figure 1. 5 . Profil de flexion mesuré et calculé pour une inclinaison de la fraise de  $0^\circ$  (a),  $35^\circ$ (b),  $-15^\circ$ (c) et  $-35^\circ$ (d) ( $N=1000\text{tr/min}$ ,  $a_p=1\text{mm}$ ,  $D=12\text{mm}$ ,  $N_f=2\text{dents}$ ) [6]

Kim et al. [6] ont par la suite comparé leur modélisation à l'expérimentation en usinant une surface de forme cylindrique) et en variant l'angle d'inclinaison de la fraise suivant la direction de l'avance. La flexion de la fraise est mesurée par deux capteurs suivant X et Y. La flexion augmente en diminuant l'inclinaison de la fraise suivant la direction de l'avance en trouvant une coïncidence entre les valeurs calculées et simulées de la flexion pour le cas de  $\theta_l=35^\circ$  et  $\theta_l= -35^\circ$  en comparant par rapport  $\theta_l=0^\circ$  et  $\theta_l= -15^\circ$ . Ceci est dû principalement au comportement instable de la zone de coupe lorsqu'elle est proche de l'extrémité de la fraise pour les faibles inclinaisons. Par conséquent, pour des grandes inclinaisons et grâce à

l'éloignement de la zone d'usinage du bout de la fraise le comportement de la zone de coupe sera plus proche de la modélisation théorique (Figure 1.5).

Lopez et al. [7], ont dédié leur étude vers la détermination des erreurs dimensionnelles dues à la flexion de la fraise à bout sphérique monobloc dans les conditions de l'usinage à grande vitesse. Ils ont utilisé deux nuances d'acier : le 40CrMnNiMo8-6-4 de dureté 30HRC et le X40CrMoV5-1 de dureté 50 HRC, et ont fait varier l'inclinaison de la surface à usiner de  $\alpha_p=15$  à  $45^\circ$  (Figure 1. 6), la profondeur de passe ( $a_p=0.5-2\text{mm}$ ) et de l'avance par dent ( $f_z=0.013-0.15\text{mm/dent}$ ). Ils ont modélisé analytiquement la flexion par :

$$\delta = \sqrt{X_{fl}^2 + Y_{fl}^2} = \frac{FL^3}{3EI} = \frac{64FL^3}{3\pi ED^4} \quad (1.9)$$

Le rapport  $\frac{L^3}{D^4}$  doit être minimal afin de minimiser la flexion de l'outil.  $L_t$  représente la longueur totale de la fraise (Tableau 1. 1).

$L_t(\text{mm})$	$L(\text{mm})$	$D_0(\text{mm})$	$D=0.8*D_0(\text{mm})$	$L^3/D^4(\text{mm}^{-1})$
100	66	6	4.8	541.6
100	55	12	9.6	19.9
150	112	16	12.8	52.33

Tableau 1. 1. Choix du rapport  $\frac{L^3}{D^4}$  [7]

Ces auteurs [7] ont aussi défini une relation entre la prise de passe radiale  $a_e$  et la rugosité  $R_t$ . Ils ont constaté que la rugosité théorique ne dépend que de  $R$ ,  $a_p$ ,  $a_e$  et  $\alpha_p$ . Pour étudier l'influence de la flexion de l'outil sur la rugosité, ils ont fait des essais en variant ces paramètres :

$$a_e = \sqrt{(8R_0R_t - 4R_t^2 \cos \alpha_p)}$$

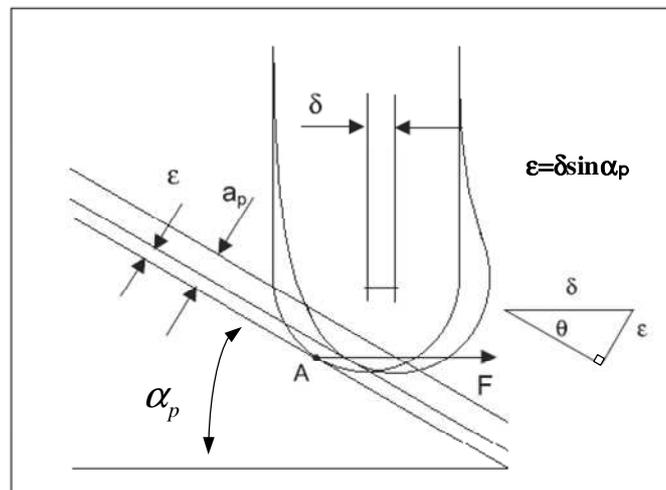


Figure 1. 6. Relation entre la flexion  $\delta$  et l'erreur  $\epsilon$

Différentes combinaisons de modes d'usinage ont été réalisées :

- AV-D: Fraisage en montant et en avalant
- AV-U: Fraisage en montant et en opposition
- DV-D: Fraisage en descendant et en avalant
- DV-U: Fraisage en descendant et en opposition
- H-D: Fraisage horizontal en avalant
- H-U: Fraisage horizontal en opposition

Les résultats des déplacements dus à la flexion de la fraise pour le matériau 40CrMnNiMo8-6-4 de dureté 30 HRC (Figure 1. 7) montrent bien que cette dernière diminue tout en augmentant l'inclinaison de la surface à usiner. Elle diminue aussi dans la majorité des stratégies adoptées en diminuant le rapport  $\frac{L^3}{D^4}$ .

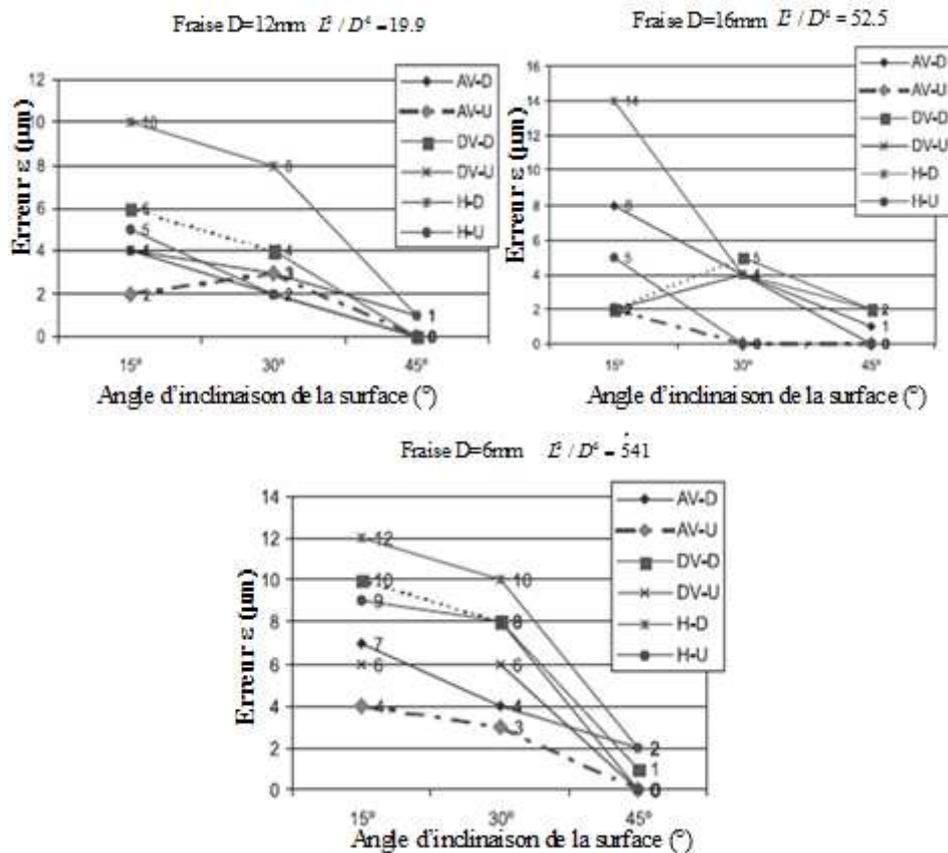


Figure 1. 7. Flexion de l'outil en fonction de l'angle d'inclinaison de la surface  $\alpha_p$  et du diamètre de la fraise (6,12 et 16mm) [7]

### 2.3. Modélisation des vibrations de l'outil en fraisage avec FBS

La vibration présente la cause principale de l'usure prématurée de l'outil et de l'endommagement de la machine-outil. De ce fait l'étude de la vibration lors de l'opération

d'usinage occupe une position primordiale surtout dans les recherches liées à l'usinage à grande vitesse à cause des conditions de coupe qui sont plus sévères que les autres procédés. On peut distinguer principalement trois types de vibrations. Les vibrations forcées, les vibrations libres de l'outil, de la pièce ou de la broche, les vibrations auto-entretenues appelé aussi auto-vibration. Ces dernières sont des vibrations régénératives provenant principalement de l'instabilité du régime de coupe et de la variation du frottement à l'interface outil/copeau. Ces vibrations sont les plus ennuyantes et sont à éviter en fraisage car elles provoquent des efforts de coupe élevés et par conséquent la dégradation de la qualité de la surface. La vibration forcée se manifeste principalement par l'excitation périodique de la coupe due au chargement cyclique des dents. Pour ce dernier type de vibrations, les problèmes existent généralement au début et à la fin de l'usinage où les paramètres de coupe sont variables. Par contre, ces vibrations n'affectent pas la rugosité en régime stationnaire car à chaque passage de dent, les positions relatives des arêtes de coupe sont les mêmes par rapport à la pièce.

Plusieurs travaux ont pris en considération l'effet des vibrations en usinage tel que Toh [8], qui a étudié expérimentalement le matériau X40CrMoV5-1 en UGV 5 axes. Il a utilisé des outils à bout sphérique pour les opérations de finition d'une surface inclinée jusqu'à 75° (Figure 1. 8).

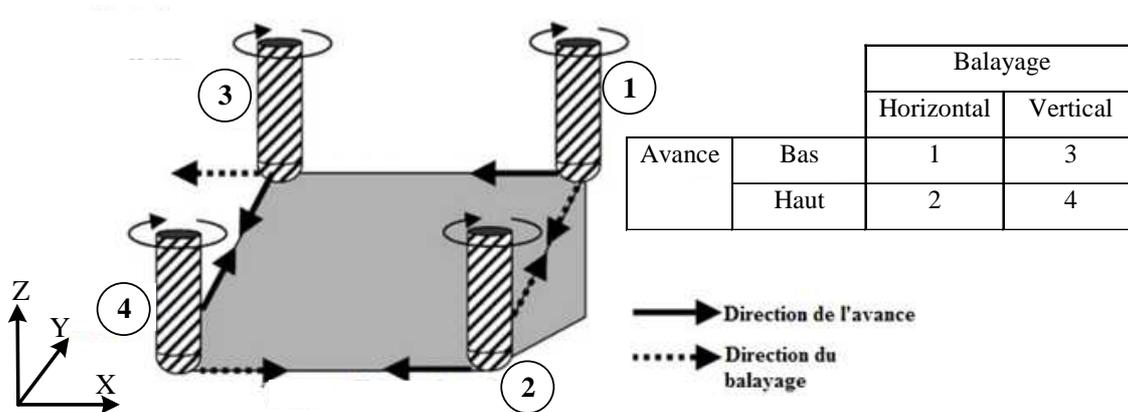


Figure 1. 8. Stratégies adoptées [8]

Toh a présenté dans cette étude les résultats expérimentaux en utilisant la méthode d'analyse de fréquence <<la transformée rapide de fourrier>> FFT de  $F_y$  pour les différentes stratégies avec une vitesse de coupe de 100m/min, une profondeur de passe radiale  $a_e$  et axiale  $a_p$  de 0.5mm et une avance  $f_z=0.1\text{mm/dent}$ . L'usure de la fraise est supposée négligeable. Les résultats donnent des valeurs minimales de l'amplitude de déplacement pour les stratégies qui partent du haut vers le bas (Figure 1. 9).

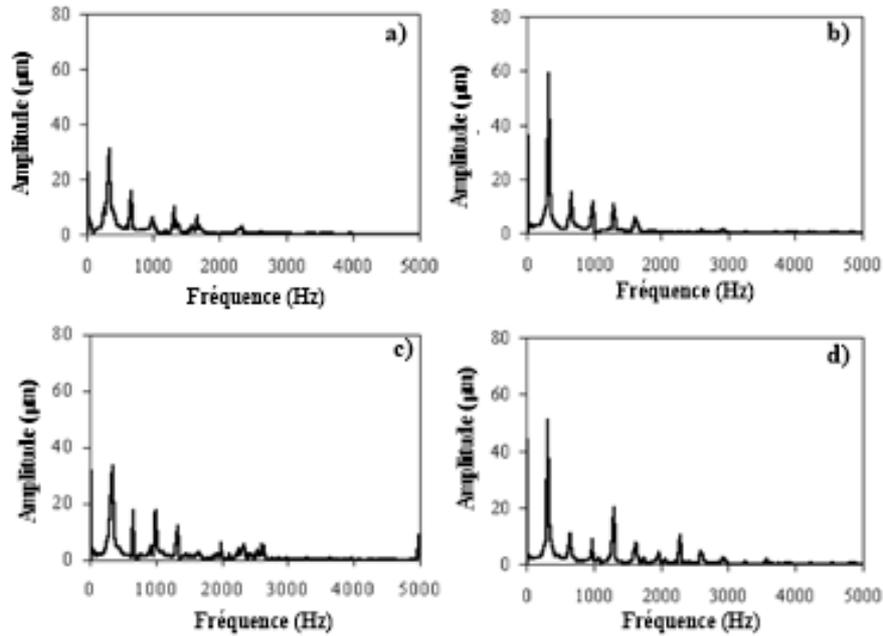


Figure 1. 9. Analyse FFT de l'effet de  $F_y$  sur les vibrations d'une fraise à bout sphérique (a) Horizontal vers le bas (b) Horizontal vers le haut (c) Vertical vers le bas (d) Vertical vers le haut [8]

Dans une étude expérimentale empirique, Louati [9,10], a utilisé les profils de rugosité des mesures pour déterminer les profils d'ondulation afin de calculer la fréquence de vibration de la fraise. Il a proposé un modèle empirique de la fréquence de vibration et l'amplitude de l'ondulation de la fraise sous la forme :

$$F_0 = 11.25V_c^{1.2} f_z^{2.8} a_e^{-0.1} \text{ et } A_0 = 239.56V_c^{-0.26} f_z^{1.16} a_e^{0.71}$$

Louati [9], lors de sa modélisation du profil des surfaces usinées en fraisage du matériaux XC48, a intercalé l'effet des vibrations sous la forme d'erreurs radiales et axiales des plaquettes de la fraise à bout sphérique avec:

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_{ai} = \varepsilon_{ai0} + K_a \cos\left(\frac{2\pi F_0 x}{V_f}\right), \quad \varepsilon_{ri} = \varepsilon_{ri0} + K_r \cos\left(\frac{2\pi F_0 x}{V_f}\right) \end{array} \right. \text{ avec } \left\{ \begin{array}{l} K_a = \chi_{a0} V_c \\ K_r = \chi_{r0} V_c \end{array} \right. \quad (1. 10)$$

sachant que  $x$  représente la position de contact outil-pièce et  $(\varepsilon_{ai0}, \varepsilon_{ri0})$  sont les erreurs constantes axiales et radiales de position des plaquettes.  $\chi_{a0}$  et  $\chi_{r0}$  sont des constantes déterminées à partir du profil de rugosité en fonction du matériau de la pièce usinée à partir desquels on calcul  $K_a$  et  $K_r$  en fonction de la vitesse de coupe. Louati a aussi effectué une modélisation 2D du profil de rugosité en tenant compte des vibrations.

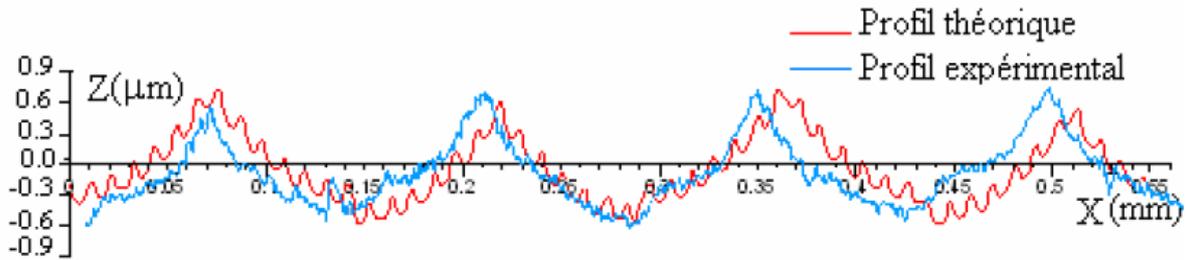


Figure 1. 10. Comparaison entre le profil théorique et expérimentale obtenu par une fraise à bout sphérique ( $R=8\text{mm}$ ,  $V_c = 600\text{m/min}$ ,  $f_z = 0.08\text{mm/dent}$ ,  $a_e = 0.12\text{mm}$ )[9]

Wojciechowski et al. [5], ont modélisé les efforts de coupe et les vibrations générées lors du fraisage à grande vitesse du matériau X155CrVMo12-1 par une fraise à bout sphérique monobloc revêtue en TiAlN de diamètre 16 mm à 2 dents, en variant l'avance par dent  $f_z$  et l'angle d'inclinaison  $\alpha_p$  de la surface à usiner.

Dans le but de déterminer le déplacement instantané de l'outil, ces mêmes auteurs ont appliqué le principe fondamental de la dynamique sur le système qui admet trois degrés de liberté suivant  $x$ ,  $y$  et  $z$  :

$$\begin{cases} m_x \ddot{x}(t) + c_x \dot{x}(t) + k_x x(t) = F_x(t) \\ m_y \ddot{y}(t) + c_y \dot{y}(t) + k_y y(t) = F_z(t) \sin \alpha + F_y(t) \cos \alpha_p \\ m_z \ddot{z}(t) + c_z \dot{z}(t) + k_z z(t) = F_z(t) \cos \alpha - F_y(t) \sin \alpha_p \end{cases} \quad (1.11)$$

Sachant que  $m$  présente la masse modale,  $c$  le coefficient d'amortissement et  $k$  la rigidité.  $F_x$ ,  $F_y$  et  $F_z$  sont les composantes de l'effort de coupe et  $\alpha_p$  l'angle d'inclinaison de la surface usinée. Wojciechowski et al. se sont basés sur la modélisation de Lee et al. [11], dans le but de résoudre l'équation de mouvement, ils ont déterminé expérimentalement à travers le test d'impact les paramètres modaux et ont trouvé que :  $m = 0.079\text{Ns}^2/m$ ,  $c = 40.8\text{Ns}/m$  et  $k = 19492469\text{N}/m$ .

La mesure des efforts de coupe a été effectuée en utilisant un dynamomètre de force piézo-électrique. Ils ont déterminé le déplacement de l'outil sur  $(x, y, z)$  pour  $\alpha_p=0$  et  $\alpha_p=60^\circ$  où ils ont trouvé que pour une surface plane ( $\alpha_p=0^\circ$ ), le déplacement de la fraise est plus important que pour une surface inclinée de  $\alpha_p=60^\circ$ .

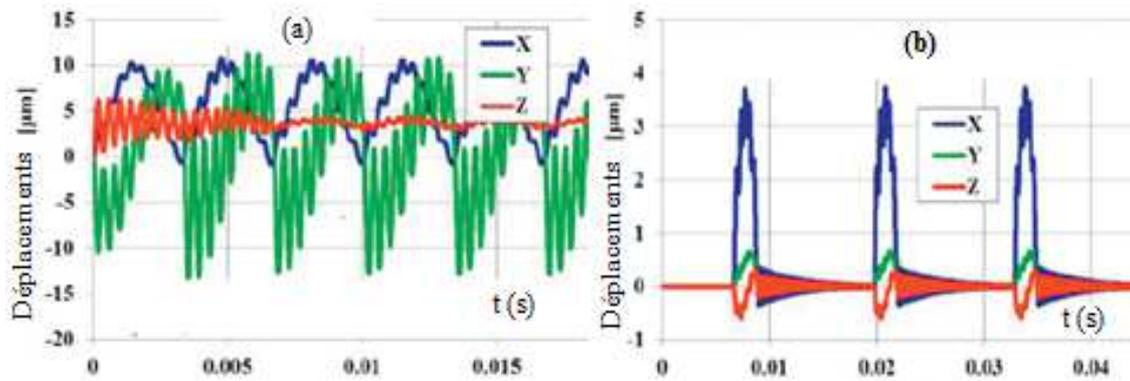


Figure 1. 11. Déplacements de la fraise pour (a)  $\alpha_p=0$  et (b)  $\alpha_p=60^\circ$  ( $R=8$ ,  $N_f=2$  dents,  $V_c=100$  m/min,  $a_p=0.2$  mm) [5]

Wang et al. [12], ont considéré que les vibrations suivant  $\bar{z}$  sont négligeables grâce à la grande rigidité de l'outil selon cette direction. Ils ont proposé un modèle simplifié avec 2 degrés de liberté d'un système masse-ressort-amortisseur afin d'étudier l'influence des vibrations sur les efforts de coupe (Figure 1. 12). L'influence des vibrations de l'outil a été modélisée sous la forme d'un déplacement  $f_v$  ajouté à l'avance de la fraise en fonction de la période du passage de la dent ( $\Phi$ ):

$$f_v = X(t) - X(t - \Phi) = \begin{bmatrix} x(t) - x(t - \Phi) \\ y(t) - y(t - \Phi) \end{bmatrix} \quad (1.12)$$

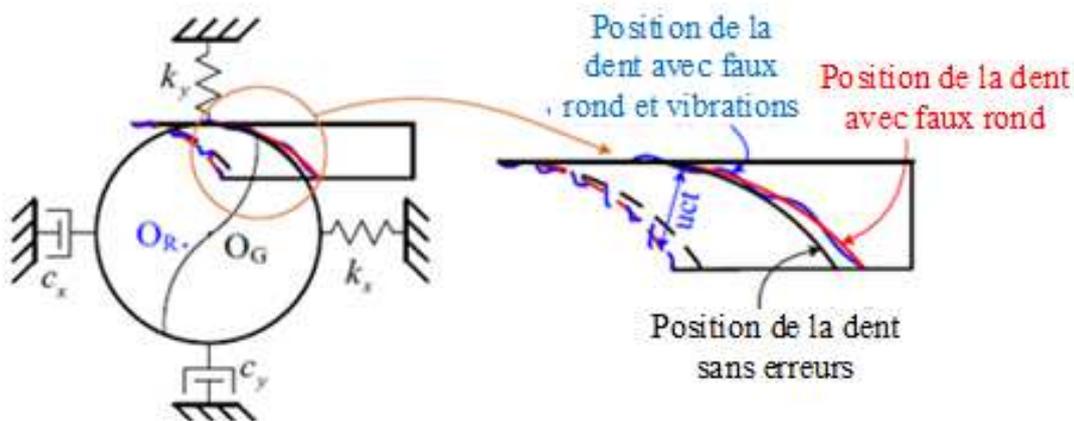


Figure 1. 12. Illustration de l'effet des vibrations en fraisage [12]

Les mêmes auteurs [12] ont validé expérimentalement avec des essais de fraisage sur un centre d'usinage à 5 axes, par une fraise à bout sphérique à 2 dents de rayon 5 mm et avec un angle d'hélice de  $20^\circ$ . Ils ont trouvé des amplitudes de vibrations allant de 0.001 à 0.012 mm.

### 2.3.2. Conclusion

D'après les travaux de recherche cités précédemment, le défaut de vibration d'une fraise à bout sphérique monobloc est présenté avec deux principales méthodes. La première méthode c'est l'analyse fréquentielle expérimentale avec la méthode de FFT des spectres mesurés des vibrations [8]. La deuxième méthode et la plus étudiée dans les travaux de analytique, est celle présentée par l'équation de mouvement de la fraise au cours de l'usinage. La détermination des déplacements de la fraise, dus aux vibrations suivant X et Y passe à travers la résolution de cette équation sous une excitation donnée par les efforts de coupe. Le système étudié considère que le couplage outil-broche est modélisé par un système masse-ressort-amortisseur. Les vibrations suivant l'axe Z de l'outil sont généralement supposées négligeables [12] à l'exception de quelques études [5].

### 2.4. Synthèse des travaux effectués sur les erreurs d'usinage (Faux rond, Flexion, Vibrations)

L'effet des erreurs d'usinage (faux rond, flexion, vibrations) sur les efforts et sur la topographie, existe dans les différents travaux de recherches antérieurs (Tableau 1.2). Ces études n'ont pas considéré les différentes erreurs simultanément. De même, la plupart de ces travaux ont travaillé dans les conditions d'ébauche où ces erreurs sont trop remarquables, malgré que les fraises à bout sphérique sont des outils destinés à la finition. On va s'intéresser dans la prochaine section à l'usure de l'outil de coupe qui présente elle-même l'une des principales erreurs d'usinage.

Auteur	Erreurs étudiées	Etude	Essai	Modèle Analytique	Matériau
Kim et al. (2003) [6]	Flexion	Effort	+	+	40CrMnNiMo8-6-4
Lopez et al. (2004)[7]	Flexion	Rugosité	+	+	40CrMnNiMo8-6-4
Toh et al. (2004) [8]	Vibrations	Topographie	+	-	X40CrMoV5-1
Fontaine et al. [1-3]	Faux rond	Effort	+	+	42CrMo4
Louati (2008) [10]	Vibrations	Topographie	+	-	XC48
Wojciechowski et al. (2014,2015)[4,5]	Faux rond et vibrations	Effort	+	+	55NiCrMoV6
Wang et al(2015)[12]	Faux rond et vibrations	Effort	+	+	Al7075

Tableau 1. 2. Synthèse de la bibliographie des erreurs d'usinage

### 3. Modélisation de l'usure de l'outil en fraisage avec FBS

L'usure des outils en usinage est l'un des principaux problèmes occupant les travaux de recherche. L'usure des outils est due principalement aux chargements thermomécaniques à l'interface outil-copeau-pièce. La dégradation de l'état de l'outil affecte la qualité des surfaces usinées. Parmi les conséquences de l'usure, on trouve aussi la génération des efforts de coupe élevés, et de hautes températures de coupe. Généralement, les trois principaux modes d'usure identifiés au niveau du contact outil/copeau/pièce sont l'usure par abrasion, adhésion et diffusion. Sous certaines conditions d'usinage, un ou plusieurs modes peut être considéré prédominant. La compréhension et la maîtrise du phénomène d'usure ont été des sujets de plusieurs travaux de recherche dans le domaine de l'usinage. Ces travaux de recherche ont permis d'identifier les phénomènes physiques de l'usure des outils lors de l'usinage ainsi que de proposer des modèles prédictifs sous forme de lois d'usure ou de durées de vie pour les outils de coupe. Ils ont ainsi pu révéler les différentes formes de l'usure en fonction de certains paramètres liés aux matériaux ou au procédé d'usinage utilisé. Lors de la prédiction de l'usure, la plupart des études se sont basées sur des approches empiriques.

#### 3.1. Usure par abrasion de la fraise

L'usure par abrasion est un mode d'usure mécanique provoquant principalement un arrachement de matière sous forme de débris fragmentés sur les faces de coupe et de dépouille de l'outil. Il s'agit donc d'un phénomène purement tribologique mettant en jeu des particules abrasives piégées dans les contacts outil-copeau et outil-pièce. Ce type d'usure est dû principalement aux inclusions et aux particules dures de carbure, de nitrate ou d'oxyde existants dans la pièce à usiner [13].

Archard et al. [14], ont modélisé le taux d'usure  $w$  par effet d'abrasion, déterminé par la fraction de la profondeur usée  $d$  par le temps  $t$ , en fonction d'une constante  $K$  déterminée expérimentalement, de la vitesse de glissement  $V$ , de la dureté des aspérités de l'outil  $H$  et de la pression à l'interface de contact  $P$ .

$$w = \frac{d}{t} = K \frac{PV}{H} \quad (1.13)$$

Takeyama et al. [15], ont défini le taux d'usure  $w$  en usinage par la sommation des phénomènes de l'usure par diffusion  $w_d$  et celle par abrasion  $w_a$ . Ce dernier a été modélisé en fonction de la longueur usinée ( $L$ ) et de la résistance à l'abrasion de l'outil (dureté  $H$ ) en le

considérant indépendant de la température. Ainsi, le taux d'évolution d'usure proposé est donné par :

$$\frac{dw}{dt} = \frac{dw_a}{dt}(L, H) + \frac{dw_d}{dt}(T, t) \quad (1. 14)$$

où L et H représentent respectivement la longueur usinée et la dureté de l'outil, T définit la température à l'interface de contact et t le temps d'usinage.

Kramer et al. [16], ont proposé en se basant sur les équations de Rabinowicz [17], une modélisation du taux d'usure par abrasion  $w$  sur la face de coupe de l'outil en tenant compte de la distance de glissement et de la vitesse de glissement. Le modèle général de l'usure par abrasion peut s'écrire alors sous la forme :

$$w = \frac{AVK}{H} \left(\frac{H}{H_a}\right)^{n-1} \quad (1. 15)$$

où K et n sont deux constantes dépendants des duretés de la pièce et de l'outil. A est une constante d'étalonnage qui permet d'ajuster la courbe analytique à la courbe expérimentale, V la vitesse de glissement, H la dureté de l'outil et  $H_a$  la dureté de la pièce.

Vopat et al. [18], ont mené une étude expérimentale en fraisage 5 axes avec des fraises à bout sphérique monoblocs de diamètre 12mm en carbure de tungstène. Ils ont comparé le comportement de l'outil en mesurant l'usure en dépouille des deux dents de la fraise pour deux stratégies d'usinage (en opposition (S1) et en avalant (S2)) lors de l'usinage d'une surface inclinée de 15° (Figure 1. 14).

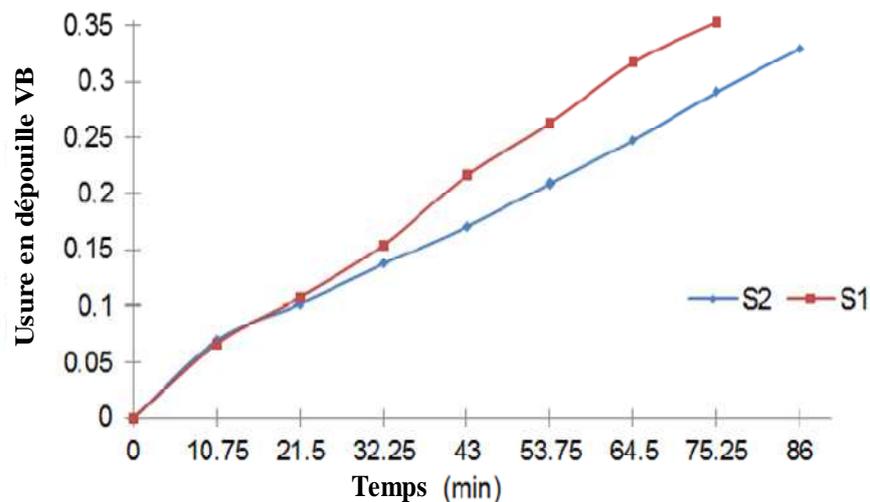


Figure 1. 13. Usure en dépouille de la fraise pour les deux stratégies d'usinage de l'acier C45 ( $N=1856 \text{ tr/min}$ ,  $V_f=186 \text{ mm/min}$ ,  $a_e=a_p=0.5 \text{ mm}$ ,  $f_z=0.05 \text{ mm/dent}$ ) [18]

Ces auteurs [18] ont remarqué que la durée de vie de l'outil est la plus grande lors de l'usinage en avalant. Ceci est expliqué par l'augmentation des efforts de coupe due à l'augmentation de

l'épaisseur de coupe dans le cas d'usinage en opposition ce qui va provoquer une usure plus rapide de la fraise.

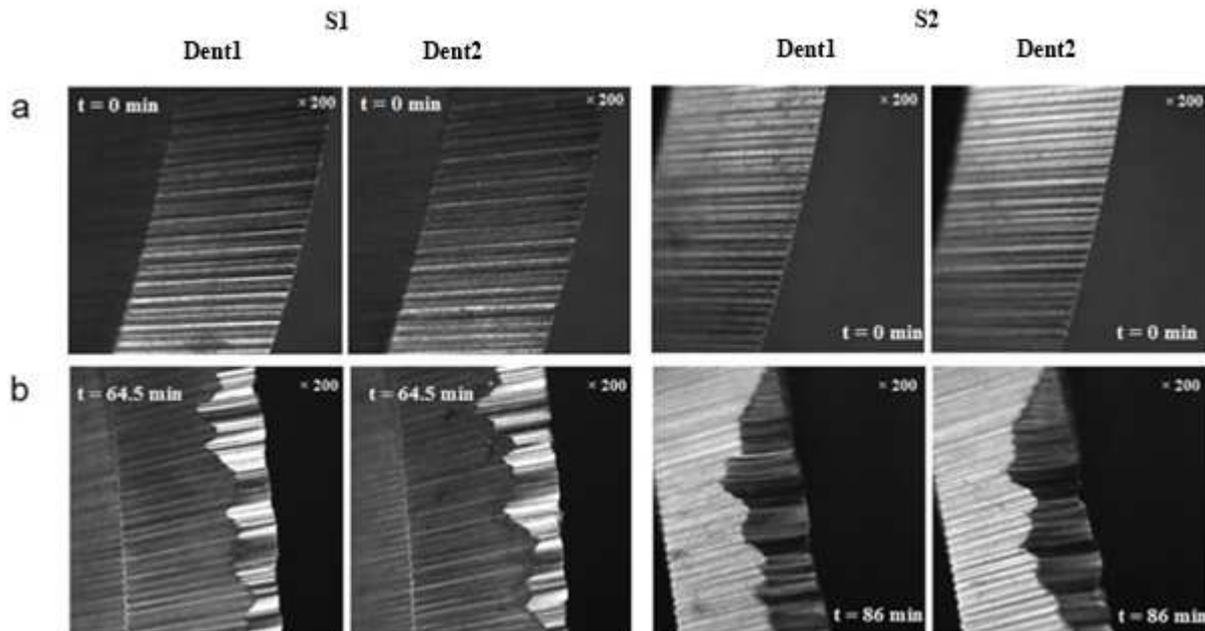


Figure 1. 14. Usure en dépouille des deux dents de la fraise pour les deux stratégies d'usinage (a) dent à l'état initiale (b) après l'usure [18]

### 3.3. Usure par diffusion de la fraise

La source d'apparition de l'usure par diffusion lors de l'usinage est la haute température [13]. En usinage à grande vitesse, un phénomène de diffusion se manifeste au niveau de l'interface outil-copeau et se présente par la diffusion des atomes de la fraise vers le copeau ainsi que la présence d'une diffusion inverse du matériau usiné vers l'outil.

Parmi les premiers auteurs qui ont étudié l'effet du phénomène de diffusion, Takeyama et al. [15] qui ont défini l'usure en usinage en combinant à la fois le phénomène abrasion  $W_a$  déjà décrit dans la section précédente et un processus physico-chimique dépendant de la température  $W_d$  qui présente le phénomène de diffusion. Takeyama et al. [15], ont définis la composante du taux d'usure dû à la diffusion en fonction du coefficient de diffusion  $D$ , de l'énergie d'activation  $E$ , de la constante des gaz parfaits  $R$  et de la température à l'interface outil pièce  $T$  :

$$w = D e^{\left(\frac{-E}{RT}\right)} \quad (1. 16)$$

Dans une étude plus développée, Nouari [19], a modélisé analytiquement l'usure par diffusion en étudiant l'évolution de l'usure en cratère en fonction du temps et de la distance par rapport à l'arête de coupe. Il a exprimé l'évolution de la concentration d'un constituant  $i$ , tel que, le

Cobalt (Co), le Tungstène (W) ou le carbone (C), pendant l'usinage. En supposant une forme du cratère parabolique, la profondeur maximale du cratère à l'instant  $t$  est définie en premier lieu par l'équation suivante :

$$K_T(t) = \frac{9v}{4wl_c} = \frac{9}{4\rho_{outil}^0} \sum_{i=1}^n \sqrt{D_{i1}} (C_{i1}^0 - C_{i2}^0) \left( \frac{\exp(\alpha_i^2 t) \operatorname{erfc}(\alpha_i \sqrt{t}) - 1}{\alpha_i} + 2 \frac{t}{\pi} \right) \quad (1.17)$$

$(D_i, C_i)$  présentent respectivement les coefficients de diffusion et de concentration des matériaux des constituants  $i$ ,  $v$  le volume de la matière enlevée,  $w$  le taux d'usure,  $\rho_{outil}^0$  la masse volumique à la température ambiante et  $l_c$  la longueur de contact.  $\alpha_i$  est donné en fonction des coefficients de diffusion  $D_i$ , de la vitesse d'écoulement du copeau  $V$  et de la longueur de contact outil copeau  $l_c$  par :

$$\alpha_i = 2 \sqrt{\frac{D_{i2} V_e}{D_{i1} \pi l_c}} \quad (1.18)$$

Ces mêmes auteurs [19] ont simplifié la première modélisation en donnant une nouvelle approximation de la profondeur du cratère en fonction de la température à l'interface outil/copeau par :

$$K_T(x, t) = \frac{dM(x, t)}{\rho_{outil}^0 w dx} = \frac{2}{\rho_{outil}^0} \sum_{i=1}^n \left( \sqrt{\frac{t}{\pi}} D_{i1} (T_{int}(x)) (C_{i1}^0 - C_{i2}^0) \right) \quad (1.19)$$

Sachant que la masse perdue par l'outil à l'instant  $t$  relative à l'élément de surface  $w dx$  en tenant compte de la contribution de toutes les espèces chimiques est définie comme suit :

$$dM(x, t) = \sum_{i=1}^n dM_{i1}(x, t) \quad (1.20)$$

Par la suite, la profondeur maximale du cratère  $K_T$ , localisée à  $x = \frac{l_c}{3}$ , a été exprimée en fonction de la température maximale à l'interface outil copeau par :

$$K_T(x = \frac{l_c}{3}, t) = \frac{2}{\rho_{outil}^0} \sum_{i=1}^n \left( \sqrt{\frac{t}{\pi}} D_{i1} (T_{int}(x = \frac{l_c}{3})) (C_{i1}^0 - C_{i2}^0) \right) \quad (1.21)$$

La durée de vie de l'outil  $T$  est calculée en fonction de la valeur limite autorisée de  $K_{Tlim}$  à travers la résolution de l'équation suivante :

$$2T \sum_{i=1}^n \Gamma_i - \sqrt{T} (\sqrt{\pi} \sum_{i=1}^n \frac{\Gamma_i}{\alpha_i} + K_{Tlim}) + \sum_{i=1}^n \frac{\Gamma_i}{\alpha_i^2} = 0 \quad (1.22)$$

sachant que: 
$$\Gamma_i = \frac{9}{4} \sqrt{\frac{D_{il}}{\pi}} \frac{(C_{il}^0 - C_{il}^0)}{\rho_{outil}} \quad (1.23)$$

La Figure 1. 15 (a) montre l'évolution de l'usure en cratère en fonction de la vitesse de coupe et du copeau pour le couple de matériau outil en carbure de tungstène de classe K1 (85% WC, 4% TaC-NbC et 11%Co) et pièce en acier C15. Les essais ont été réalisés pour un temps d'usinage de 10 minutes. Sur la Figure 1. 15 (b) et en analysant la durée de vie de l'outil, les auteurs [19] ont distingué deux domaines de vitesses de coupe : un premier domaine correspondant à la gamme de vitesse  $V_c < 175\text{m/min}$  où tous les mécanismes d'usure peuvent contribuer à l'usure totale de l'outil, et un deuxième domaine de vitesse  $V_c > 175\text{m/min}$  où seul le mécanisme de diffusion prédomine.

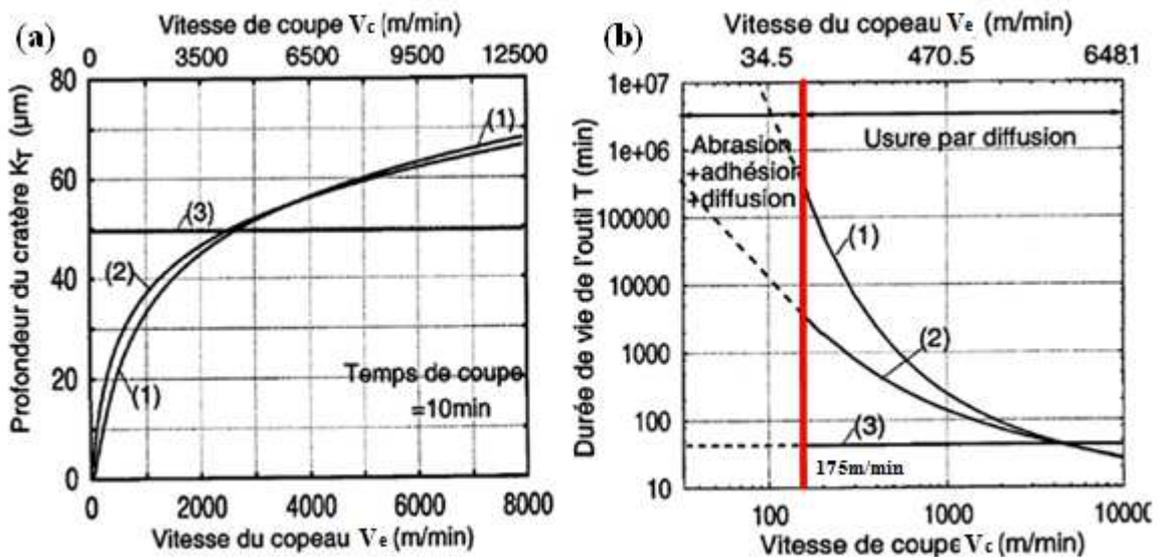


Figure 1. 15. Profondeur du cratère et durée de vie de l'outil calculées pour (1) Température et  $l_c$  variables (2) Température variable et  $l_c$  constantes (3) Température et  $l_c$  constantes [19]

List et al. [20], ont utilisé le modèle de Takeyama et al. [15] pour identifier l'usure en cratère de l'outil. Ils ont mesuré en premier lieu la température à l'interface outil copeau en définissant un profil initial empirique en fonction de la position  $x$  sur l'arête de coupe par la relation suivante (Figure 1. 16):

$$T_{o/c}(x) = 891x^3 - 3005x^2 + 1818x + 290 \quad (1.24)$$

Dans cette étude [20], trois hypothèses ont été définies :

- La température est le paramètre principal de l'usure donc la position  $x_m$  de la température maximale coïncide avec la position de la profondeur maximale du cratère  $K_M$  (Figure 1. 17 (a)).

- L'égalité entre  $x_m$  et  $K_M$  n'est pas exigée sachant que  $x_m$  varie dans le même sens que  $K_M$ , avec une augmentation progressive de  $0.024 \mu\text{m/s}$ , donc  $K_M$  évolue en imposant un déplacement à  $x_m$  (Figure 1. 17 (b)).
- La température à la fin du cratère  $T_{KB}$  augmente arbitrairement de  $10^\circ$  par seconde (Figure 1. 17 (c)).

La troisième hypothèse donne un modèle plus cohérent avec les essais (Figure 1. 17 (c)).

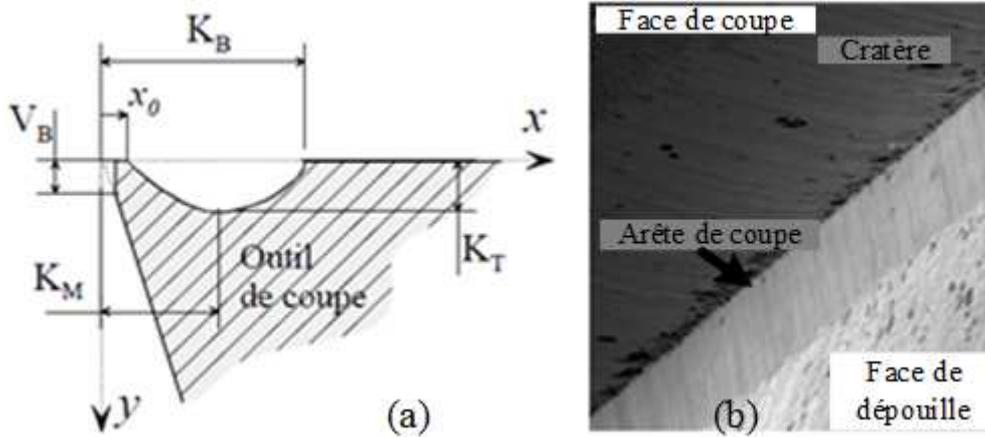


Figure 1. 16 . Usure en cratère (a) paramètres (b) observation microscopique [20]

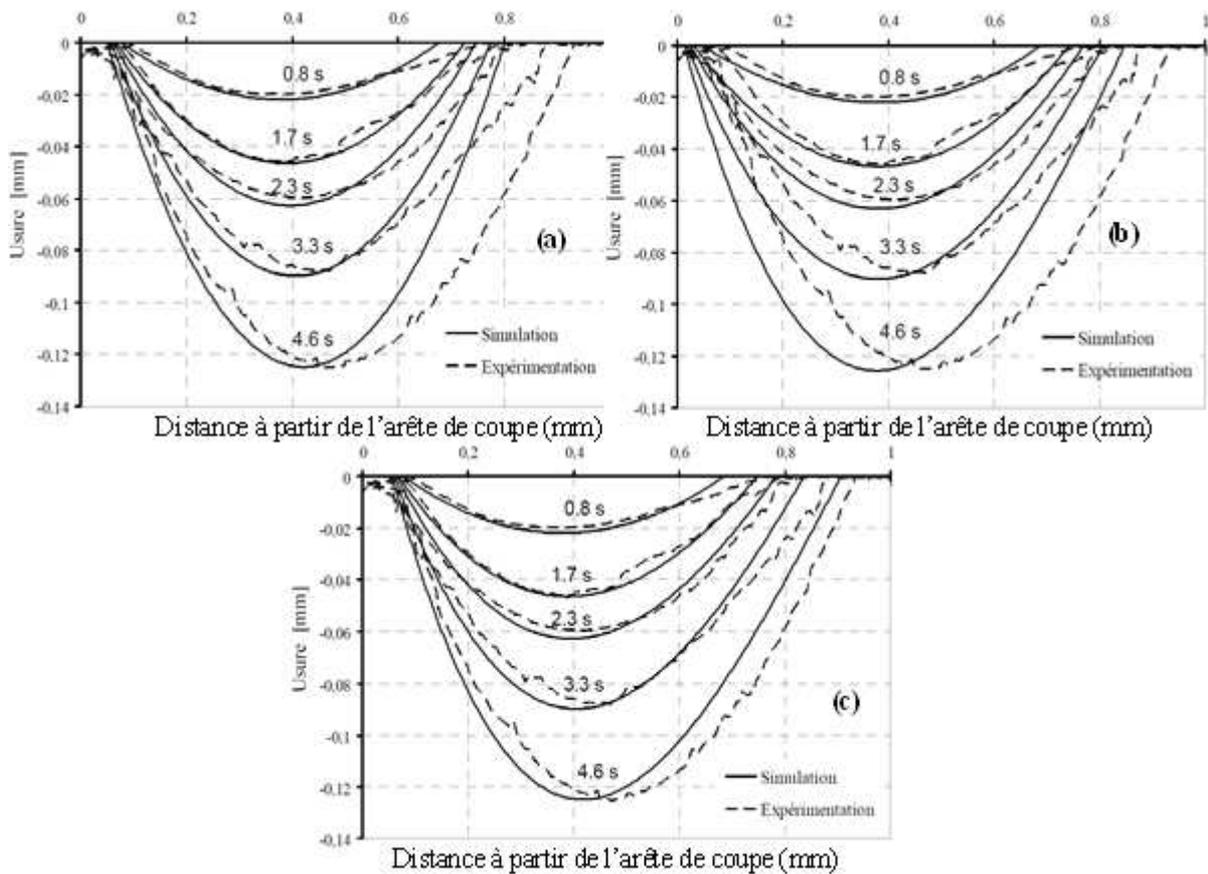


Figure 1. 17. Usure en cratère (a) Hypothèse 1 (b) Hypothèse 2 (c) Hypothèse 3 [20]

### 3.4. Conclusion

Les différentes recherches citées précédemment montrent que les modes d'usure dépendent soit des propriétés mécaniques du couple outil-matière soit des conditions métallurgiques et thermiques de contact. On peut distinguer deux principaux groupes de modèles. Tout d'abord les modèles empiriques qui dépendent de plusieurs constantes à identifier expérimentalement à travers des essais expérimentaux. Le deuxième groupe de modèles correspond à la modélisation analytique de l'usure. Ces dernières reposent sur la tribologie du contact afin de mieux prendre en compte les mécanismes qui gouvernent l'usure. Ainsi, les équations données par ces approches analytiques sont plus facilement extrapolables aux différents cas d'études en ajustant quelques constantes et paramètres. Le Tableau 1. 3 résume les différentes études détaillées précédemment lors de l'étude bibliographique :

Auteur	Année	Type d'usure	Type d'étude
Archard et al. [14]	1953	Abrasion (générale)	Modélisation analytique
Rabinowicz [17]	1961	Abrasion (dépouille)	Modélisation analytique
Takeyama [15]	1963	Abrasion et diffusion (dépouille)	Modélisation analytique
Kramer [16]	1986	Abrasion (cratère)	Modélisation analytique
Nouari [19]	2000	Diffusion (cratère)	Modélisation analytique
Soldani [13]	2008	Diffusion (cratère)	Modélisation analytique
List et al. [20]	2009	Diffusion (cratère)	Modélisation et Expérimentale
Vopat et al. [18]	2014	Abrasion (dépouille)	Expérimentale

Tableau 1. 3. Synthèse de la bibliographie de l'usure des outils

## 4. Modélisation des efforts de coupe

### 4.1. Modélisation des efforts de coupe en fonction des erreurs d'usinage

La modélisation des efforts de coupe présente le moyen principal d'analyse du comportement du système machine-outil-pièce. Afin de se rapprocher du comportement réel de la zone de coupe et des efforts mesurés durant le processus d'usinage, plusieurs chercheurs ont travaillé sur l'intégration des erreurs d'usinage qui peuvent affecter ces efforts.

Fontaine et al. [1,2], ont modélisé les efforts de coupe en utilisant l'approche thermomécanique en coupe oblique. Ils ont tenu compte lors de cette modélisation du faux rond de la fraise en ajoutant cette erreur au rayon discrétisé de la partie engagée de l'outil dans la pièce (Equation 1.4).

Dans un travail plus récent, ces mêmes auteurs [2] ont validé cette modélisation en effectuant des essais de fraisage 3 axes d'une surface gauche en utilisant des fraises à bout sphérique monobloc en carbure de tungstène.

La comparaison entre le profil mesuré (Figure 1. 18(a)) et le profil modélisé avec (Figure 1. 18(b)) et sans considération du faux rond (Figure 1. 18(c)), montre que les efforts de coupe ont diminués d'une façon significative à cause de la diminution de l'épaisseur de coupe.

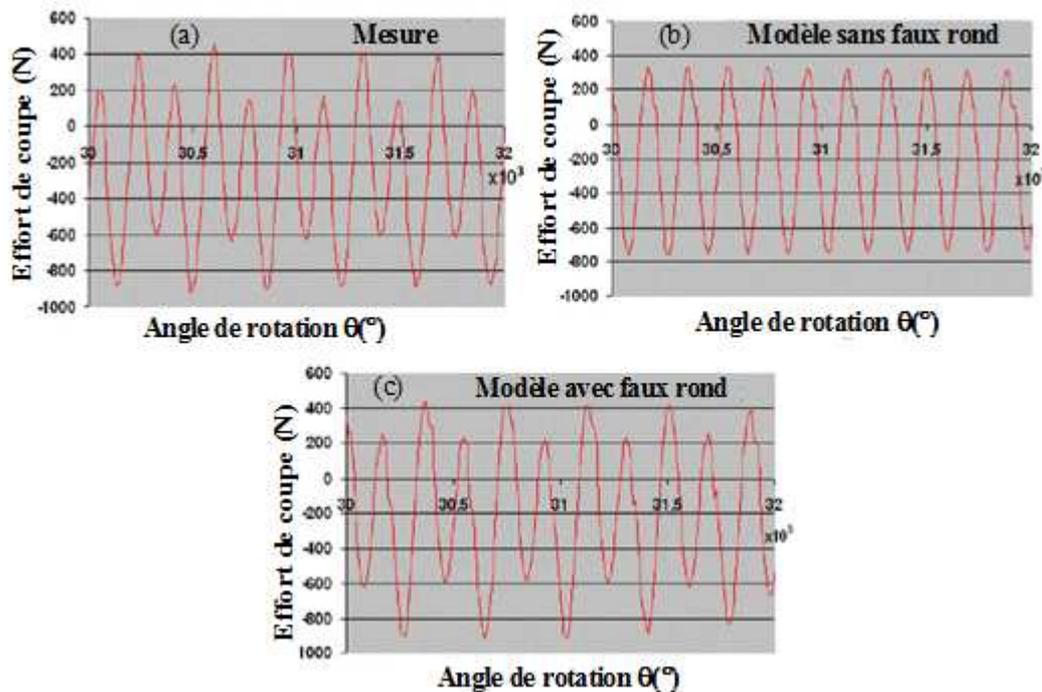


Figure 1. 18. Composante  $F_x$  de l'effort de coupe (a) Valeurs mesurées (b) modèle sans faux rond (c) modèle avec faux rond  $e=0.01\text{mm}$  et  $\psi_e=0^\circ$  ( $N=2653\text{tr/min}$ ,  $f_z=0.1\text{mm/dent}$ ,  $a_p=3\text{mm}$ ,  $a_e=12\text{mm}$ ,  $R=6\text{mm}$ ,  $N_f=2\text{dents}$ ,  $i_0=17^\circ$ ,  $\gamma_a=0^\circ$ , 42CrMo4) [1,2]

En se basant sur le même principe de modélisation, Fontaine et al [3], ont modélisé les efforts de coupe en fraisage 4 axes avec une fraise à bout sphérique monobloc en carbure de tungstène. La stratégie adoptée est l'usinage en montant d'une surface inclinée sachant que l'outil travaille en avalant (Figure 1. 19).

La comparaison montre une grande cohérence entre les résultats mesurés et modélisés en considérant le faux rond de la fraise. L'effet du faux rond sur les efforts de coupe donne une différence pour deux dents consécutives où elles n'enlèvent pas la matière symétriquement. La première dent est engagée plus que la deuxième à chaque tour de la fraise à cause du faux rond (Figure 1. 19).

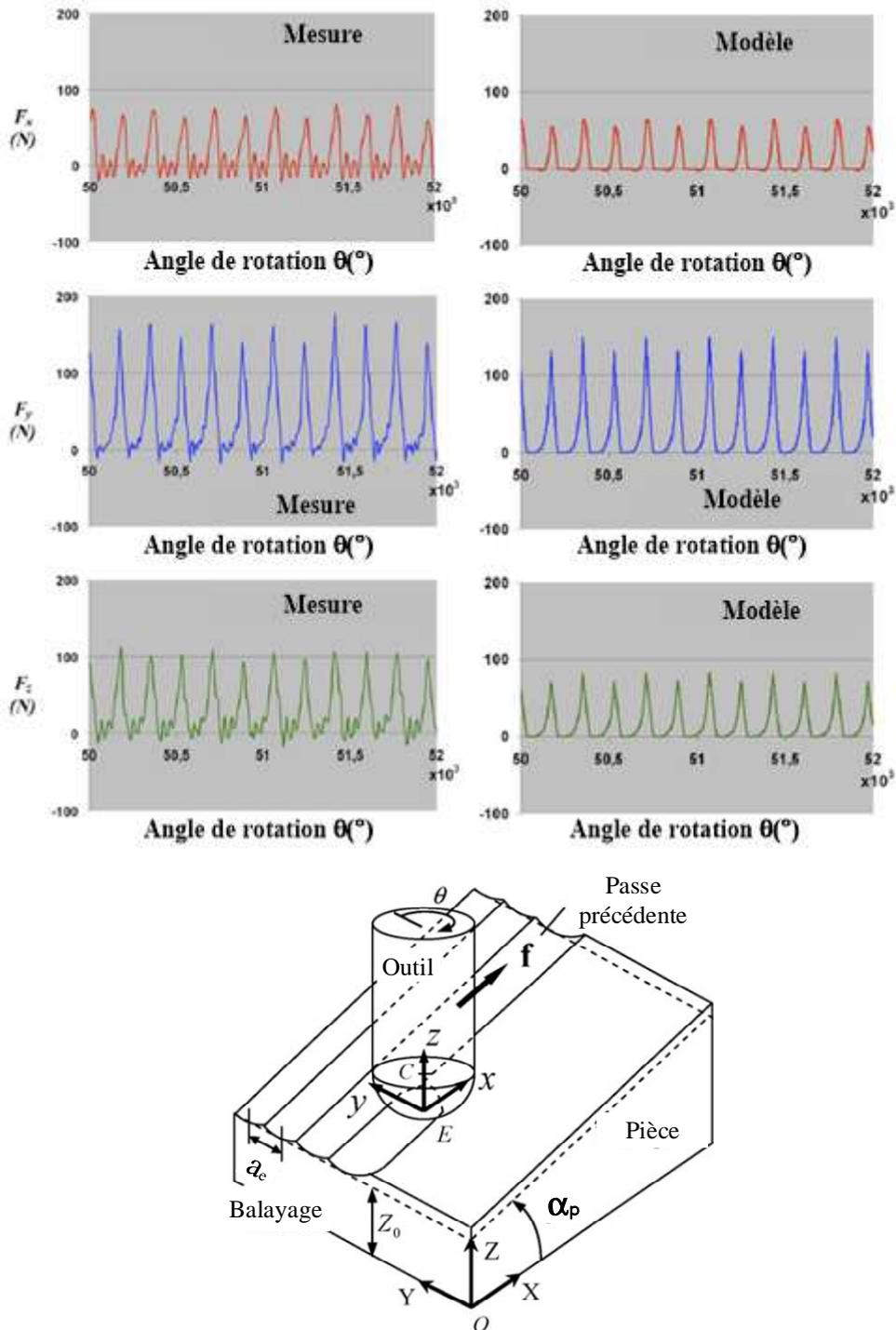


Figure 1. 19 . Profil mesuré et modélisé des efforts de coupe,  $e=0.07\text{mm}$  et  $\psi_e=80^\circ$   
 ( $a_p=a_e=1.5\text{mm}$ ,  $R=6\text{mm}$ ,  $f_z=0.05\text{mm/dent}$ ,  $N_f=2\text{dents}$ ,  $N=5000\text{tr/min}$ ,  $\gamma_a=0^\circ$ ,  $i_0=17^\circ$ ,  $\alpha_p=5^\circ$ ,  
 42CrMo4) [3]

Limido [21] a développé un modèle de calcul des efforts de coupe. Le principe est de considérer les efforts globaux comme une somme des efforts de coupe locaux le long des arêtes par projection dans le repère de la pièce. La fraise est discrétisée en un nombre donné d'éléments (i). Dans cette modélisation, les efforts de coupe locaux sont déterminés à partir des conditions locales de coupe (épaisseur et largeur de coupe) et des coefficients de coupe.

Les composantes tangentielles (t), axiales (a) et radiales (r) des efforts (Figure 1.21) sont définies par:

$$\begin{pmatrix} dF_t = K_{tc} t_n db + K_{te} l_c \\ dF_r = K_{rc} t_n db + K_{re} l_c \\ dF_a = K_{ac} t_n db + K_{ae} l_c \end{pmatrix} \quad (1.25)$$

$t_n$ ,  $db$  et  $l_c$  présentent l'épaisseur de coupe, la largeur de coupe et la longueur de coupe

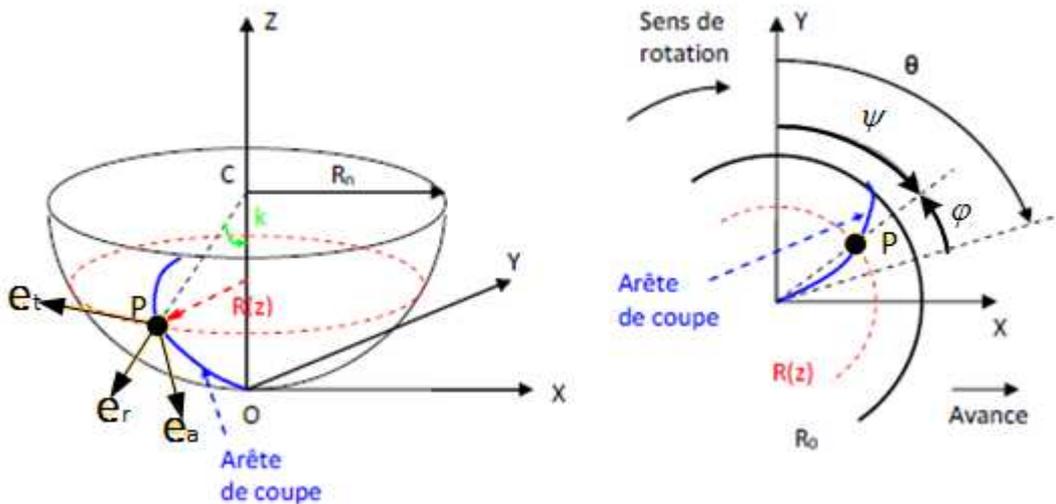


Figure 1.20. Géométrie de la fraise hémisphérique [21]

( $K_{tc}$ ,  $K_{rc}$ ,  $K_{ac}$ ) sont les coefficients de cisaillement spécifiques de coupe et ( $K_{te}$ ,  $K_{re}$ ,  $K_{ae}$ ) présentent les coefficients de coupe associés à l'outil.

$$\begin{bmatrix} F_x(\theta) \\ F_y(\theta) \\ F_z(\theta) \end{bmatrix} = \sum_i \begin{bmatrix} -\sin \psi_i(z, \theta) \sin \kappa_i(z) & -\cos \psi_i(z, \theta) & -\sin \psi_i(z, \theta) \cos \kappa_i(z) \\ -\cos \psi_i(z, \theta) \sin \kappa_i(z) & \sin \psi_i(z, \theta) & -\cos \psi_i(z, \theta) \cos \kappa_i(z) \\ \cos \kappa_i(z) & 0 & -\sin \kappa_i(z) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_{ri} \\ F_{ii} \\ F_{ai} \end{bmatrix} \quad (1.26)$$

$\kappa$  et  $\psi$  sont respectivement l'angle de direction de l'arête de coupe et la position angulaire de l'élément de coupe et l'axe Y dans le plan perpendiculaire à l'axe de l'outil.

Cette modélisation a été validée par rapport à l'étude de Lamikiz et al. [22] (Figure 1.21). Limido [21] a pris le cas du fraisage hémisphérique d'une surface inclinée de  $15^\circ$  en alliage d'aluminium 7075-T6 par une fraise en carbure. Les coefficients spécifiques de coupe ont été pris à partir de l'étude expérimentale de Altintas et al. [11] ( $K_{tc}=2172,1 \text{ N/mm}^2$ ,  $K_{rc}=848,90 \text{ N/mm}^2$ ,  $K_{ac}=-725,07 \text{ N/mm}^2$ ,  $K_{te}=17,29 \text{ N/mm}$ ,  $K_{re}=7,79 \text{ N/mm}$ ,  $K_{ae}=-6,63 \text{ N/mm}$ ).

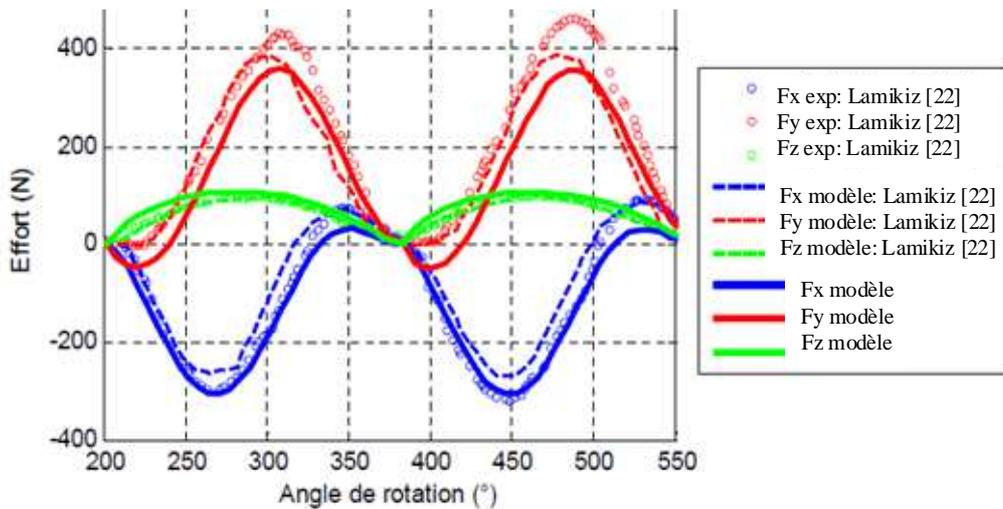


Figure 1. 21. Comparaison du modèle développé par rapport à la modélisation et à l'expérience de Lamikiz et al. [22] ( $R_0=4mm, N=4000 \text{ tr/min}, N_f=2, i_0=30^\circ, f_z=0.15mm/dent, a_p=2mm, \gamma_a=0$ ) [21]

Wojciechowski et al. [23], ont modélisé les efforts de coupe à travers le même modèle mécanistique [21]. Ils ont validé expérimentalement leur modélisation sur une fraiseuse 5 axes avec une fraise à bout sphérique monobloc en carbure de tungstène revêtue en TiAlN. Le matériau à usiner est l'acier X155CrVMo12-1. Les résultats expérimentaux ont montré une grande influence de l'usure en dépouille sur les coefficients spécifiques et sur les efforts de coupe (Figure 1. 22).

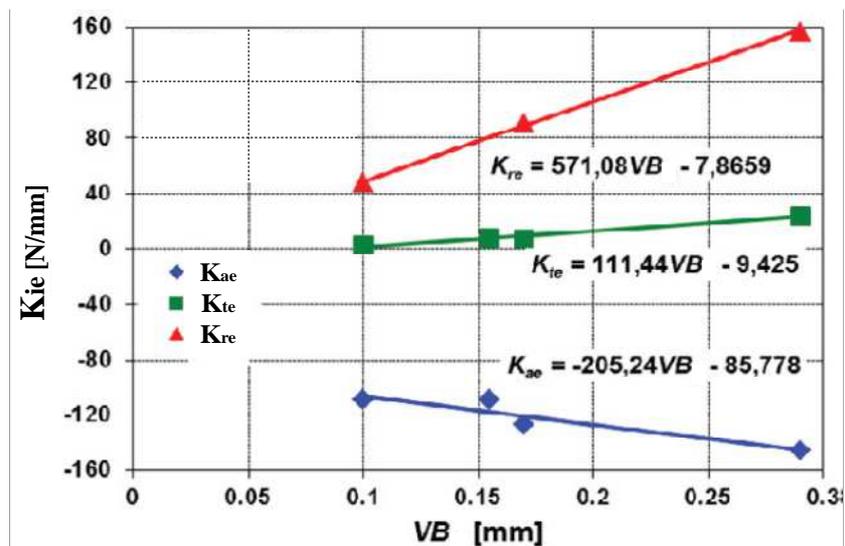


Figure 1. 22 . Effet de l'usure en dépouille sur les coefficients spécifiques de coupe ( $R_0=5 \text{ mm}, V_c=300 \text{ m/min}, f_z=0.1 \text{ mm/dent}, a_p=0.1 \text{ mm}, N_f=2, i_0=30^\circ, \gamma_a=-15^\circ, \alpha=6^\circ$ ) [23]

Dans une étude plus récente, Wojciechowski et al. [4,5], ont montré l'effet du faux rond radial de la fraise sur les efforts de coupe (Figure 1. 23). Ils ont trouvé une grande cohérence entre les valeurs mesurées et celle de la modélisation mécanistique. Les résultats ont montré que le

modèle a assuré un gain de 7% d'erreur par rapport aux valeurs mesurées des efforts de coupe soit une réduction de 23% à 15.6% en tenant compte du faux rond radial.

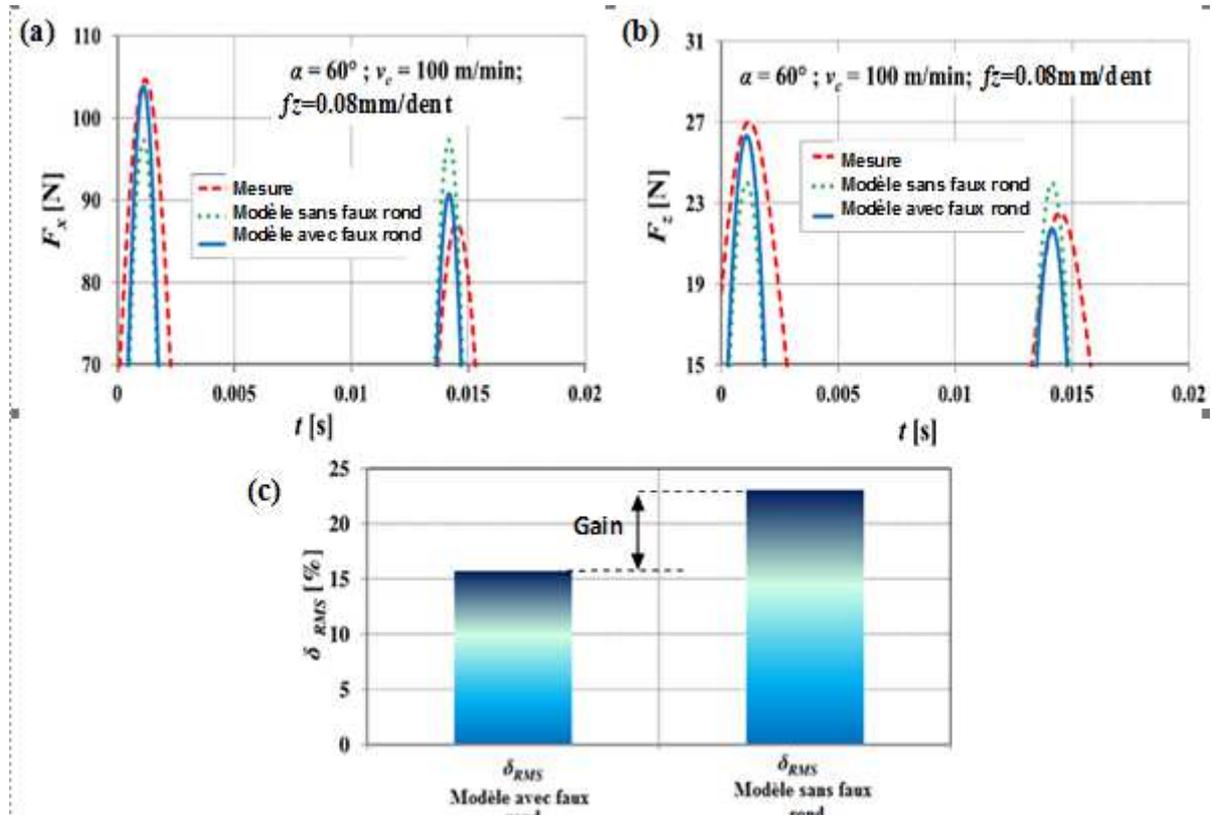


Figure 1. 23 . Efforts de coupe : (a)  $F_x$  (b)  $F_z$  (c) Gain de l'erreur entre les valeurs mesurées et calculées ( $R=8\text{mm}, N_f=2, \alpha_o=6^\circ, \gamma_o=-15^\circ, a_p=0.2\text{mm}, 55\text{NiCrMoV6}, \alpha_p=60^\circ$ ) [4,5]

Wang et al. [12], ont intégré l'effet du faux rond et des vibrations sur les efforts de coupe. La modélisation a été basée sur le calcul des efforts de coupe à travers un modèle mécanistique en intercalant le faux rond et les vibrations (détaillés dans la section précédente) dans l'épaisseur de coupe  $t_n$ . De ce fait, les auteurs [12] ont calculé les efforts des coupe par l'équation suivante :

$$F(t) = F(t_{n0}(t) + t_{nro}(t) + t_{nv}(t)) \quad (1.27)$$

$t_{n0}(t)$ ,  $t_{nro}(t)$  et  $t_{nv}(t)$  sont respectivement l'épaisseur de coupe sans erreurs, l'erreur ajoutée à l'épaisseur de coupe due au faux rond et l'erreur ajoutée à l'épaisseur de coupe due aux vibrations de la fraise.

Wang et al. [12] ont validé le modèle (Figure 1. 24) avec des essais en fraisage à grandes vitesses du matériau Al7075 sur un centre d'usinage 5 axes, par une fraise à bout sphérique monobloc en carbure de tungstène.

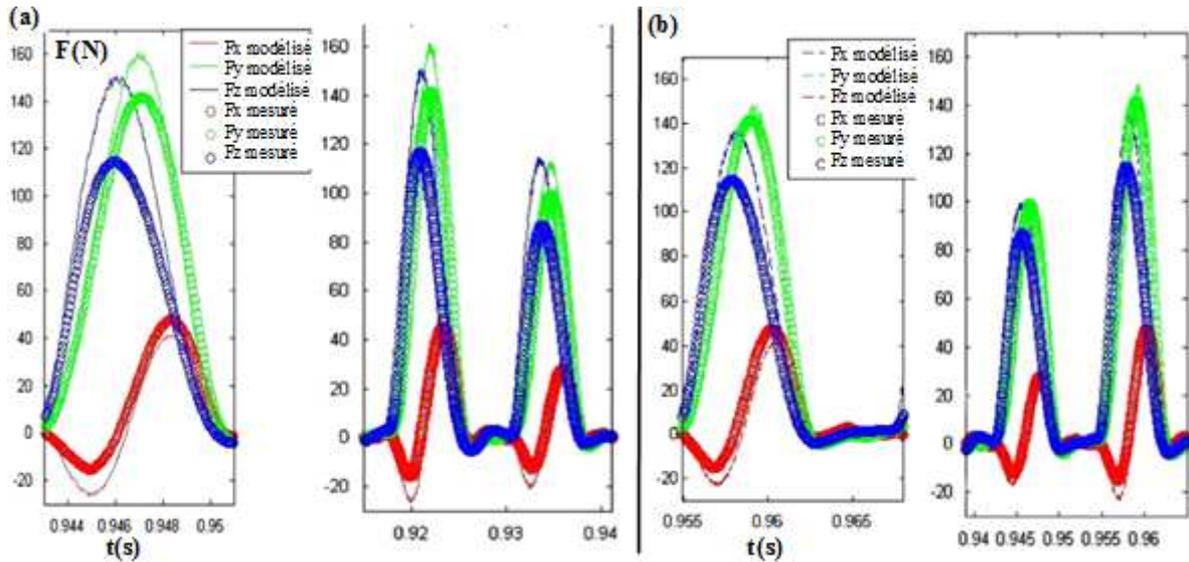


Figure 1. 24. Effort de coupe en fonction du temps (a) sans vibrations (b) avec vibrations ( $R=5$ ,  $N_f=2$  dents,  $i_0=20^\circ$ ,  $f_z=0.1$  mm/dent,  $e=9\mu\text{m}$ ,  $\psi_e=0.0415$  rad) [12]

### 4.3. Conclusion

Les différentes études présentées précédemment traitent les effets des erreurs d'usinage sur la variation des efforts de coupe en fraisage. Ces modélisations sont limitées à la prise en compte d'une ou de deux erreurs à la fois comme le montre le tableau 1.4. Dans la présente étude, la modélisation des efforts de coupe comportera simultanément les différentes erreurs d'usinage telles que le faux rond, la flexion, les vibrations et l'usure.

Auteur	Erreurs considérées	Type d'étude
Fontaine et al. [1,2,3]	Faux rond	Modélisation analytique
Limido [21]	Faux rond et flexion	Modélisation analytique
Wojciechowski et al. [4,5]	Faux rond	Modélisation analytique
Wang et al. [12]	Faux rond et vibrations	Modélisation analytique

Tableau 1. 4. Synthèse de la bibliographie des efforts de coupe

## 5. Topographie des surfaces en fraisage

La rugosité est le résultat de la modification micro-géométrique de la surface après l'usinage. On peut la désigner aussi par des **aspérités** appelées "**Pics**" et des **cavités** appelées "**Creux**" d'une surface mesurés par rapport à la surface moyenne assimilée localement à un plan. La caractérisation géométrique des paramètres de la surface est délicate parce qu'il s'agit des paramètres statistiques qui ne peuvent pas être définis par une seule mesure, et parce qu'il s'agit d'une variable dépendant de trois dimensions. Cette rugosité a une grande influence sur la tenue en fatigue des pièces usinées. Plusieurs approches existent pour identifier la relation

empirique entre les paramètres de rugosité et la durée de vie de la pièce en modélisant la rugosité comme une fissure et sous la forme d'un concentrateur de contrainte.

### 5.1. Modélisation de la topographie des surfaces fraisées

En finition et en particulier en fraisage à grandes vitesses, le principal objectif est d'atteindre directement, la précision géométrique et dimensionnelle voulue tout en réduisant le temps d'usinage. Dans ce cadre, plusieurs études antérieures ont travaillé sur la modélisation de la rugosité en analysant l'effet des paramètres de coupe et des erreurs d'usinage sur la topographie.

#### 5.1.1. Modélisation géométrique de la topographie

Jung et al. [24], ont proposé une méthode de modélisation appelée '*ridge method*' afin d'optimiser la rugosité des surfaces usinées avec une fraise à bout sphérique. Ils ont déterminé la rugosité maximale de la surface  $H_{max}$  qui correspond à la hauteur maximale du profil  $R_t$  en sommant la hauteur de crête suivant la direction de prise de passe radiale et la hauteur de la trace de l'outil lors du mouvement d'avance:

$$R_t = H_{max} = H_{max,balayage} + H_{max,avance} = \frac{a_e^2}{8R} + \frac{f_z^2}{8R} \quad (1. 28)$$

où  $R$ ,  $f_z$  et  $a_e$  sont respectivement le rayon de la fraise, l'avance par dent et la profondeur de passe radiale (Figure 1. 25 (a)).

Par la suite, [24] ont décrit le profil de la zone supérieure de la surface sous la forme d'un arc de rayon  $R'$  (Figure 1. 25(b)):

$$R' = \sqrt{R^2 - \left(\frac{f_z}{2}\right)^2} \quad (1. 29)$$

La hauteur  $H_c$  d'un point P (Figure 1. 25(b)) appartenant au profil de la surface et le rayon effectif de la fraise sont décrits par les relations suivantes sachant que  $r$  représente la coordonnée du point P le long de x :

$$H_c = R - \sqrt{R'^2 - r^2} = R - \sqrt{R^2 - R_{eff.P}^2} \quad \text{pour} \quad 0 \leq r \leq \frac{a_e}{2} \quad (1. 30)$$

Le profil de la rugosité conventionnelle  $\psi_C$  (Figure 1. 25(b)) a été défini dans le repère (O,X,Y,Z) par:

$$\overline{OP} = \overline{\psi_C} = \begin{bmatrix} x_P \\ z_P \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \pm r \\ H_C \end{bmatrix}, \quad R_{eff,P} = \frac{f_z}{2} \sqrt{1 + \left(\frac{2r}{f_z}\right)^2} \quad (1. 31)$$

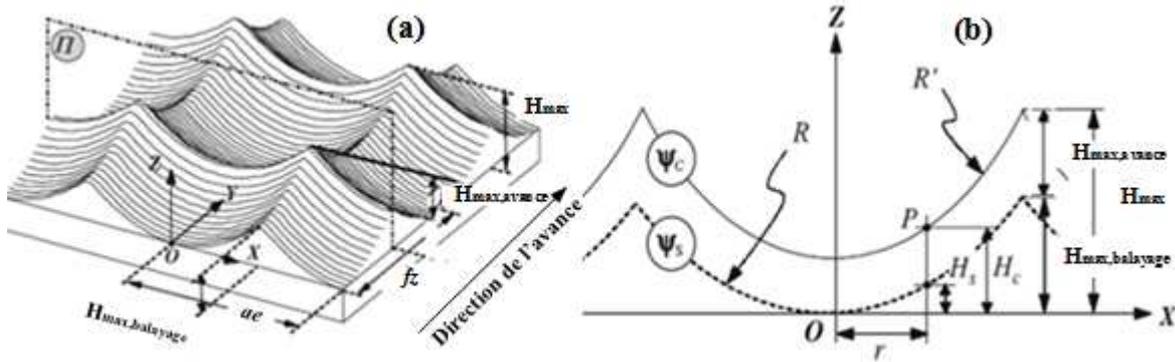


Figure 1. 25. (a) Description de la topographie des surfaces (b) paramètres des crêtes pour une fraise à bout sphérique [24]

Dans une deuxième étape, Jung et al. [24], ont modélisé la topographie en présentant la trajectoire 3D dans le repère (O,X,Y,Z), d'un point P appartenant à l'arête de coupe  $n$  avec:

$$\overline{OP} = \overline{\Phi(j)} = \begin{bmatrix} r \cos(\theta - (j-1)\pi) \\ -r \sin(\theta - (j-1)\pi) \\ R - \sqrt{R^2 - r^2} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ f_z \left(\frac{\theta}{\pi}\right) \\ 0 \end{bmatrix} \quad \text{pour } 0 \leq r \leq R \quad \text{et } j = 1, 2 \quad (1. 32)$$

Les auteurs [24] ont trouvé une grande marge d'erreur entre les valeurs théoriques conventionnelles et les valeurs souhaitées de la rugosité. De ce fait, ils ont mis en place un nouvel algorithme en se basant sur les équations des crêtes droites  $\psi_R$ , des crêtes gauches  $\psi_L$  entre deux passes successives de la fraise (Figure 1. 26 (c)). Ils ont divisé les crêtes de la zone du milieu de la vitesse critique en deux composantes, critique haut  $\psi_{V,U}$  et critique bas  $\psi_{V,L}$  avec:

$$\psi_L = \begin{bmatrix} x_L \\ z_L \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -f_z \left(\frac{\phi_L}{\pi}\right) \tan \phi_L \\ H_L \end{bmatrix} \quad \text{et} \quad \psi_R = \begin{bmatrix} x_R \\ z_R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_z \left(1 - \frac{\phi_R}{\pi}\right) \tan \phi_R \\ H_R \end{bmatrix} \quad (1. 33)$$

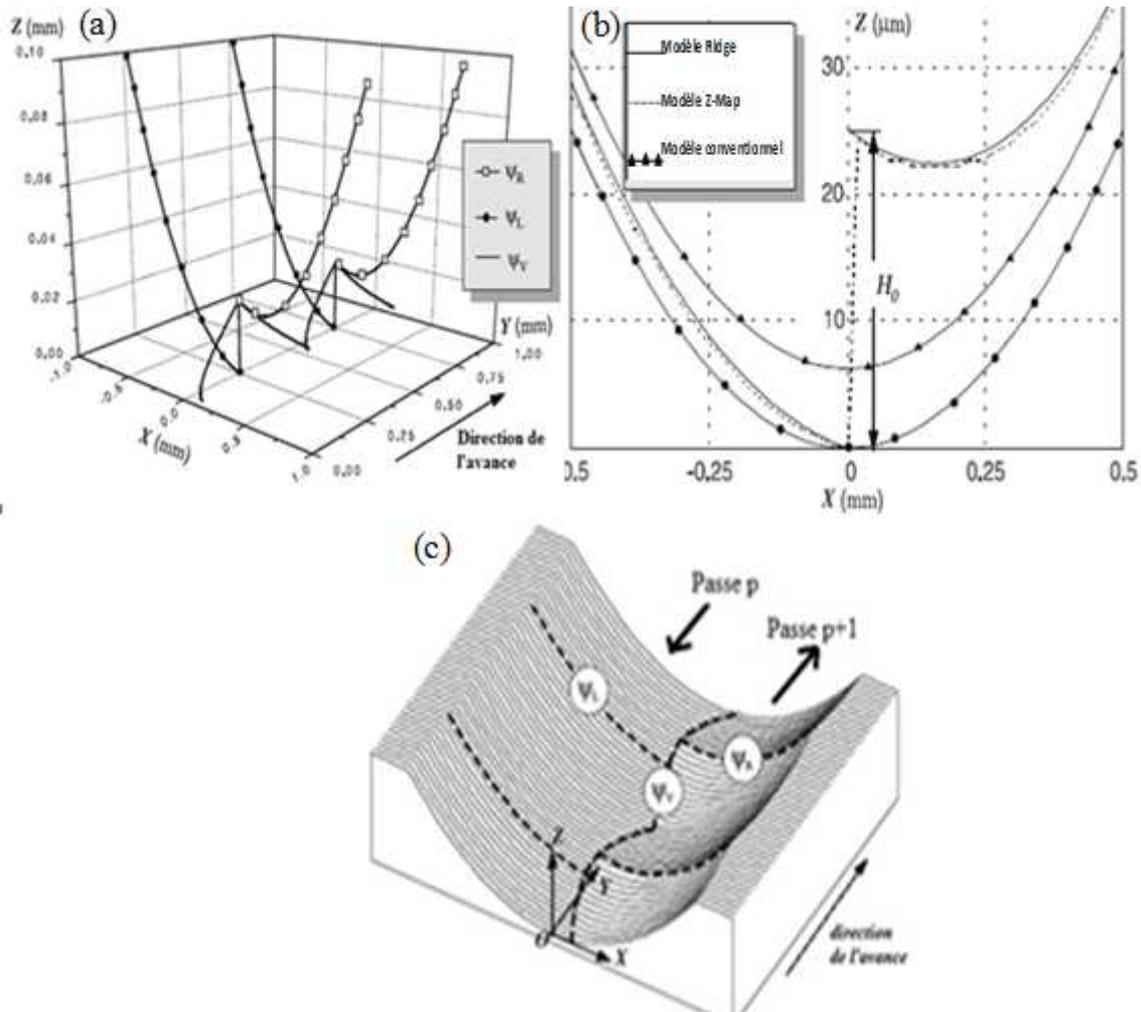


Figure 1. 26. Topographie (a) modélisation 3D du résultat Ridge (b) comparaison avec la méthode conventionnelle et la méthode Z-Map (c) Description des 3 types de crêtes ( $R=5\text{mm}$ ,  $f_z=0.5\text{mm/dent}$ ) [24]

$$\psi_{V,L} = \begin{bmatrix} x_{V,L} \\ y_{V,L} \\ z_{V,L} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{f_z}{\pi} \cos^2 \theta_V \\ \frac{f_z}{\pi} (\theta_V - \sin \theta_V \cos \theta_V) \\ H_V \end{bmatrix} \quad \text{pour } 0 \leq \theta_V \leq \frac{\pi}{2} \quad (1.34)$$

$$\psi_{V,U} = \begin{bmatrix} x_{V,U} \\ y_{V,U} \\ z_{V,U} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{f_z}{\pi} \cos^2 \theta_V \\ f_z - \frac{f_z}{\pi} (\theta_V - \sin \theta_V \cos \theta_V) \\ H_V \end{bmatrix} \quad \text{pour } 0 \leq \theta_V \leq \frac{\pi}{2} \quad (1.35)$$

Sachant que  $\theta_V, \theta_L$  et  $\theta_R$  représentent les angles de rotation de la fraise et  $\phi_V, \phi_L$  et  $\phi_R$  les angles de rotation de l'arête de coupe respectivement de la zone d'intersection, de la zone gauche et de la zone droite (Figure 1. 26 (c)).

$\phi_L = \phi(1) = \phi(2)$	$\phi_R = \phi(1) = \phi(2)$	$\phi_V - \theta_V + \cos^2(\theta_V) \cot(\phi_V) + \sin(\theta_V) \cos(\theta_V) = \frac{\pi}{2}$
$H_L = R - \sqrt{R^2 - R_{eff,L}^2}$	$H_R = R - \sqrt{R^2 - R_{eff,R}^2}$	$H_V = R - \sqrt{R^2 - R_{eff,V}^2}$
$R_{eff,L} = r_1 = r_2$	$R_{eff,R} = r_1 = r_2$	$R_{eff,V} = r_1$

La modélisation a été faite pour une fraise à bout sphérique monobloc de diamètre 10 mm à deux dents avec une avance par dent de 0.5 mm/dent (Figure 1. 26(a)). Ils ont trouvé une forte coïncidence du résultat avec ceux obtenus avec la méthode Z-Map (Figure 1. 26 (b)).

La méthode Z-Map consiste à présenter la surface sous la forme d'enveloppe. La pièce est initialement représentée sous la forme d'une matrice. Pour obtenir la surface usinée, le modèle Z-Map compare à chaque pas de temps les hauteurs de la surface initiale et celles qui résultent de la surface balayée par l'arête de coupe en générant sous la forme d'enveloppe la surface usinée.

Limido [21], a utilisé l'approche Z-Map afin de modéliser le profil de la surface usinée avec une fraise hémisphérique dont la géométrie est décrite sur la Figure 1. 27. Les coordonnées d'un point P appartenant à l'arête de coupe j dans le repère local lié à la fraise  $R_{outil}$  ( $X_0, Y_0, Z_0$ ) pour une stratégie d'usinage unidirectionnelle (One way) d'une surface plane sont décrites par:

$$\begin{cases} x = R(z) \sin \psi(z, t) \\ y = R(z) \cos \psi(z, t) \\ z = \frac{R_0 \varphi(z)}{\tan(i_0)} \end{cases} \quad (1. 36)$$

$$\psi(z, t) = \theta + (j-1) \frac{2\pi}{N_f} - \varphi(z) \quad , \quad \varphi(z) = \frac{z}{R_0} \tan(i_0) \quad \text{et} \quad R(z) = R_0 \sqrt{1 - \left(\frac{z}{R_0} - 1\right)^2} \quad (1. 37)$$

Limido [21] a traité le cas du fraisage hémisphérique où la fraise effectue une trajectoire rectiligne avec des vitesses de rotation et des vitesses d'avance constantes. L'angle d'hélice de la fraise est considéré nul, ce qui est pratiquement le cas pour des hauteurs de crêtes très faibles proches de la surface finale. Le point P de l'arête de coupe peut être repéré en fonction de sa position z dans le repère fixe lié à la pièce en ajoutant la vitesse d'avance de l'outil par l'équation suivante :

$$\begin{cases} x = V_f t + R(z) \sin \theta(t) \\ y = R(z) \cos \theta(t) \end{cases} \quad (1.38)$$

Un algorithme d'intersection est défini entre le programme Z-map déjà défini et la trajectoire de l'arête coupante afin d'obtenir une représentation de la surface usinée [21]. La pièce est modélisée sous la forme d'un bloc Z-Map. L'intersection des deux arêtes de coupe avec la matière donne l'aspect de la surface (Figure 1. 27):

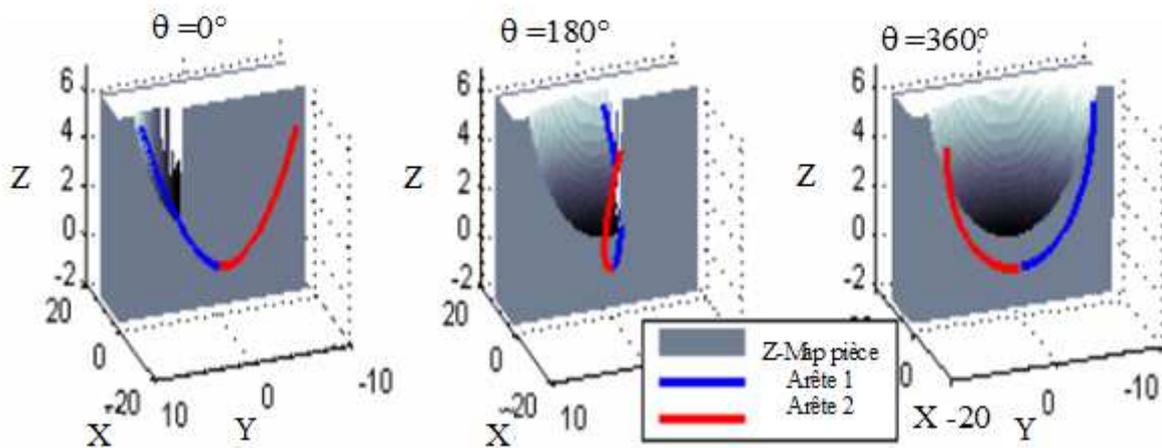


Figure 1. 27. Evolution de Z-Map liée au passage d'une fraise hémisphérique ( $N_f=2$ ,  $i_0=30^\circ$ )[21]

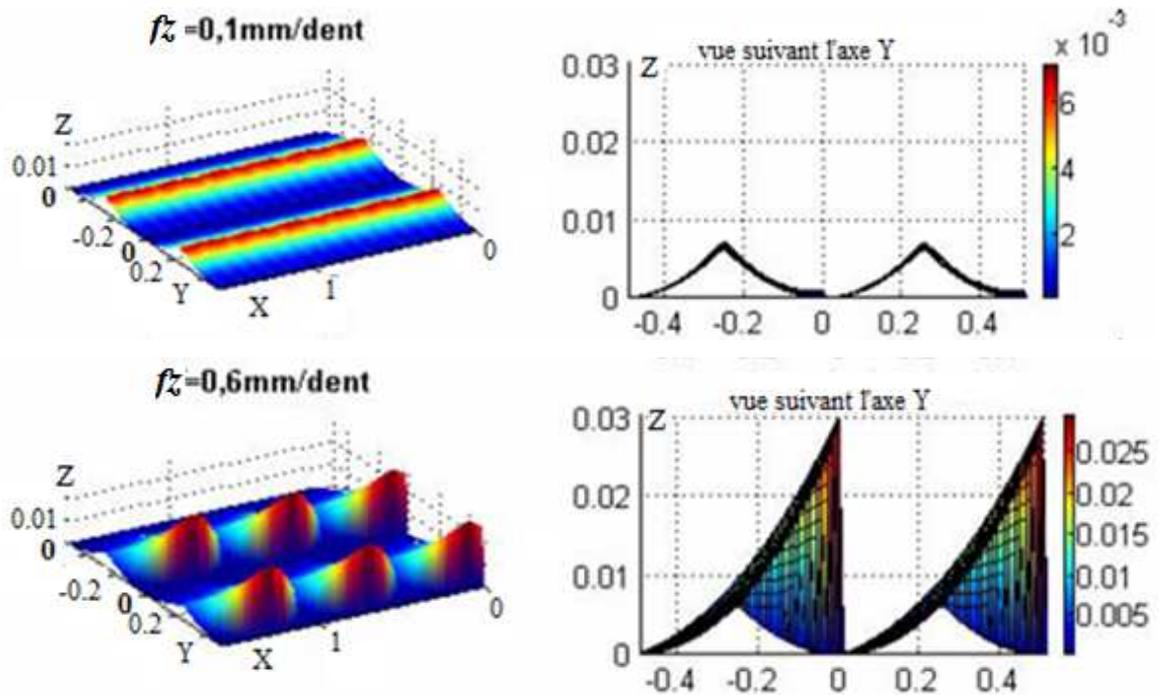


Figure 1. 28. Evolution de la topographie en fonction de l'avance par dent ( $R=5\text{mm}$ ,  $a_e=0.5\text{mm}$ ,  $a_p=0.1\text{mm}$ ,  $N=2000\text{tr/min}$ ,  $N_f=2$ ,  $i_0=0^\circ$ , matériau: Al2024) [21]

Afin de comparer sa modélisation par rapport à l'étude de Jung et al. [24] qui a défini le profil 2D par une expression analytique par la méthode 'ridges', Limido [21] a poursuivi la même démarche expérimentale avec une fraise à bout sphérique en carbure monobloc. Ils ont trouvé un résultat proche de [24] (Figure 1. 29) pour la variation de  $R_t$  ( $H_{max}$ ) en fonction de  $f_z$ . Il a remarqué une erreur maximale de 20% surtout pour les grandes avances où les crêtes sont très aiguës et localisées (Figure 1. 28).

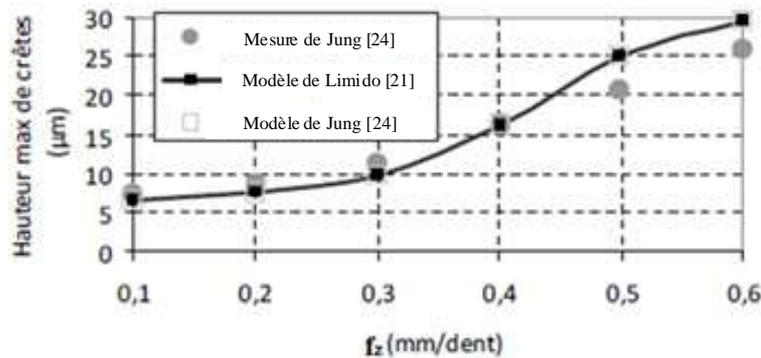


Figure 1. 29. Variation de la hauteur de crêtes en fonction de l'avance par dent ( $R=5\text{mm}$ ,  $a_e=0.5\text{mm}$ ,  $a_p=0.1\text{mm}$ ,  $N=2000\text{tr/min}$ ,  $N_f=2$ ,  $i_0=0^\circ$ , matériau: Al2024) [21]

La modélisation de l'effet de l'inclinaison de la fraise suivant la direction de l'avance de  $\theta_i=7^\circ$  a été validée en le comparant avec l'étude de Chen et al. [25] (Figure 1. 30).

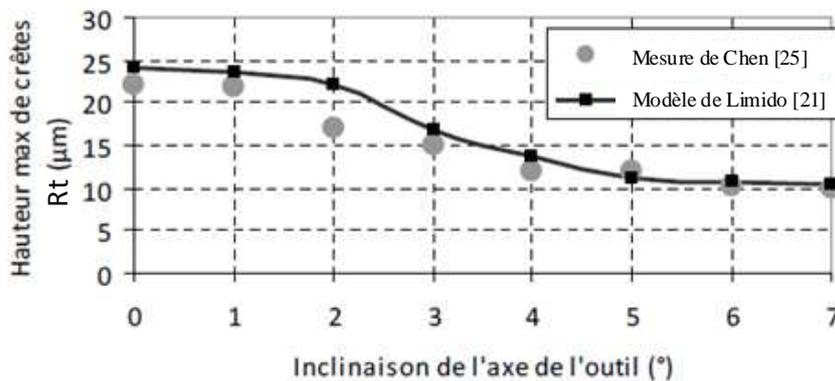


Figure 1. 30. Variation de la hauteur maximale de crêtes en fonction de l'inclinaison  $\theta_i$  ( $R=5\text{mm}$ ,  $a_e=0.5\text{mm}$ ,  $f_z=0.5\text{mm/dent}$ ,  $a_p=0.1\text{mm}$ ) [21]

Afin de tenir compte des erreurs d'usinage, Limido [21] a effectué une modélisation appelée 'Surface perturbée' en tenant compte du faux rond et de la flexion de la fraise. En premier lieu, il a ajouté l'erreur du faux-rond dans les équations de la trajectoire de l'arête coupante. Ce défaut dû au montage de l'outil dans le porte-outil, induit des défauts d'excentricité et d'inclinaison par rapport à l'état parfait. Le faux rond est décrit par ses deux caractéristiques l'excentricité ' $e_r$ ' et l'angle de positionnement ' $\psi_e$ ' (Figure 1. 31)

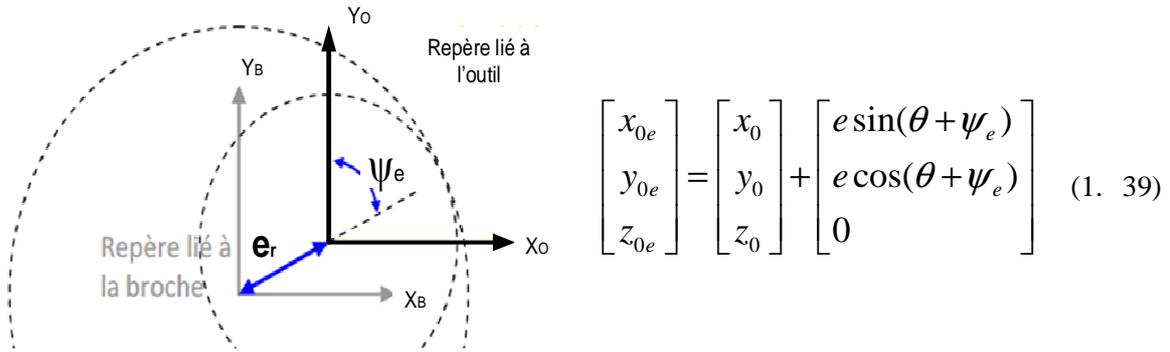


Figure 1. 31. Faux rond de la fraise [21]

$x_0, y_0, z_0$  : coordonnées d'un point P d'une arête de l'outil dans le repère de l'outil

$x_{0e}, y_{0e}, z_{0e}$  : coordonnées d'un point P d'une arête de l'outil dans le repère de la broche

Les résultats de la topographie des surfaces avec et sans faux rond ainsi que le résultat de la topographie mesurée sont présentés sur la Figure 1. 32.

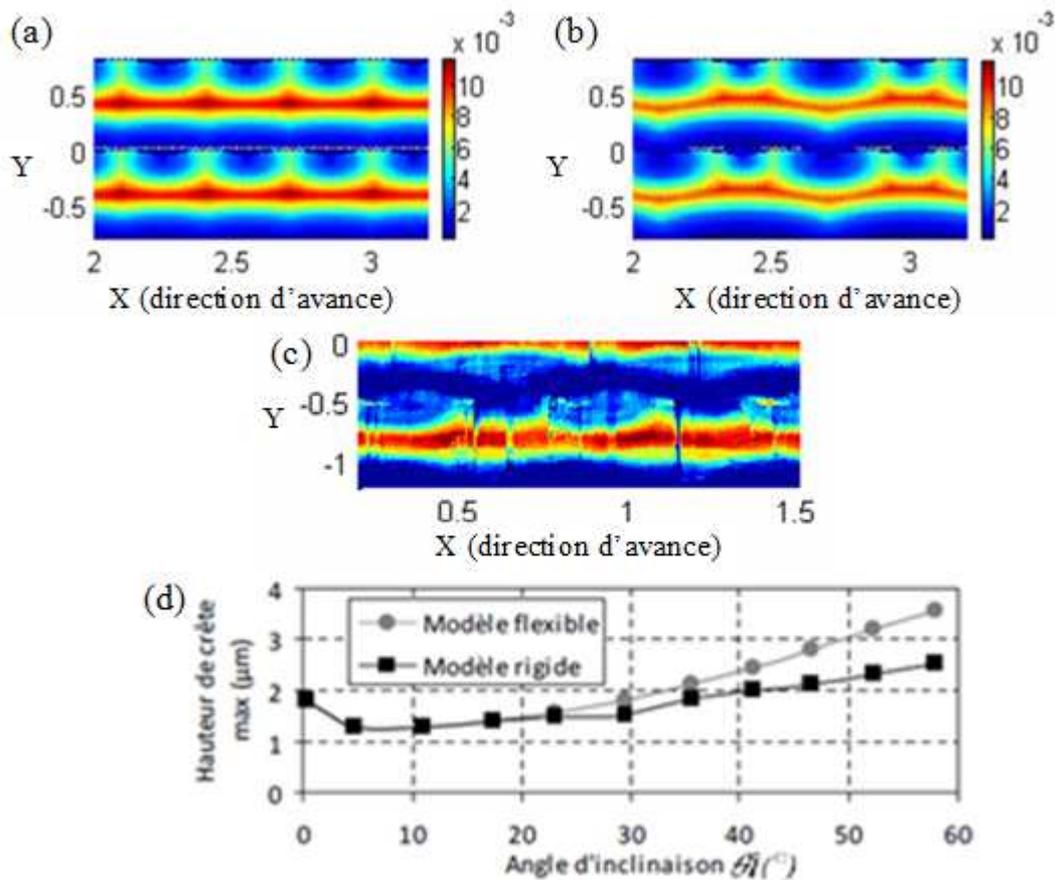


Figure 1. 32. Topographie (a) modèle sans faux rond ' $e=0$ ',(b) modèle avec faux rond ' $e=0.05$ ',(c) mesure (d) Effet de l'inclinaison de la fraise  $\theta$  en tenant compte de la flexion ( $R=5\text{mm}$ ,  $a_e=0.8\text{mm}$ ,  $f_z=0.3\text{mm/dent}$ ,  $N_f=2\text{dents}$ ,  $i_0=0^\circ$ )[21]

L'effet de la flexion de la fraise sur la hauteur de crête maximale  $R_t$  tout en variant l'angle d'inclinaison de l'outil est présenté sur la Figure 1. 32 (d).

Dans une étude plus récente, Denkena et al. [26], ont étudié la topographie de la surface fraisée avec un outil à bout sphérique à plaquette en carbure à 2 dents ainsi que l'effet de cette topographie sur le comportement aérodynamique. Ils ont effectué des essais sur un centre de fraissage 5 axes usinant le Ti6A4V en changeant la fraise après chaque 5 essais afin d'éviter le problème d'usure (Figure 1. 33).

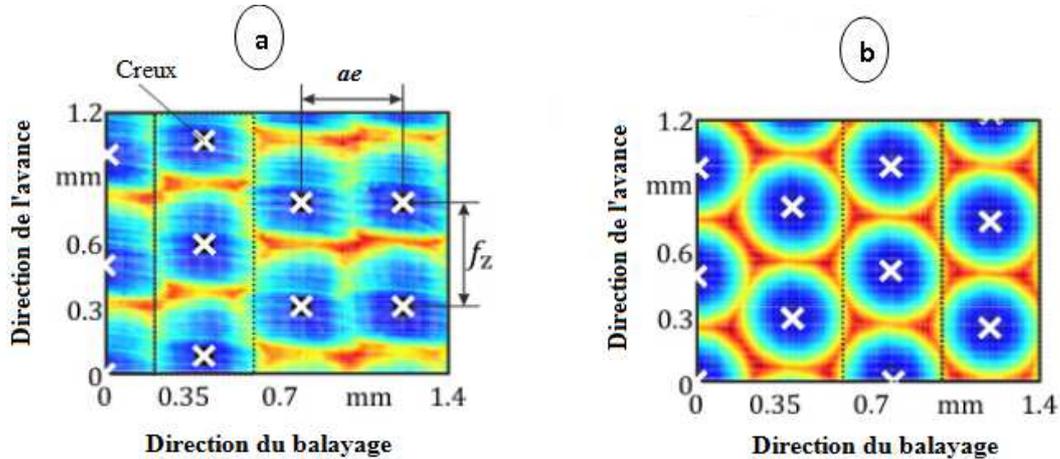


Figure 1. 33. (a) la topographie mesurée et (b) la topographie simulée ( $R=5\text{mm}$ ,  $V_c=40\text{m/min}$ ,  $f_z=0.45\text{mm/dent}$ ,  $a_p=0.2$ ,  $a_e=0.4\text{mm}$ ,  $\theta_t=15^\circ$ ,  $\theta_r=0^\circ$ ) [26]

Ces mêmes auteurs [26] ont comparé la modélisation de la topographie à celle mesurée expérimentalement en trouvant une irrégularité des traces de l'outil à cause des vibrations et des parasites de la zone de coupe. Les mesures de la topographie ont été effectuées avec un rugosimètre 3D. Denkena et al. [26], ont proposé aussi une amélioration de la simulation de la topographie cinématique (Figure 1. 35(a)) en ajoutant l'aspect aléatoire stochastique en tenant compte des vibrations (Figure 1. 35(b)) de la surface. Ils ont ainsi combiné les deux méthodes de simulation (Figure 1. 35(c)) tout en montrant l'effet de cette combinaison sur l'amélioration des valeurs de la rugosité  $R_a$  et  $R_z$  qui sont devenues plus cohérentes avec les valeurs mesurées (Figure 1. 35(d), Figure 1. 34)

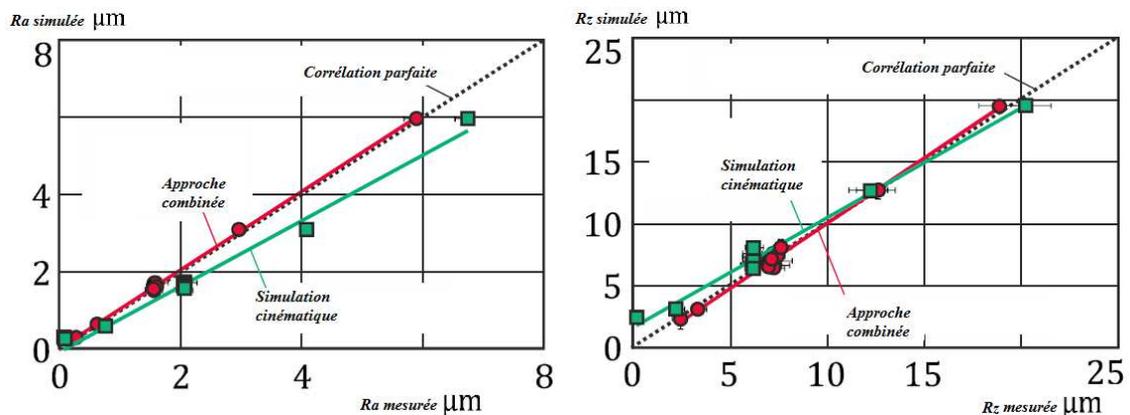


Figure 1. 34. comparaisons entre la simulation cinématique et l'approche combinée par rapport à la corrélation parfaite de (a)  $R_a$  et (b)  $R_z$  [26]

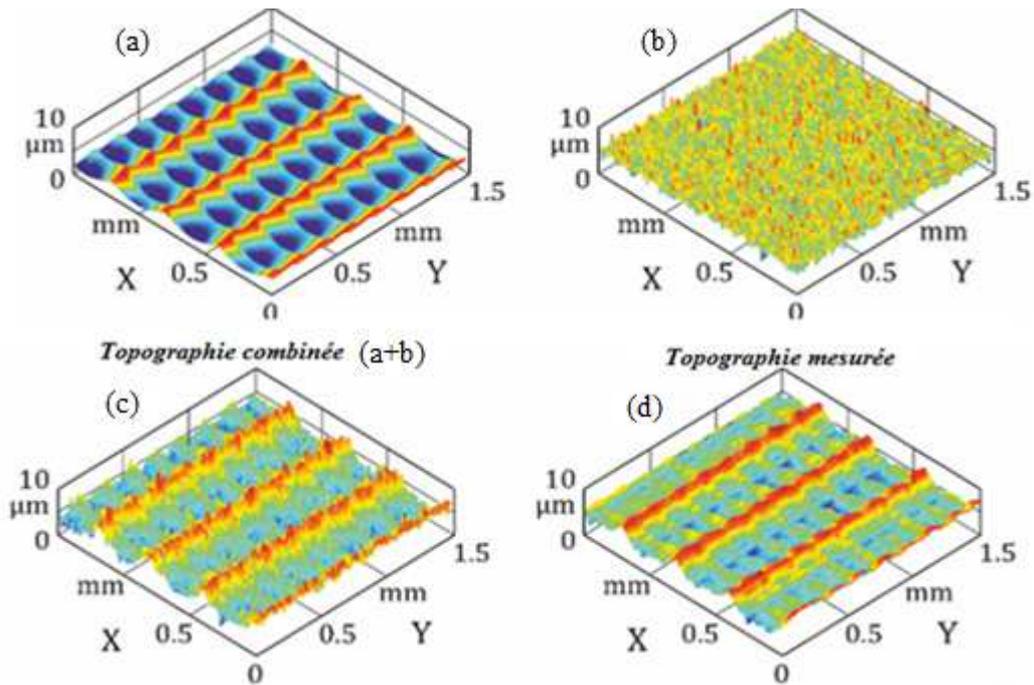


Figure 1. 35. (a) Topographie cinématique, (b) topographie stochastique, (c) topographie combinée (d) topographie mesurée ( $R=5\text{mm}$ ,  $V_c=40\text{m/min}$ ,  $f_z=0.18\text{mm/dent}$ ,  $a_p=0.2\text{mm}$ ,  $a_e=0.4\text{mm}$ ,  $\theta_L=15^\circ$ ,  $\theta_T=45^\circ$ ) [26]

Zhang et al. [27], ont mené une simulation de la topographie de surface en fraisage avec fraise à bout sphérique monobloc de l'acier AISI H13. Cette simulation est basée sur la génération du mouvement relatif entre l'outil et la pièce (Figure 1.36).

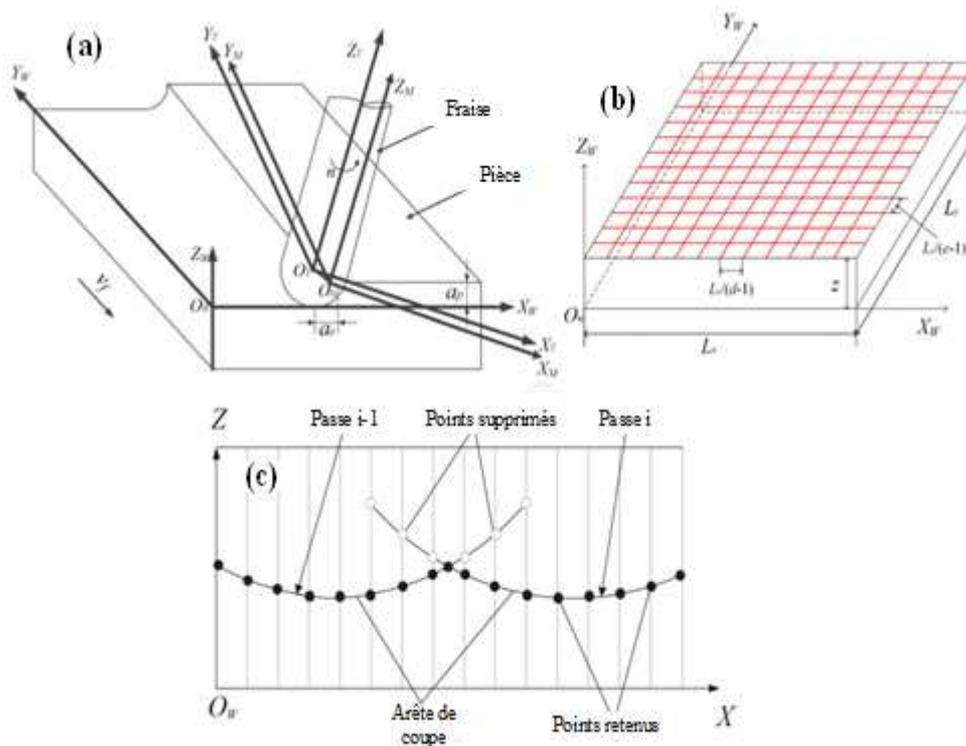


Figure 1. 36. (a) position de la fraise par rapport à la pièce (b) discrétisation de la pièce (c) génération du profil des dents [27]

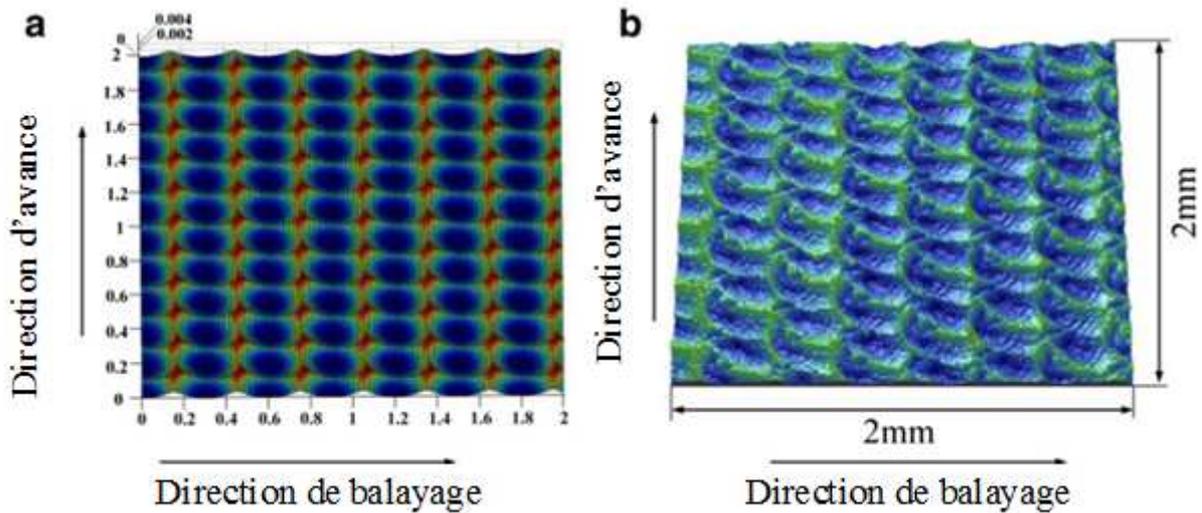


Figure 1. 37. Topographie de la pièce (a) simulée (b) mesurée ( $v_c = 300 \text{ m/min}$ ,  $f_z = 0.18 \text{ mm/dent}$ ,  $a_e = 0.3 \text{ mm}$ ,  $a_p = 0.4 \text{ mm}$ ) [27]

L'effet de deux coefficients  $r=f_z/a_e$  et  $p=f_z a_e$  sur l'écart moyen arithmétique (3D)  $S_{ba}$  a été étudié. Les résultats d'optimisation ont montré que pour les 5 valeurs choisies de  $p$ ,  $S_{ba}$  diminue puis augmente avec  $r$ . La meilleure rugosité a été obtenue pour une valeur de  $r$  comprise entre 0.6 et 0.8.

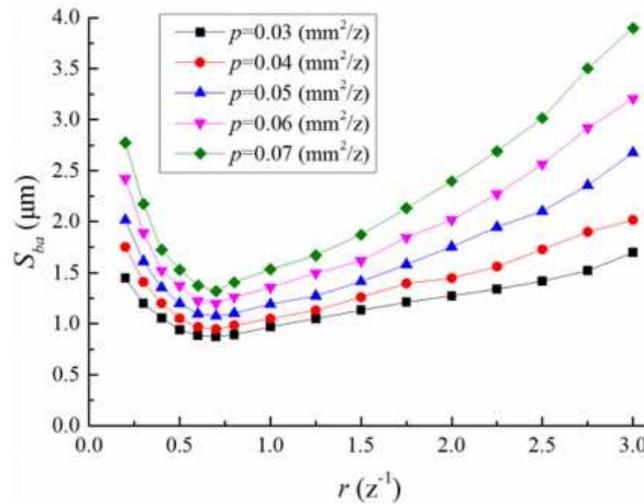


Figure 1. 38. Résultats de  $S_{ba}$  en fonction de  $p$  et  $r$  [27]

Boujelbene et al. [28], ont étudié l'effet de la vitesse de coupe et de l'angle d'inclinaison de l'outil suivant le sens de balayage  $\theta_t$  en fraisage 5 axes (Figure 1. 39 ). Ils ont commencé par la définition de l'équation de prise de passe radiale  $a_e = 2\sqrt{R^2 - (R - H)^2}$  en fonction du rayon de la fraise et de la hauteur de crête.

Les essais ont été effectués sur une fraiseuse verticale 5 axes 'Gambin 120CR' avec une fraise à bout sphérique monobloc en acier SP300. Les paramètres d'usinage ont été fixés comme suit (Tableau 1. 5):

Configuratio n	Angle d'inclinaison (°)	N(tr/min)	Stratégie d'usinage
(1)	0	3695	Pas d'inclinaison, ae suit -X et Vf suit -Y
(2)	0	3695	Pas d'inclinaison, ae suit +X et Vf suit -Y
(3)	-17	1886	Inclinaison suivant -B, ae suit -X et Vf suit -Y
(4)	-17	1886	Inclinaison suivant -B, ae suit +X et Vf suit -Y
(5)	0	3695	Pas d'inclinaison, ae suit +X et Vf en zigzag
(6)	-17	1886	Inclinaison suivant -B, ae suit -X et Vf zigzag

Tableau 1. 5. Configurations d'usinage de 1 à 6 ( $R_0=8mm$ ,  $a_e=0.5mm$ ,  $a_p=0.4mm$ ,  $f_z=0.1mm/dent$  et  $V_f=377mm/min$ ) [28]

Les résultats de mesures [28] ont donné les valeurs des paramètres de rugosité 3D  $Sa$  et  $Sq$  pour chaque configuration où celles de la 3ème configuration sont les meilleures (Figure 1. 39(c)).

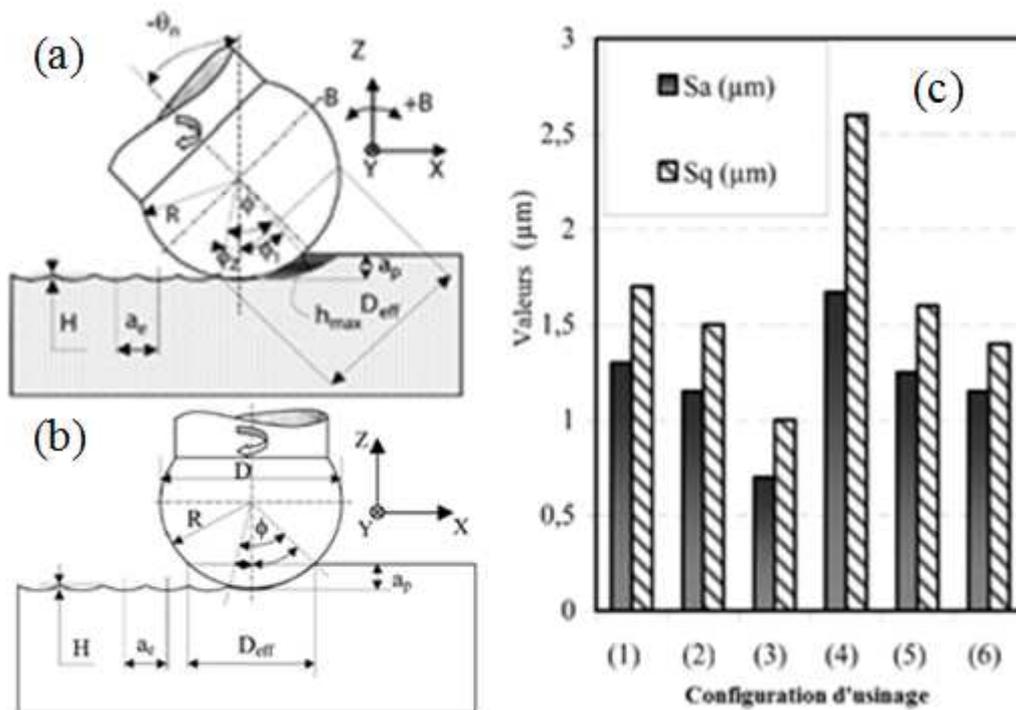


Figure 1. 39. (a) Modélisation du système outil-pièce, (b) Inclinaison de la fraise dans le sens antihoraire, (c) Paramètres de rugosité 3D pour les six configurations ( $R_0=8mm$ ,  $a_e=0.5mm$ ,  $a_p=0.4mm$ ,  $f_z=0.1mm/dent$  et  $V_f=377mm/min$ ) [28]

Zhang et al. [29], ont présenté un modèle de la topographie considérant l'usure de l'outil durant l'opération de fraisage avec une fraise à bout sphérique. Tout d'abord, ils ont modélisé la trajectoire de l'arête de coupe discrétisée en tenant compte de l'usure de l'outil. Cette arête de coupe est divisée en séries de points dont leurs positions et leurs angles sont définis à

travers un algorithme de calcul. Cet algorithme basé sur la géométrie de l'arête de coupe, permet l'obtention du profil de la surface fraisée.

La modélisation de l'usure en dépouille VB a été présentée empiriquement comme suit :

$$\Delta VB(\Delta t) = 0.0362457 AN^{-0.976365} f_z^{0.761193} a_p^{0.091015} \quad (1.40)$$

$$\text{avec } A = D^{1.108099} \Delta t^{0.084719} z^{-0.669911} \quad (1.41)$$

$N$ ,  $f_z$ ,  $a_p$ ,  $D$ ,  $\Delta t$ , et  $z$  représentent, respectivement, la vitesse de rotation de la broche, l'avance par dent, la prise de passe axiale, le diamètre de la fraise, la discrétisation du temps et la hauteur de l'élément de coupe.

Les mêmes auteurs [29] ont présenté une comparaison de la simulation avec et sans considération de l'usure de la fraise au cours de l'opération de fraisage pour l'usinage des surfaces planes (Figure 1. 40) ou des surfaces cylindriques (Figure 1. 41). L'usure en dépouille  $V_B(t)$  est intégrée dans le rayon effectif de la fraise comme suit :

$$r(z) = \sqrt{(R_0 - V_B(t))^2 - (R_0 - z)^2} \quad (1.42)$$

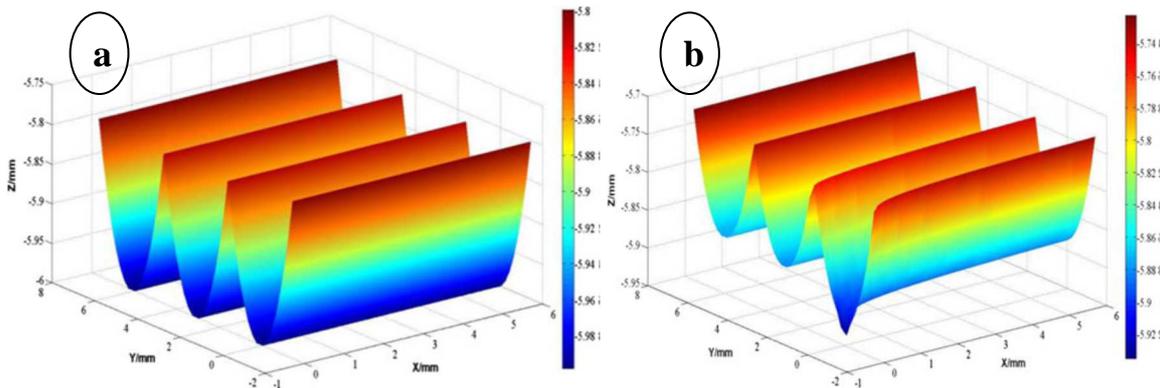


Figure 1. 40. Topographie d'une surface plane (a) sans usure de l'outil (b) avec usure ( $a_e=0.5\text{mm}$ ,  $N=600\text{tr/min}$ ,  $f_z=0.2\text{mm/dent}$ ,  $R=6\text{mm}$ ,  $N_f= 2$  dents,  $i_0=30^\circ$ ) [29]

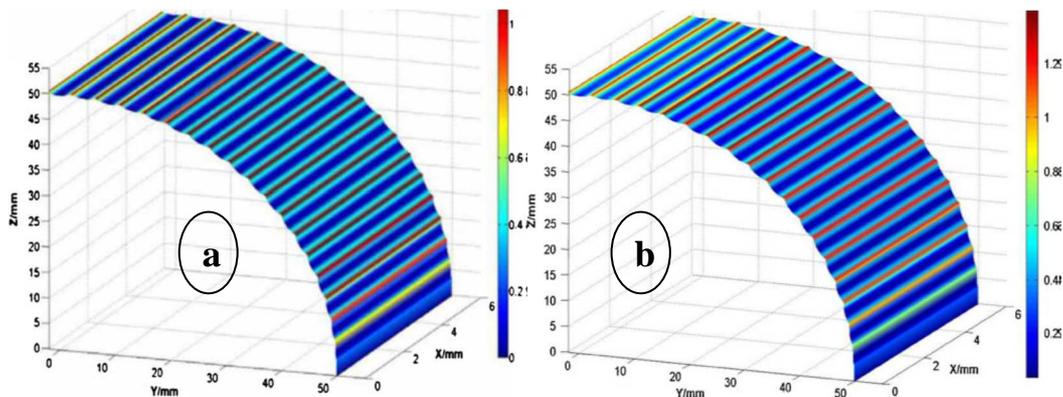


Figure 1. 41. Topographie d'une surface cylindrique (a) sans usure de l'outil (b) avec usure ( $a_e=0.5\text{mm}$ ,  $N=600\text{tr/min}$ ,  $f_z=0.2\text{mm/dent}$ ,  $R=6\text{mm}$ ,  $N_f= 2$  dents,  $i_0=30^\circ$ ) [29]

## 5.2. Conclusion

Les différentes études présentées précédemment se sont divisées principalement sur deux catégories, les modélisations géométriques de la topographie ainsi que les études expérimentales. Les modélisations ainsi que les analyses expérimentales ne comportent pas l'effet des erreurs d'usinage comme le montre le tableau 1.6. Dans la présente étude, la modélisation de la topographie comporte les différentes erreurs d'usinage.

Auteur	Erreurs considérées	Type d'étude
Jung et al. [24]	-	Modèle géométrique
Limido [21]	Flexion et faux rond	Modèle géométrique
Chen et al. [25]	-	Modèle géométrique
Denkena et al. [26]	Vibrations	Modèle géométrique
Zhang et al. [27]	-	Modèle géométrique
Boujelbene et al. [28]	-	Expérimentale
Zhang et al. [29]	Usure	Expérimentale

Tableau 1. 6. Synthèse de la bibliographie de la topographie

## 6. Conclusion

Cette étude bibliographique a récapitulé les principaux travaux de recherche en présentant les études théoriques et expérimentales. Le tableau 1.5 présente une récapitulation des différentes études en précisant le contenu et les thèmes traités. Ceci montre bien la limitation de ces études qui ne prennent pas en considération les différents facteurs et erreurs simultanément. Ce chapitre a commencé par la présentation des modélisations des défauts d'usinage qui affectent la stabilité de l'usinage, où on a commencé par le faux rond de la fraise. La plupart des études ont étudié l'influence de ce défaut sur les efforts de coupe et sur la topographie [1–5,30]. Par la suite, on a traité l'effet de la flexion et la déviation de la fraise sur les efforts de coupe et sur la topographie de la surface [6,7]. Après on a analysé les différentes études qui ont considéré les vibrations lors du fraisage en détaillant les différents types de modélisation où on a retenu d'une part que la plupart des études ont utilisé la résolution de l'équation de mouvement en déterminant les paramètres modaux [5,12]. D'autre part [8] ont mené une analyse expérimentale des vibrations en se basant sur l'analyse fréquentielle avec la méthode FFT et [9] a défini un modèle empirique permettant de calculer les fréquences et l'amplitude. La deuxième partie de ce chapitre a comporté les différents modèles de base des mécanismes d'usure des outils de coupe où l'usure en dépouille se présente par abrasion [14–18] et l'usure en cratère par diffusion thermique [13,19,20]. La troisième partie de ce chapitre a été

consacrée pour la modélisation des efforts de coupe en fonction des différentes erreurs d'usinage tel que l'effet du faux rond [1–3], de la flexion [21], de l'usure [23] et des vibrations [4,5,12]. La quatrième partie de ce chapitre a porté sur la définition de la topographie des surfaces fraisées. Ces travaux ont été divisés en des modélisations géométriques [21,24–27] et des études purement expérimentales [28,29].

Réf.	Faux rond	Flexion	Vibration	Usure	Effort		Topographie	
					mécanistique	Thermomécanique	Exp.	Analytique
[1]	X					X		
[4]	X				X			
[5]	X		X		X			
[6]		X			X			
[7]		X			X		X	
[8]			X				X	
[10]	X		X				X	X
[12]	X		X		X			
[13]				X		X		
[15]				X		X		
[19]				X		X		
[21]	X	X			X			X
[22]					X			
[23]				X	X			
[24]							X	X
[26]			X				X	X
[27]							X	X
[29]				X			X	X
Notre étude	X	X	X	X		X	X	X

Tableau 1. 7. Tableau récapitulatif des études antérieures

Il n'existe pas un modèle thermomécanique qui tient compte de toutes les erreurs d'usinage (Faux rond, flexion, vibrations et usure) et utilisé dans la prédiction de la topographie des surfaces (Tableau 1.7) ce qui fera l'objet de cette thèse.

## **Chapitre 2 :**

# **Modélisation de la géométrie de la FBS : Effets des erreurs**

## 1. Introduction

La prédiction de la topographie d'une surface fraisée nécessite la prise en compte des erreurs d'usinage en relation avec les variations des efforts de coupe comme, l'usure, la flexion, les vibrations de la fraise ainsi que l'erreur de faux rond. La modélisation des efforts de coupe, définie en utilisant l'approche thermomécanique par la loi de comportement de Johnson-Cook et en tenant compte des erreurs d'usinage, commence par la définition de la géométrie de la fraise et la géométrie de coupe en tenant compte des erreurs.

L'outil de coupe utilisé durant cette étude est une fraise à bout sphérique monobloc à queue cylindrique KENDU 3902.52 avec deux dents. Ce type de fraise est très utilisé durant les opérations de finition des surfaces en fraisage à grande vitesse. Soit  $(O, \overline{X}_o, \overline{Y}_o, \overline{Z}_o)$  le repère lié à la fraise (Figure 2. 1). La géométrie de la fraise à bout sphérique monobloc se présente principalement par les données de base du constructeur Kendu. Cet outil est défini par le diamètre nominal  $D_0 = 2R_0$  [1 à 20mm], l'angle d'hélice  $i_0$  [15° à 40°], l'angle de dépouille  $\alpha_a$  [10° à 20°] et l'angle de coupe  $\gamma_a$  [0 à 20°] dans le plan Pa (Figure 2. 1). Ces angles sont supposés constants en tout point de l'arête suivant Z. Le matériau de base de ces fraises pour l'usinage à grande vitesse est le carbure de tungstène revêtu en nitrure de titane et de silicium 'TiSiN'.

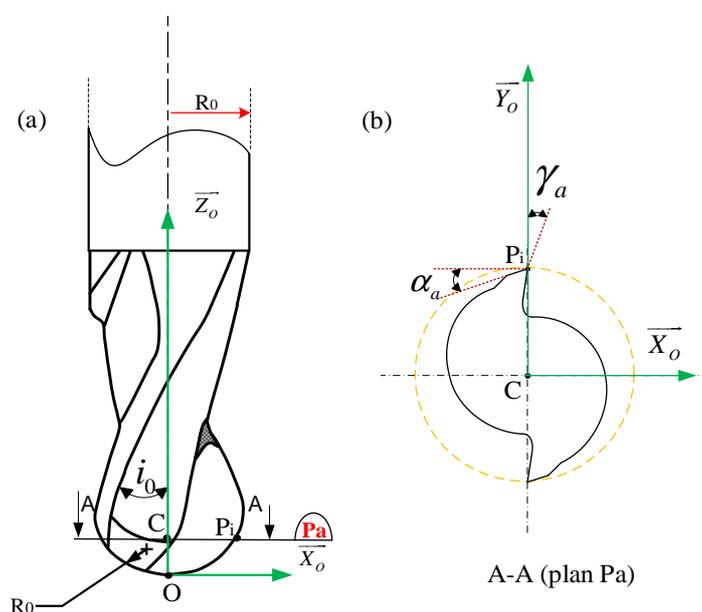


Figure 2. 1. Paramètres géométrique d'une fraise à bout sphérique monobloc à deux dents (a) vue globale de la fraise (b) vue dans le plan Pa

L'arête de coupe tourne initialement sans tenir compte des erreurs d'usinage autour de l'axe de la broche avec un rayon effectif  $R(z,t=0)$ . La considération des erreurs d'usinage passe

principalement à travers la considération de l'usure en dépouille et en cratère de la fraise, la flexion, les vibrations et le faux rond. Ces erreurs d'usinage vont changer le rayon effectif de la fraise par la grandeur  $ER(t)$  ce qui permettra à l'arête de coupe de tourner par rapport à l'axe de la broche par un rayon équivalent comportant toutes les erreurs  $R_{eq}(z,t)$  (Figure 2. 2).

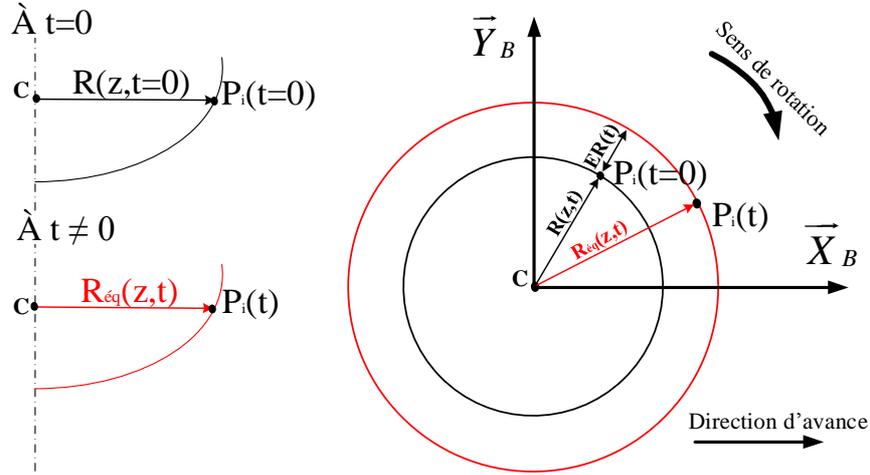


Figure 2. 2. Rayon de la fraise en fonction des erreurs d'usinage

Le rayon équivalent effectif de la fraise de la  $j^{\text{ème}}$  dent  $R_{eq.j}(z,t) = CP_i$  est calculé en fonction du rayon usé de la fraise  $R(z,t)$  en ajoutant la position angulaire du faux rond ainsi que les différentes grandeurs d'erreurs d'usinage suivant X et Y. Ce rayon est calculé lui-même en fonction du rayon initiale  $R(z)= R(z,t=0)$ . Le rayon effectif équivalent considérant l'usure, faux rond, flexion et vibrations est défini par la relation suivante (Figure 2. 2) :

$$R_{eq.j}(z,t) = CP_i = \left\{ \left[ ER_X(t) + R(z,t) \sin(\theta(t) + \psi_e - \varphi(z,t) - \frac{2\pi}{j}) \right]^2 + \left[ ER_Y(t) + R(z,t) \cos(\theta(t) + \psi_e - \varphi(z,t) - \frac{2\pi}{j}) \right]^2 \right\}^{1/2} \quad (2.1)$$

$\theta(t)$  ,  $\psi_e$  et  $\varphi(z,t)$  sont respectivement l'angle de rotation de la fraise, l'angle de positionnement du faux rond de la fraise et la position angulaire de l'élément discrétisé dans le plan Pa. Les composantes d'erreurs  $ER_X$  and  $ER_Y$  suivant X et Y sont définies en fonction des erreurs d'usinage (Faux rond, flexion et vibrations) à détailler dans ce chapitre comme suit :

$$ER_X(t) = x_{FR}(t) + x_{FL}(t) + x_{vib}(t) \quad (2.2)$$

$$ER_Y(t) = y_{FR}(t) + y_{FL}(t) + y_{vib}(t) \quad (2.3)$$

## 2. Hypothèses

La modélisation de la coupe et de l'usure est définie en se basant sur ces différentes hypothèses de la bibliographie :

- Le corps de l'outil suit la théorie des poutres,
- La pièce est déformable,
- L'angle de dépouille est supposé constant dans le temps et reste inchangeable après l'usure en dépouille,
- L'usure en dépouille est définie par un modèle d'usure par abrasion [14],
- L'usure en cratère est définie par un modèle d'usure par diffusion [19],
- L'arête de coupe reste toujours tranchante après l'usure de la fraise (rayon d'arête nul),
- Les angles de l'outil en main vont être utilisés durant cette étude car la définition des différents plans seront par rapport à la direction de la vitesse de coupe qui domine la vitesse d'avance,
- Cas de l'usinage à grande vitesse à sec.

La modélisation des différentes erreurs est basée sur les hypothèses suivantes :

- Les déplacements dus à la mise en position de la pièce sur la machine sont négligés,
- Le déplacement de l'axe de l'outil parallèlement à l'axe de la broche est négligé,
- Les déplacements dus à la composante de l'effort de coupe suivant l'axe de l'outil sont négligés,
- Le cumul relatif des erreurs est défini suivant cet ordre : usure, faux rond, flexion et vibrations,
- Les différentes erreurs d'usinage sont modélisées par rapport à l'axe de la broche,
- Les paramètres initiaux de la géométrie de la fraise vont être définis avec  $t=0$ , seulement le rayon nominal de la fraise sera  $R_n(t=0)=R_0$ ,
- Cas d'une interpolation linéaire et usinage d'une surface plane perpendiculaire à Z,
- Les mouvements d'avance et de balayage sont assurés par la fraise.

## 3. Discrétisation de l'arête de coupe de l'outil

La discrétisation de l'arête de coupe se fait en divisant la zone engagée de la fraise dans la pièce de la profondeur de passe axiale  $a_p$  en  $n_d$  disques équidistant d'une valeur  $\Delta z$  parallèlement au plan (Pa). Une augmentation du nombre de disques de cette discrétisation permet d'aboutir évidemment à un calcul plus précis. On augmente ce nombre de disques jusqu'à l'obtention de quelques valeurs de rayon discrétisé dans la zone où  $2R(z,t) < f_z$ . La

position d'un point appartenant à l'élément discrétisé est notée  $z$  (Figure 2.3). Cette augmentation de la discrétisation servira également par la suite lors de la modélisation de la topographie des surfaces.

La position  $z$  du  $i^{\text{ème}}$  disque, tel que  $i=[1..nd]$  est présentée comme suit:

$$z = a_p - i\Delta z \quad (2.4)$$

On définit deux points de l'arête de coupe  $P_i$  et  $P'_{i+1}$ ,  $P_{i+1}$  est la projection de  $P'_{i+1}$  dans le plan (Pr). Par la suite, les 5 plans qui définissent une fraise à bout sphérique sont :

- Le plan de référence (Pr) parallèle à l'axe de la fraise et perpendiculaire à la vitesse de coupe  $\vec{V}_c$  portée par  $\vec{j}$  comportant les vecteurs  $\vec{e}_r$  et  $\vec{e}_{\kappa_p}$  la projection de  $\vec{e}_\kappa$  dans (Pr).
- Le plan d'arête (Ps) contient la tangente à l'arête de coupe supposée confondue avec l'arête pour l'incrément  $\Delta z$ . Ce plan est perpendiculaire à (Pr) ainsi qu'il est défini par les deux vecteurs  $\vec{e}_{\kappa_p}$  et  $\vec{j}$  (Figure 2. 3).
- Le plan orthogonal (Po) perpendiculaire à la projection de l'arête de coupe dans (Pr) défini au point  $P_i$ , défini par les deux vecteurs  $\vec{e}_r$  et  $\vec{j}$  (Figure 2. 3).
- Le plan normal (Pn) perpendiculaire à l'arête de coupe décalé par  $\lambda_s$  par rapport à (Po) comportant les vecteurs  $\vec{e}_r$  et  $\vec{e}_\psi$  (Figure 2. 3).
- Le plan de discrétisation (Pa) (Figure 2. 3 (b)), plan de travail passant par  $P_i$  parallèlement au plan  $(\vec{X}_o, \vec{Y}_o)$ , défini également par les vecteurs  $\vec{i}$  et  $\vec{j}$  (Figure 2. 3).

Les rayons discrétisé et nominale de la fraise en tenant compte des erreurs d'usinage sont définis comme suit (Figure 2.3) :

$$CP_i = R_{\text{éq}}(z, t) \quad \text{et} \quad O'P_i = R_n(t) \quad (2.5)$$

Les distances  $P_iP_{i+1}$  et  $P_iP'_{i+1}$  caractérisant chaque incrément discrétisé sont (Figure 2.3):

$$P_iP_{i+1} = \frac{\Delta z}{\sin \kappa(z, t)} \quad \text{et} \quad P_iP'_{i+1} = \frac{\Delta z}{\sin \kappa(z, t) \cos \lambda_s(z, t)} \quad (2.6)$$

L'angle de positionnement de l'élément discrétisé dans le plan Pr est défini en fonction du rayon nominal comme suit [1]:

$$\cos(\kappa(z, t)) = \frac{R_n(t) - z}{R_n(t)} \quad (2.7)$$

L'angle d'inclinaison de l'arête de coupe  $\lambda_s(z, t)$  dans le plan (Ps) pour un outil non usé est défini en fonction de l'angle d'hélice local comme suit[1]:

$$\tan(\lambda_s(z, t)) = \tan(i_L(z, t)) \sin(\kappa(z, t)) \quad (2.8)$$

L'algorithme de discrétisation de l'arête de coupe est défini par:

$$\left. \begin{array}{l} z = 0 \\ \Delta z = \frac{a_p}{n_d} \\ z = z + \Delta z \\ R_{\text{éq}}(z, t) = \sqrt{R_n(t)^2 - (R_n(t) - z)^2} \\ V_c(z, t) = \frac{2\pi R_{\text{éq}}(z, t) N}{1000} \\ \text{répéter jusqu'à } z = a_p \\ \text{fin} \end{array} \right\} \quad (2.9)$$

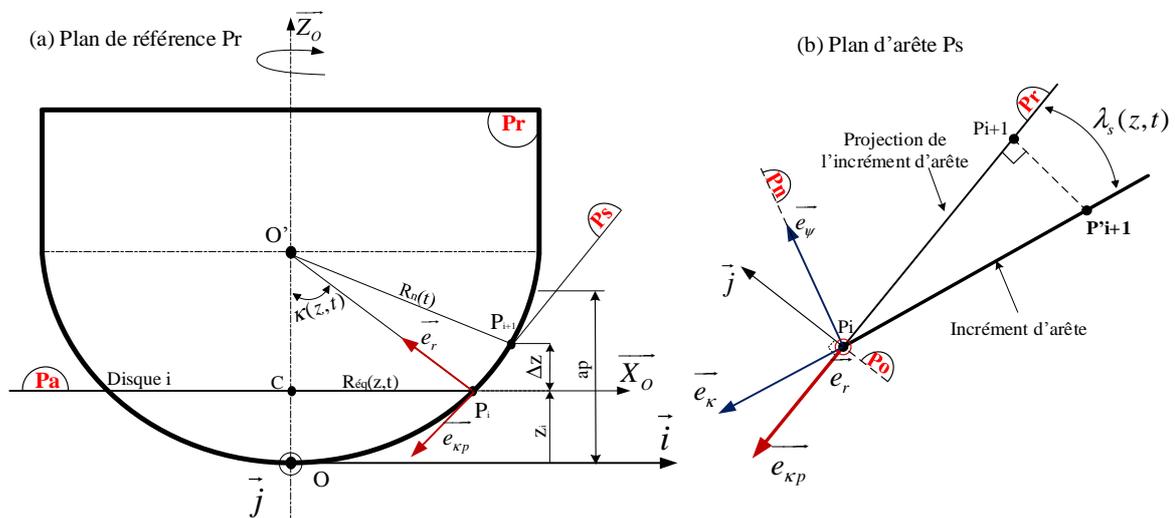


Figure 2. 3. Géométrie de l'outil (a) discrétisation dans le plan Pr (b) Vue suivant Ps

#### 4. Effet de l'usure sur la géométrie de la fraise

En plus de l'augmentation du coût de fabrication, le changement de la géométrie de la fraise par usure, influe sur la précision des côtes et sur l'état de surface obtenu. L'usure s'explique généralement par le fait que l'arête de coupe est soumise à la fois à des sollicitations mécaniques et thermiques énormes. Ces sollicitations sont dues principalement à la vitesse de coupe, la vitesse d'avance, les profondeurs de passe radiale et axiale, le mode d'usinage et les propriétés des matériaux du couple outil/pièce. Dans ce qui suit, on utilisera pour l'usure en dépouille le modèle d'usure par abrasion d'Archard [14]. On a adopté, pour la modélisation de l'usure en cratère un modèle d'usure par diffusion à l'interface outil-copeau pour des vitesses de coupe élevées, le modèle de Nouari [19].

**4.1. Usure en dépouille**

**4.1.1. Modèle**

L'usure en dépouille d'une fraise à bout sphérique monobloc est caractérisée par la largeur  $V_B(z,t)$  mesurée dans le plan  $P_n$  sur la face de dépouille à l'interface outil-pièce (Figure 2. 4) sachant que l'angle de dépouille reste inchangeable après l'usure en dépouille  $\alpha_n(z, t = 0) = \alpha_n(z)$ .

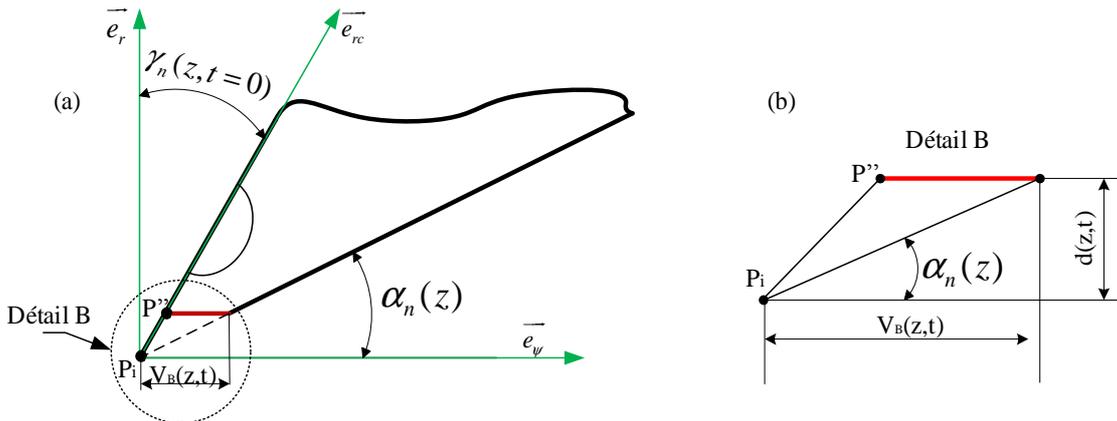


Figure 2. 4. Usure en dépouille (a) vue dans le plan normal (b) détail B

La modélisation de l'usure par abrasion pour cette étude se base sur l'étude d'Archard et al. (1953) [14], fréquemment utilisée pour la description du phénomène (Figure 2. 4).

Le taux d'usure est défini par la relation suivante :

$$w_{VB}(z,t) = \frac{d(z,t)}{t} = K \frac{\sigma_n(z,t)V_c(z,t)}{H(T)} \tag{2.10}$$

Où  $w_{VB}(z,t)$  est le taux d'usure,  $d(z,t)$  la profondeur de l'élément d'arête usé (Figure 2. 4),  $K$  est une constante déterminée expérimentalement en fonction des matériaux utilisés (Tableau 2.1),  $V_c(z,t)$  la vitesse de glissement à l'interface outil pièce (Vitesse de coupe).  $H(T)$  est la dureté de l'outil en fonction de la température de la zone de contact outil-pièce en  $\text{Kg/mm}^2$  et  $\sigma_n(z,t) = P_p(z,t)$  la contrainte normale à l'interface outil/pièce (Moufki et al. [31]).

Couple de matériaux	DPN 'Vickers' H du premier matériau ( $\text{Kg/mm}^2$ )	K (sans unité)
Stellite / Acier à outil trempé	690	$5.5 \cdot 10^{-5}$
Acier doux / Acier doux	186	$7 \cdot 10^{-3}$
Carbure de tungstène / Carbure de tungstène	1300	$4 \cdot 10^{-6}$
Acier inoxydable / Acier à outil	250	$1.7 \cdot 10^{-5}$

Tableau 2.1: Valeurs de  $K$  pour quelques matériaux à la température ambiante [14].

Plusieurs études ont traité l'effet de la température sur la dureté des carbures de tungstène. Le modèle utilisé est celui de Kapoor et al. (2012) [32]. La dureté est exprimée en fonction de la température comme suit :

$$H_a(T) = aT_{O/P}(z,t) + b \quad (2.11)$$

a et b sont deux constantes déterminées expérimentalement (Tableau 2.2).  $T_{O/P}(z,t)$  est la température moyenne à l'interface outil-pièce modélisée dans le paragraphe 4.3 du troisième chapitre [31].

$$T_{O/P}(z,t) = \frac{4\mu_{op}(z,t)\sigma_n(z,t)}{3\sqrt{\pi\rho ck}} \sqrt{V_c(z,t)L_{ud}(z,t)} + T_{ab} \quad (2.12)$$

$k$ ,  $c$ ,  $\rho$ ,  $\mu_{op}$ ,  $L_{ud}(z,t)$ ,  $T_{ab}$  sont respectivement le coefficient de conduction thermique, la capacité thermique, La densité, le coefficient de frottement à l'interface outil/pièce, la longueur de contact outil/pièce à cause de l'usure en dépouille dans le plan Po et la température initiale (ambiante) de la pièce.

	Cr	W	Mo	Ni	Fe	C	B	Si	Mn		<b>a</b>	<b>b</b>
Matériau 1	30.5	12.5	0	3.5	5	2.4	0	2	2		-0.0884	452.02
Matériau 2	29	4.5	1.5	3	3	1.2	0	0.75	0.5		-0.1113	404.61
Matériau 3	30	8.3	0	1.5	3	1.4	0	0.7	2.5		-0.1099	447.14
Matériau 4	33.5	19	0	0	0	1.9	1	0	0		-0.0654	1409.4
Matériau 5 (W,Co) <sub>6</sub> C	22	32	0	0	0	1.5	0	0	0		-0.0409	1355.3

Tableau 2.2: Composition chimique des matériaux en % et constantes de la loi de dureté  $a, b$  [32]

$V_B(z,t)$  est calculée par la suite en fonction de l'angle de dépouille  $\alpha_n(z)$  et la profondeur de l'élément d'arête usé  $d(z,t)$  (Figure 2. 4).

$$V_B(z,t) = \frac{d(z,t)}{\tan(\alpha_n(z))} = K \frac{\sigma_n(z,t)V_c(z,t)}{H_a(T)\tan(\alpha_n(z))} t \quad (2.13)$$

#### 4.1.2. Effet de l'usure en dépouille sur la géométrie de l'outil

L'usure en dépouille  $V_B(z,t)$  d'une fraise à bout sphérique provoque le changement de rayon nominal de la fraise  $R_0$  à  $R_n(t)$  dans le plan Po (Figure 2. 5) :

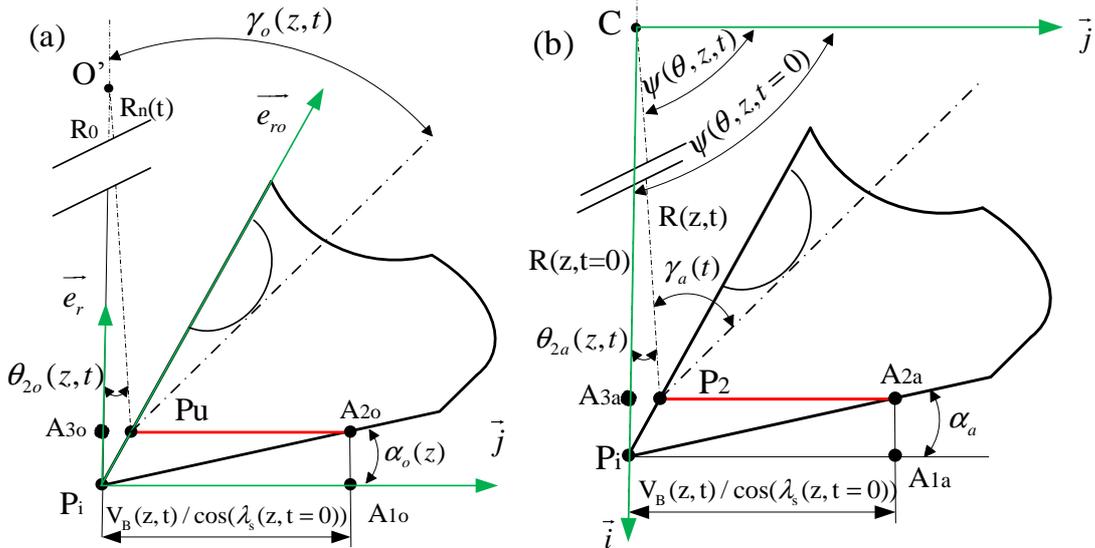


Figure 2. 5. Effet de l'usure en dépouille sur le rayon nominal de la fraise (a)  $P_o$  (b)  $P_a$

Soit  $A_{1o}, A_{2o}, A_{3o}, P_u$  quatre points définissant la zone d'étude et la limite de l'usure en dépouille. A partir du triangle  $O'A_{3o}P_u$ , le rayon nominal après l'usure est donné par:

$$R_n(t) = \frac{O'A_{3o}}{\cos(\theta_{2o}(z,t))} = \frac{R_0 - P_i A_{3o}}{\cos(\theta_{2o}(z,t))} \quad (2.14)$$

$\theta_{2o}(z,t)$  représente l'angle de décalage dû à l'usure en dépouille dans le plan ( $P_o$ ).

La distance  $P_u A_{3o}$  est donnée par:

$$P_u A_{3o} = P_i A_{3o} \tan(\gamma_o(z,t=0)) = (R_0 - P_i A_{3o}) \tan(\theta_{2o}(z,t)) \quad (2.15)$$

L'expression de l'angle  $\theta_{2o}(z,t)$  est obtenue à partir de:

$$\theta_{2o}(z,t) = \tan^{-1}\left(\frac{P_i A_{3o} \tan(\gamma_o(z,t=0))}{R_0 - P_i A_{3o}}\right) \quad (2.16)$$

L'angle de coupe  $\gamma_o(z,t=0)$  dans le plan  $P_o$  est défini en fonction de celui du plan  $P_a$  (Figure 2. 5).

En se basant sur la Figure 2. 5, la distance  $P_i A_{3o}$  est donnée par:

$$P_i A_{3o} = \frac{V_B(z,t) \tan(\alpha_o(z))}{\cos(\lambda_s(z,t=0))} \quad (2.17)$$

$\lambda_s(z,t=0)$  est l'angle d'inclinaison de l'arête de coupe dans le plan d'arête  $P_s$ .  $\alpha_o(z)$  représente l'angle de dépouille dans le plan ( $P_o$ ) défini en fonction de l'angle de dépouille  $\alpha_a$  donné par le constructeur dans le plan ( $P_a$ ) (Figure 2. 6).

Le rayon nominal  $R_n(t)$  de la fraise après l'usure en dépouille est donné par [33]:

$$R_n(t) = \frac{R_0 \cos(\lambda_s(z, t=0)) - V_B(z, t) \tan(\alpha_o(z))}{\cos(\lambda_s(z, t=0)) \cos(\theta_{2o}(z, t))} \quad (2.18)$$

$$\tan(\theta_{2o}(z, t)) = \frac{V_B(z, t) \tan(\alpha_o(z)) \tan(\gamma_a) \sin(\kappa(z, t=0))}{R_0 \cos(\lambda_s(z, t=0)) - V_B(z, t) \tan(\alpha_o(z))} \quad (2.19)$$

l'angle de dépouille dans le plan Po est indépendant du temps et non affecté par l'usure est calculé comme suit (Figure 2. 6):

$$\tan(\alpha_o(z)) = \frac{\tan(\alpha_a)}{\sin(\kappa(z, t=0))} \quad (2.20)$$

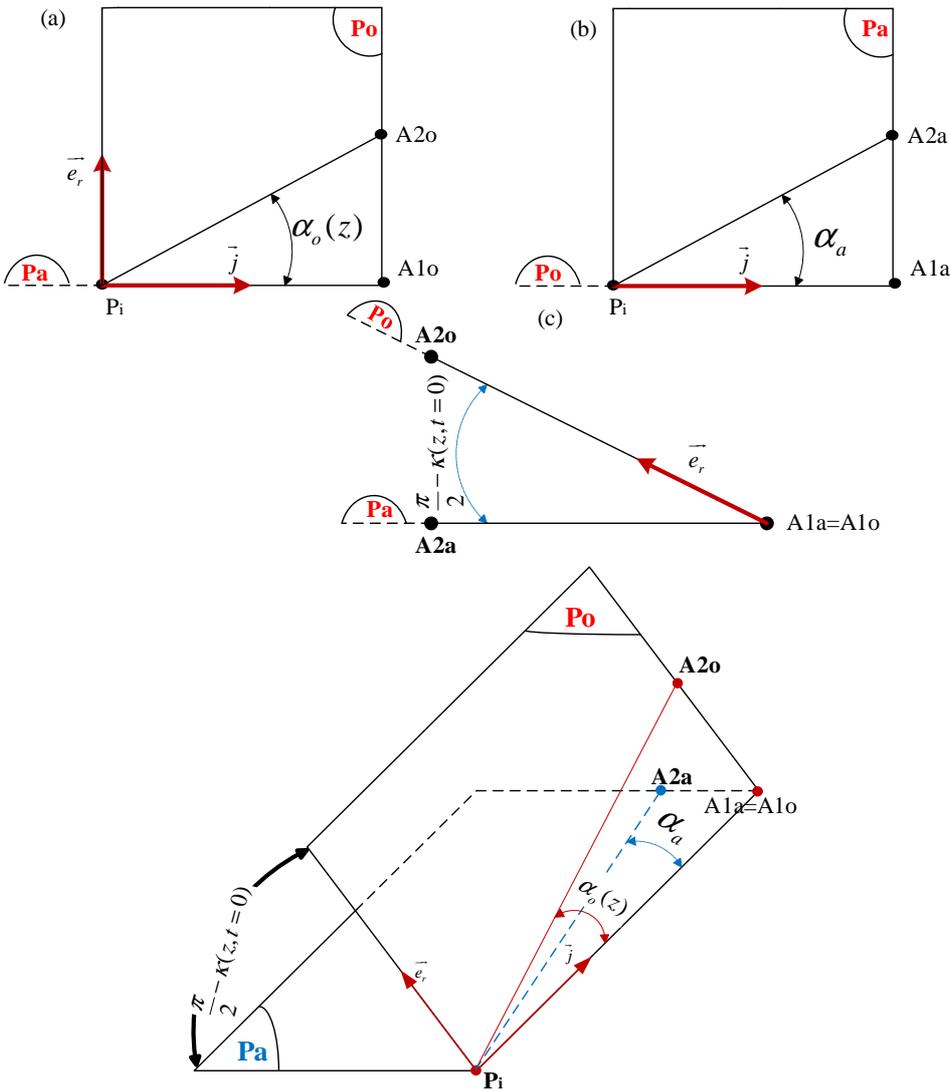


Figure 2. 6. Angle de dépouille dans le plan (Po) et (Pa) (a) projection sur Po (b) projection sur Pa (c) liaison entre les deux plans [1]

L'angle de coupe dans le plan Po est calculé à partir de la liaison entre l'angle  $\gamma_o(z, t=0)$  et  $\gamma_a$  (Figure 2. 7) [1]:

$$\tan(\gamma_o(z, t=0)) = \sin(\kappa(z, t=0)) \tan(\gamma_a) \quad (2.21)$$

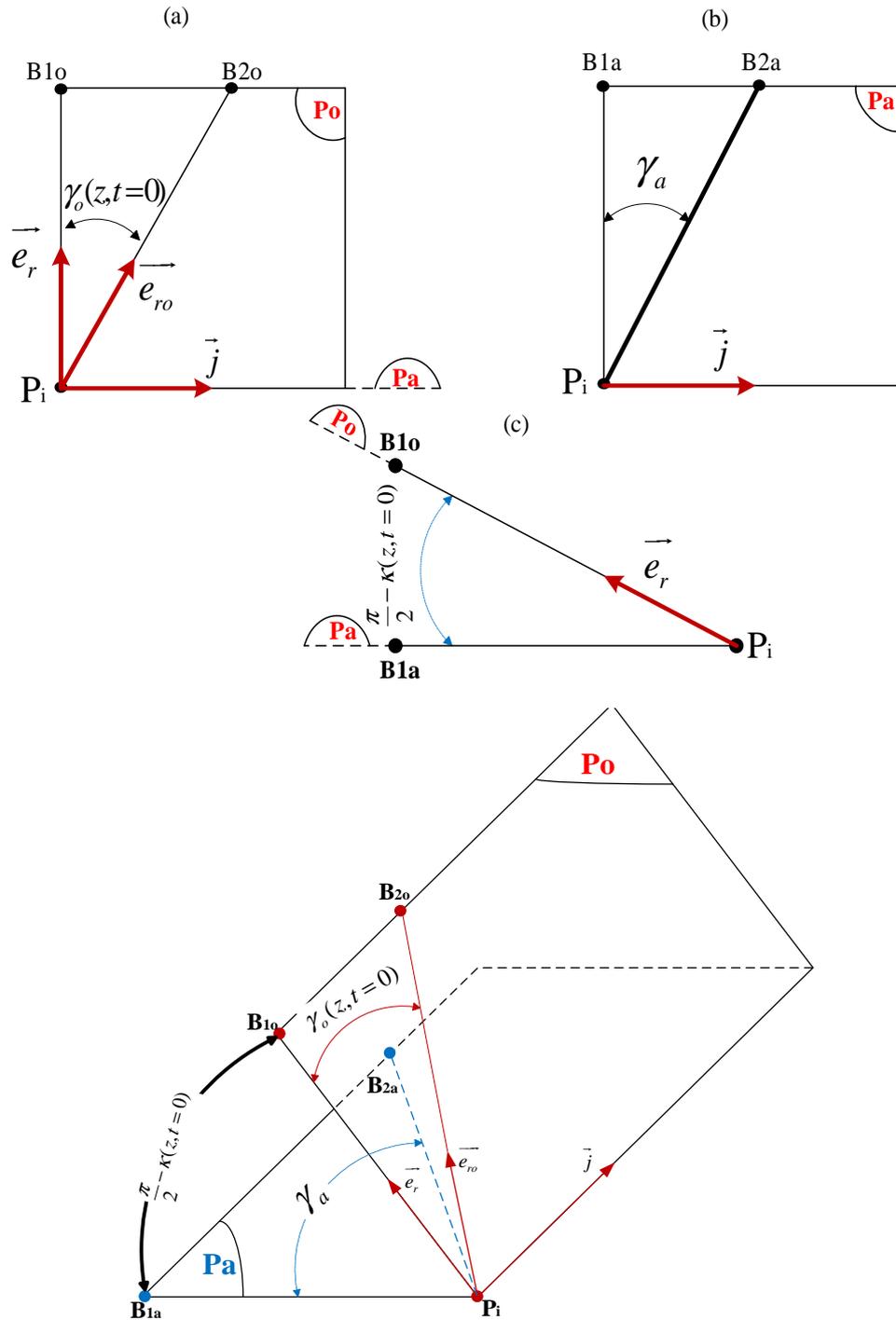


Figure 2. 7. Angle de coupe dans le plan  $(P_o)$  et  $(P_a)$  [1]

L'angle d'inclinaison de l'arête de coupe  $\lambda_s(z, t=0)$  dans le plan  $(P_s)$  pour un outil non utilisé est défini en fonction de l'angle d'hélice local  $i_L(z, t=0)$  et de l'angle de positionnement de l'élément de coupe  $\kappa(z, t=0)$  (Figure 2. 8 (a)) comme suit [1] :

$$\tan(\lambda_s(z, t=0)) = \tan(i_L(z, t=0)) \sin(\kappa(z, t=0)) \quad (2.22)$$

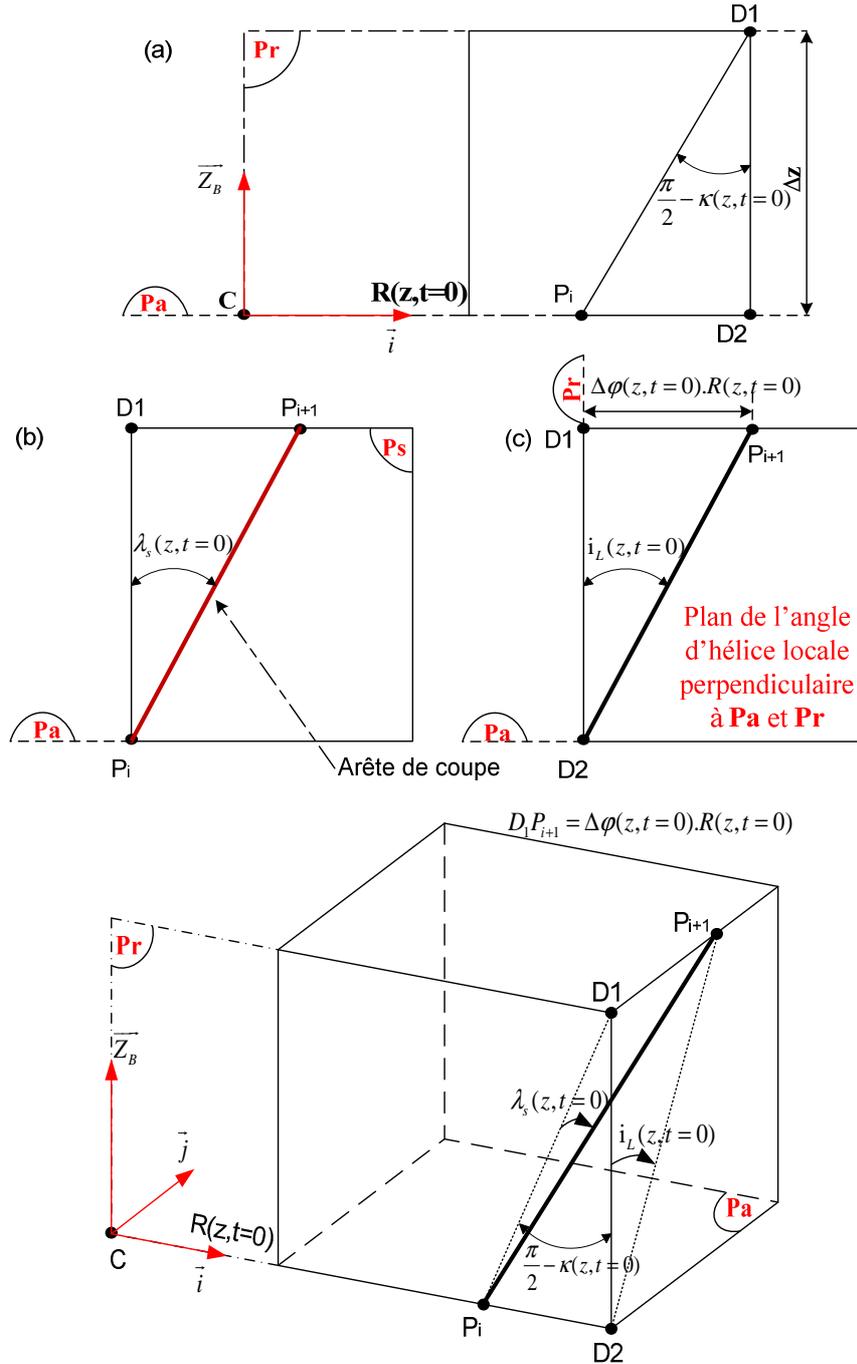


Figure 2. 8. (a) Élément de coupe suivant (Pr), (b) angle d'inclinaison de l'arête de coupe suivant (Ps), (c) angle d'hélice locale suivant le plan tangent à l'arête de coupe

L'angle d'inclinaison locale de l'hélice de la fraise  $i_L(z, t = 0)$  est défini par (Figure 2. 8):

$$\tan(i_L(z, t = 0)) = \frac{R(z, t = 0)\Delta\varphi(z, t = 0)}{\Delta z} = \frac{R(z, t = 0)}{R_0} \tan(i_0) \quad (2.23)$$

Sachant que  $i_0$  représente l'angle d'inclinaison nominale de l'hélice. Le rayon effectif de chaque disque  $R(z, t = 0)$ , qui décrit l'intersection entre le plan (Pa) et la fraise, en fonction du rayon nominal  $R_0$  et la hauteur de l'élément  $z$  (Figure 2. 3) est donné par :

$$R(z, t = 0) = R_0 \sqrt{1 - \left(1 - \frac{z}{R_0}\right)^2} \quad (2.24)$$

L'usure en dépouille  $V_B(z, t)$  de l'outil provoque le changement du rayon effectif de discrétisation à  $R(z, t)$  dans le plan Pa (Figure 2. 5).

$$R(z, t) = \sqrt{R_n(t)^2 - (R_n(t) - z)^2} \quad (2.25)$$

L'angle d'hélice locale  $i_L(z, t)$  après l'usure en dépouille (Figure 2. 3) est donné par la relation suivante [1] :

$$\tan(i_L(z, t)) = \frac{R(z, t)\Delta\varphi(z, t)}{\Delta z} = \frac{R(z, t)}{R_{n0}} \tan(i_0) + \frac{R(z, t)\theta_{2a}(z, t)}{\Delta z} \quad (2.26)$$

$\varphi(z, t)$  et  $\theta_{2a}(z, t)$  (Figure 2. 5) présentent, respectivement, l'angle de position de l'élément de coupe après l'usure et l'angle de décalage dû à l'usure en dépouille.

Un point  $P_i$  appartenant à l'arête de coupe de la  $j^{\text{ème}}$  dent dans le plan (Pa) (Figure 2. 9) est positionnée en utilisant deux systèmes d'axes au point C,  $(\vec{i}, \vec{j})$  lié au point  $P_i$  et  $(\vec{u}, \vec{v})$  la base tournante tangente à la dent qui définit l'angle  $\theta(t)$  par rapport à  $\vec{Y}_B$ .

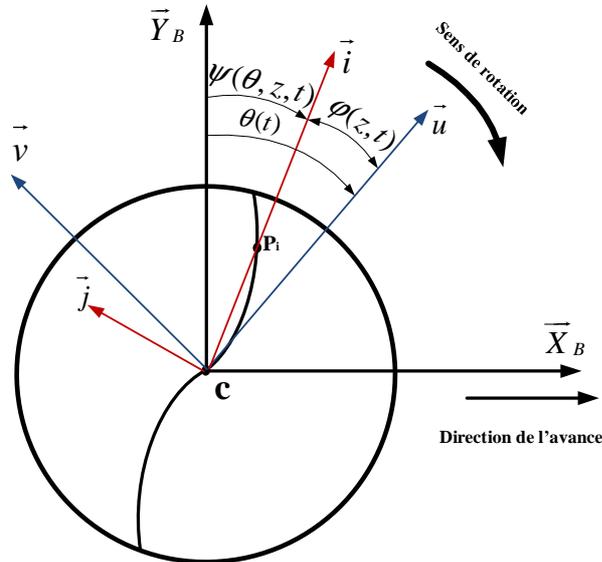


Figure 2. 9. Positionnement du point P de l'arête de coupe dans Pa

L'angle de position  $\psi(\theta, z, t)$  du point  $P_i$  est défini par rapport à  $\vec{Y}_B$  en fonction du nombre de dent  $N_f$ , de l'angle de rotation de la fraise  $\theta(t)$  et de l'angle de position  $\varphi(z, t)$  (Figure 2. 9):

$$\psi(\theta, z, t) = \theta(t) + (j-1)\left(\frac{2\pi}{N_f}\right) - \varphi(z, t) \quad (2.27)$$

$$\varphi(z, t) = \varphi(z, t = 0) + \theta_{2a}(z, t) \quad (2.28)$$

$$\varphi(z, t = 0) = \frac{z \tan(i_0)}{R_0} \quad (2.29)$$

L'équation de l'angle de décalage dans le plan Pa,  $\theta_{2a}(z, t)$  est exprimée par la relation suivante [33]:

$$\tan(\theta_{2a}(z, t)) = \frac{VB(z, t) \tan(\alpha_a) \tan(\gamma_a)}{R(z, t = 0) \cos(\lambda_s(z, t = 0)) - VB(z, t) \tan(\alpha_a)} \quad (2.30)$$

## 4.2. Usure en cratère

### 4.2.1. Modèle

L'usure en cratère d'une fraise à bout sphérique monobloc se caractérise par la profondeur du cratère  $K_T(z, t)$  sur la face de coupe, la largeur du cratère  $K_B(z, t)$  et la position du centre du cratère  $K_M(z, t)$ . Durant cette étude on va considérer que seul le phénomène d'usure par diffusion qui intervient dans l'usure en cratère à l'interface outil copeau. En fait en usinage à grande vitesse l'usure par diffusion est le phénomène dominant en usure en cratère car la température de coupe est le paramètre le plus important qui influe sur les grandeurs d'usure. Les atomes diffusent de la fraise vers le copeau ce qui provoque une apparition d'un cratère sur la face de coupe (Figure 2. 10).

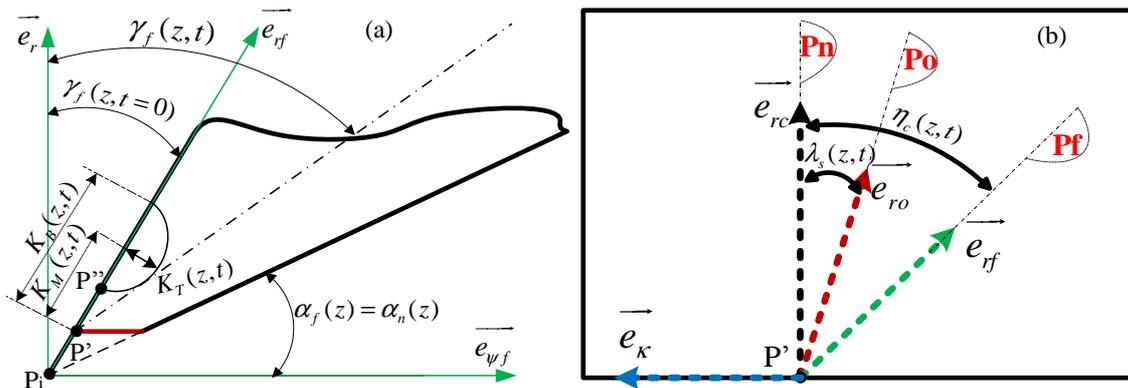


Figure 2. 10. (a) Usure en cratère dans le plan d'écoulement du copeau Pf, (b) Position de Pf par rapport à Pn sur la face de coupe

L'usure en cratère d'une fraise à bout sphérique provoque principalement le changement de l'angle de coupe  $\gamma(z, t=0)$  en  $\gamma(z, t)$  après l'usure dans le plan d'écoulement de copeau Pf. La modélisation de l'usure par diffusion pour cette étude se base sur les études de Takeyama et al. [15] et Nouari [19] qui présentent le taux d'usure en fonction de la température comme suit:

$$w_{K_T}(z,t) = \frac{w(z,t)}{t} = D \exp\left(-\frac{E}{RT_{O/C}(z,t)}\right) \quad (2.31)$$

Où  $w_{K_T}(z,t)$  représente le taux d'usure en  $mm^3/min$  suivant une direction normale à la face de coupe à travers une loi thermiquement activée de type Arrhénius.  $D, E, R$  et  $T_{O/C}(z,t)$  représentent respectivement le coefficient de diffusion constant déterminé expérimentalement, l'énergie d'activation, la constante de gaz parfait  $R = 1.985 \text{ cal/mol} \cdot ^\circ\text{C}$  et la température moyenne à l'interface outil copeau.

D'après l'étude expérimentale de Nouari [19] et Molinari et al. [34] en utilisant un outil en carbure de tungstène 11%Co et une pièce en C18 en tournage, pour une plage de température moyenne à l'interface outil copeau ( $700-900^\circ\text{C}$ ), la diffusion du tungstène vers le fer se déroule sous une énergie d'activation  $E = 63.5 \text{ kcal/mole}$  et un coefficient de diffusion  $D = 69.10^4 \text{ m}^2 / \text{s}$ . Par contre, la diffusion du fer vers le tungstène (entre  $940$  et  $1200^\circ\text{C}$ ) se déroule sous une énergie d'activation  $E = 66 \text{ kcal/mole}$  et un coefficient de diffusion très faible  $D = 140 \text{ m}^2 / \text{s}$ . Nouari [19] a défini le profil du cratère par une loi parabolique (Figure 2. 11) sous la forme  $y_c = f(x_c)$ . Cette loi considère que l'usure en cratère commence dès le point P'' origine du repère  $(\overline{X}_c, \overline{Y}_c)$  [19]. On pose le repère  $(\overline{X}_k, \overline{Y}_k)$  au point P' décalé par la distance  $x_0(t)$  la distance à partir de laquelle commence l'usure en cratère avec  $x_k(t) = x_c(t) + x_0(t)$ .

$$y_k = \frac{9K_T(z,t)}{l_c(z,t)^2} x_k^2 - \frac{6K_T(z,t)}{l_c(z,t)} x_k \quad (2.32)$$

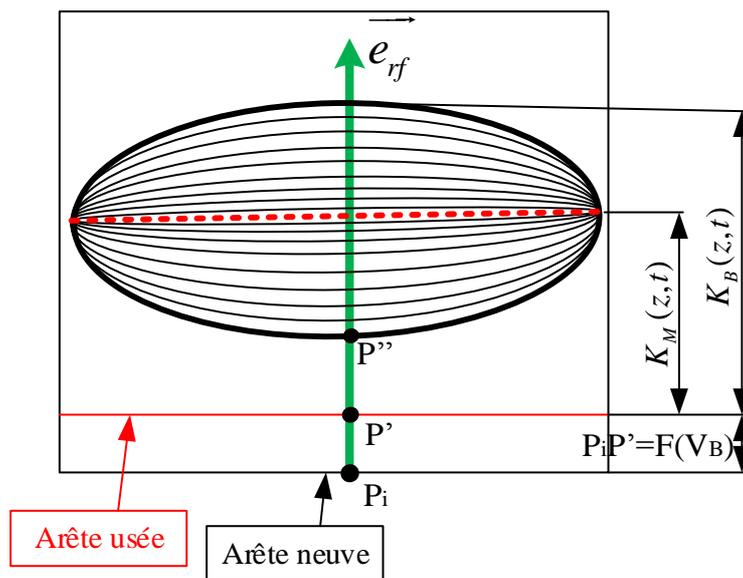


Figure 2. 11. Position de l'usure en cratère sur la face de coupe

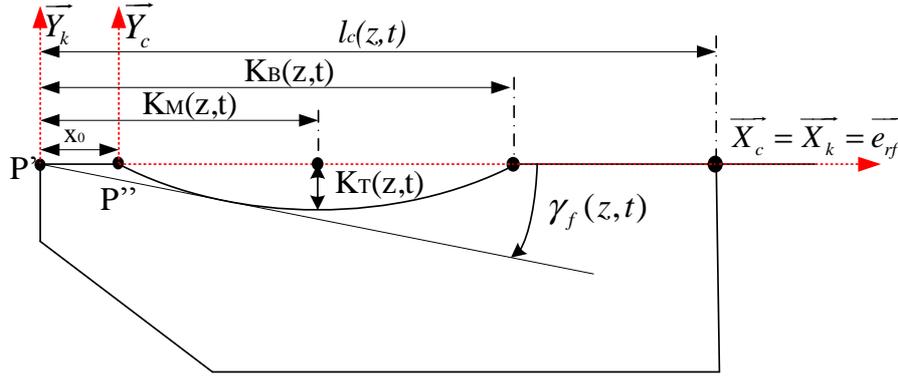


Figure 2. 12. Cratère formé au niveau de la face de coupe dans le plan Pf

La profondeur maximale du cratère  $K_T^*(z,t)$  se positionne à  $K_M(z,t) = \frac{l_c(z,t)}{3}$  et la position de la fin du cratère à  $K_B(z,t) = \frac{2l_c(z,t)}{3}$  où  $x_0(t)=0$ .  $l_c(z,t)$  représente la longueur de contact outil copeau définie par Moufki et al. [19]. Dans cette approche [19], la profondeur du cratère est calculée en assurant l'égalité entre l'air de la surface usée en intégrant l'équation 2.30 et celle calculée en divisant le volume  $w(z,t)$  par la largeur de coupe  $\Delta b(z,t)$ .

$$\int_{x_0}^{\frac{2l_c(z,t)}{3}} \left( \frac{9K_T(z,t)}{l_c(z,t)^2} x_k^2 - \frac{6K_T(z,t)}{l_c(z,t)} x_k \right) dx_k = -\frac{w(z,t)}{\Delta b(z,t)} \quad (2.33)$$

$$-\frac{4}{9} K_T(z,t) l_c(z,t) - \frac{3K_T(z,t)}{l_c(z,t)^2} x_0^3 + \frac{3K_T(z,t)}{l_c(z,t)} x_0^2 = -\frac{w(z,t)}{\Delta b(z,t)} \quad (2.34)$$

$$\Delta b(z,t) = \frac{\Delta z}{\sin(\kappa(z,t))} \quad (2.34)$$

$\kappa(z,t)$  et  $\Delta z$  présentent la position angulaire et la hauteur de l'élément discrétisé.

$w(z,t)$  présente le volume enlevé de la matière dû à l'usure en cratère:

$$w(z,t) = D \exp\left(-\frac{E}{RT_{O/C}(z,t)}\right) t \quad (2.35)$$

Par la suite la profondeur du cratère est exprimée par :

$$K_T(z,t) = \frac{w(z,t)}{\Delta b(z,t) \left( \frac{4}{9} l_c(z,t) + \frac{3}{l_c(z,t)^2} x_0^3 - \frac{3}{l_c(z,t)} x_0^2 \right)} \quad (2.36)$$

#### 4.2.2. Effet de l'usure en cratère sur la géométrie de l'outil

L'usure en cratère lors de l'usinage affecte l'angle de coupe  $\gamma_f(z,t=0)$  de la fraise au niveau de l'interface outil-copeau dans le plan d'écoulement du copeau (Pf). L'angle de coupe  $\gamma_f(z,t)$  (Figure 2. 10), calculé par [19] en tenant compte de l'usure en cratère de la fraise :

$$\gamma_f(z,t) = \gamma_f(z,t=0) + \tan^{-1}\left(\frac{K_T(z,t)}{K_M(z,t)}\right) \quad (2.37)$$

$K_T(z,t)$ ,  $K_M(z,t)$  présentent, respectivement, la profondeur de l'usure en cratère et la distance entre l'extrémité de l'arête de coupe et la position maximale de l'usure en cratère.

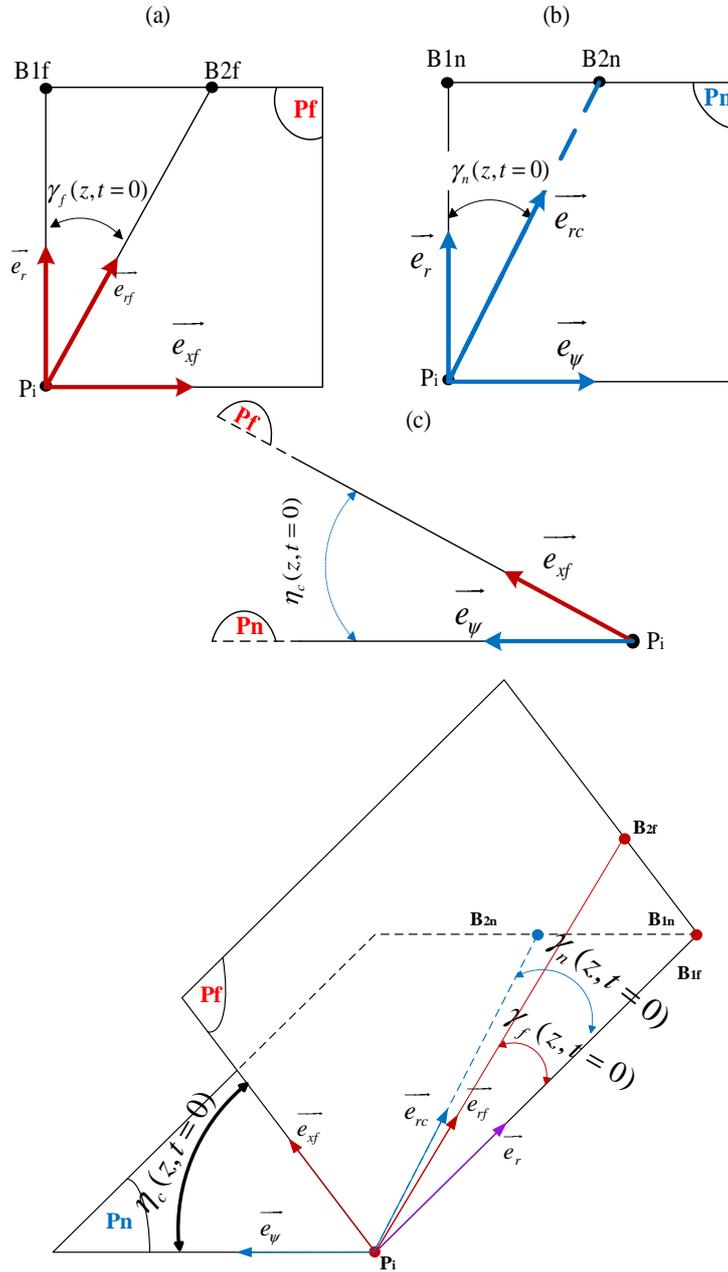


Figure 2. 13. Angles de coupe dans le plan ( $P_n$ ) et ( $P_f$ )

$\gamma_f(z,t=0)$  est défini en fonction de l'angle normal de coupe  $\gamma_n(z,t=0)$  (Figure 2. 13) et l'angle d'écoulement du copeau  $\eta_c(z,t=0)$  [1]:

$$\tan(\gamma_f(z,t=0)) = \frac{\tan(\gamma_n(z,t=0))}{\cos(\eta_c(z,t=0))} \quad (2.38)$$

L'angle de coupe dans le plan  $P_n$ ,  $\gamma_n(z, t = 0)$  est calculé en fonction de  $\gamma_o(z, t = 0)$  mesuré dans le plan ( $P_o$ ) et de l'angle d'inclinaison de l'arête de coupe  $\lambda_s(z, t = 0)$  (Figure 2. 14(b)) :

$$\tan(\gamma_n(z, t = 0)) = \tan(\gamma_o(z, t = 0)) \cos(\lambda_s(z, t = 0)) \quad (2.39)$$

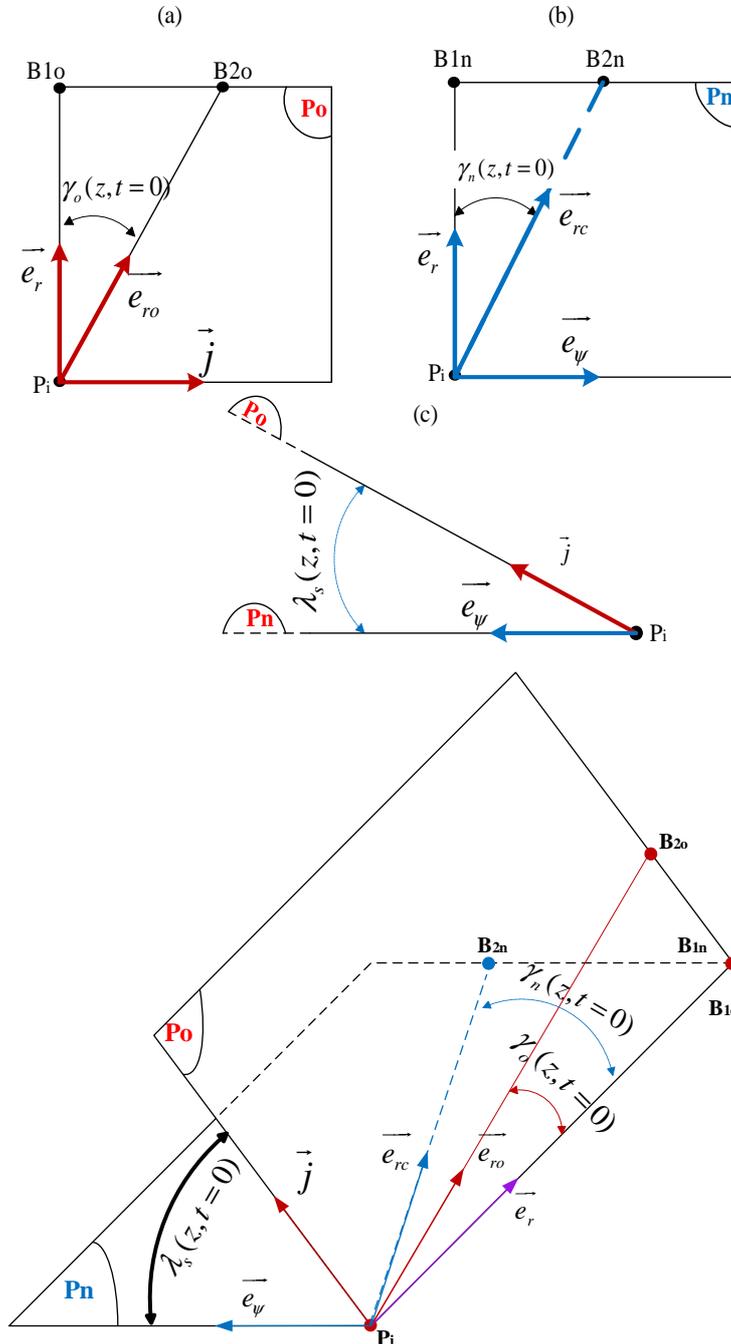


Figure 2. 14. Angle de coupe a) dans le plan  $P_o$  (b) dans le plan  $P_n$  [1]

L'angle de coupe  $\gamma_n(z, t)$  après l'usure est défini en fonction de l'angle de coupe  $\gamma_f(z, t)$  dans le plan d'écoulement du copeau et l'angle d'écoulement du copeau  $\eta_c(z, t)$  par [1]:

$$\tan(\gamma_n(z, t)) = \tan(\gamma_f(z, t)) \cos(\eta_c(z, t)) \quad (2.40)$$

### 5. Effet du faux rond de la fraise sur la géométrie de l'outil

Le défaut du faux rond de l'outil est dû principalement à la fixation de la fraise sur la broche de la machine ainsi qu'aux défauts de forme de fabrication de l'outil. Durant cette étude on ne va considérer que le défaut du faux rond radial car le défaut axial n'intervient que pour les fraise à plaquettes. On va considérer aussi que chaque erreur est définie par rapport à l'état initial de la fraise. Le faux-rond radial d'une fraise à bout sphérique monobloc est défini par une excentricité  $e_r$  entre la position de l'axe de l'outil et l'axe de la broche dans un plan perpendiculaire à l'axe de la broche et un angle de positionnement  $\Psi_e$  par rapport à la position initiale de la dent (Figure 2. 15).

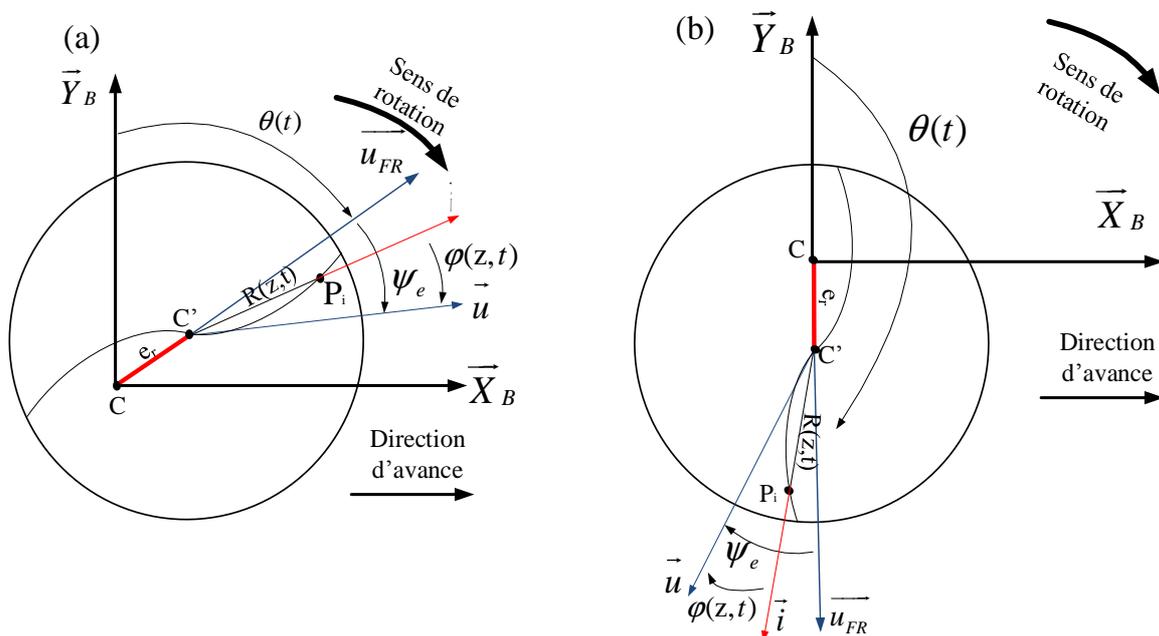


Figure 2. 15. Faux rond de la fraise dans le plan Pa (a) position quelconque (b) position de mesure

Le faux rond de la fraise décale le centre de rotation  $C$  origine du système d'axe lié à la broche  $(\vec{X}_B, \vec{Y}_B, \vec{Z}_B)$ , confondu au système d'axe de l'outil  $(\vec{X}_O, \vec{Y}_O, \vec{Z}_O)$ , par l'excentricité  $e_r$  par rapport à  $C'$  qui présente lui-même le centre de rotation de la fraise en tenant compte uniquement de l'usure avec  $C'P_i=R(z,t)$ . Cette excentricité est positionnée par un angle  $\Psi_e$  de la nouvelle base rotative  $(\vec{u}_{FR}, \vec{v}_{FR})$  par rapport à celle initiale  $(\vec{u}, \vec{v})$  (Figure 2. 15).

Si l'outil tourne par rapport à la broche jusqu'à la coïncidence de  $\vec{u}_{FR}$  avec  $\vec{Y}_B$ , l'excentricité  $e_r$  peut être mesurée suivant  $\vec{Y}_B$  sachant que  $\Psi_e$  présente le décalage angulaire entre la tangente à la dent  $\vec{u}$  et  $\vec{u}_{FR}$ .

Dans ce travail, on ne considère que le faux rond radial de la fraise supposé constant et indépendant de  $z$ . Pour cela on a effectué une mesure de l'excentricité  $e_r$  et de l'angle de positionnement  $\Psi_e$  supposés aussi constants.

Le faux rond de la fraise provoque le décalage de la fraise suivant la direction de l'avance par une erreur  $x_{fr}$  et suivant la direction du balayage par  $y_{fr}$ . Le calcul de ces paramètres s'effectue en projetant l'excentricité provoquée par le faux rond sur les axes de la broche à l'extrémité de la fraise (Figure 2. 16).

$$x_{FR}(t) = e_r \sin(\theta(t)) \quad (2.41)$$

$$y_{FR}(t) = e_r \cos(\theta(t)) \quad (2.42)$$

Le déplacement suivant  $\overline{Z}_B$  à l'extrémité de l'outil dû au faux rond est supposé négligeable dans notre étude, comme c'est déjà mentionné dans les hypothèses.

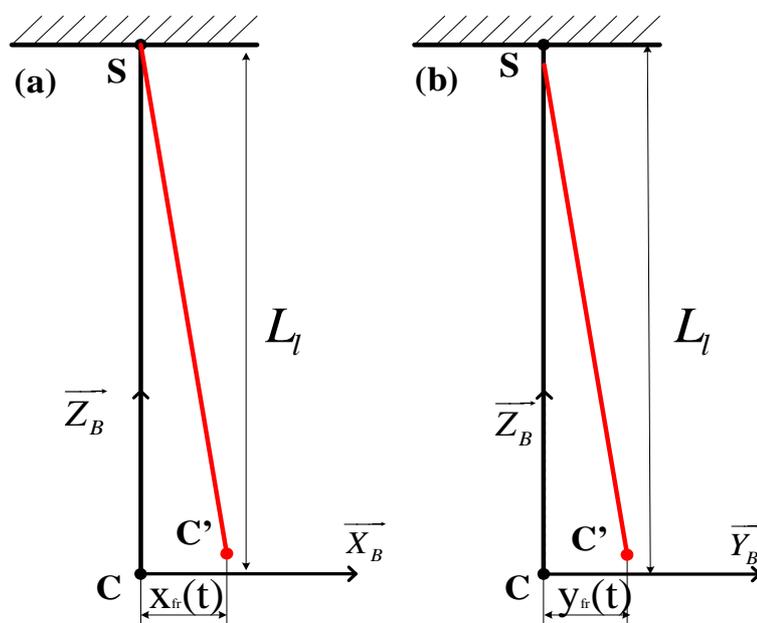


Figure 2. 16. Déplacements de la fraise par effet de faux rond (a) Plan  $X_B Z_B$  (b) Plan  $Y_B Z_B$

## 6. Modélisation de la flexion de la fraise

La modélisation de la flexion durant cette étude est présentée par un simple modèle de résistance des matériaux considérant l'outil comme une poutre modélisée à travers sa ligne moyenne par un diamètre équivalent  $d$  et une longueur libre  $L_l$ . On considère que la fraise est encastree sur l'une de ces extrémités (Figure 2. 17). Les deux composantes d'efforts  $F_x(t)$  et  $F_y(t)$  sont appliquées sur l'autre extrémité suivant  $\overline{X}_B$  et  $\overline{Y}_B$  causant deux déplacements  $x_{FL}$  et  $y_{FL}$ . Cette flexion est définie par rapport à l'état initial de la fraise.  $x_{FL}$  et  $y_{FL}$  (Figure 2. 17 (a)) sont exprimés par :

$$x_{FL}(t) = \frac{F_x(t)L_l^3}{3EI_{Gz}}, \quad y_{FL}(t) = \frac{F_y(t)L_l^3}{3EI_{Gz}} \quad \text{avec} \quad I_{Gz} = \frac{\pi d^4}{64} \quad (2.43)$$

$L_l$  représente la longueur libre de la fraise,  $E$  son module d'Young,  $I_{Gz}$  son moment quadratique et  $d$  son diamètre.

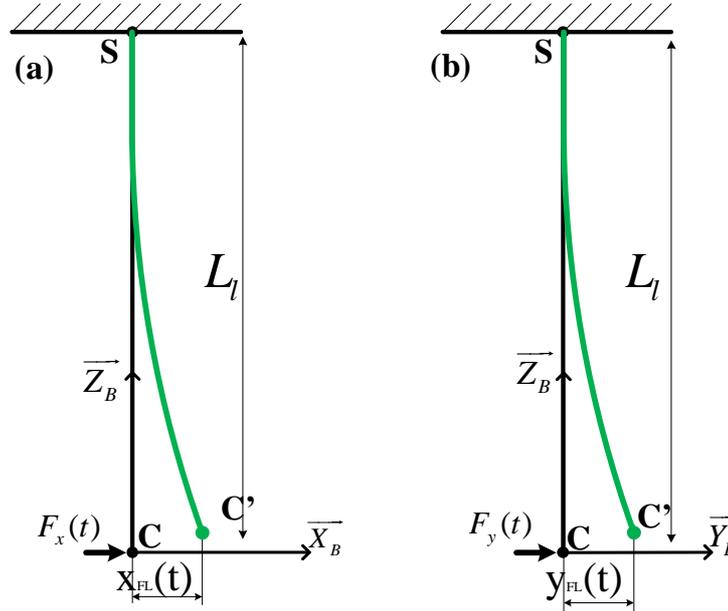


Figure 2. 17. Déplacements de la fraise par effet de flexion

Les déplacements de la fraise suivant  $\vec{Z}_B$  à cause des efforts de coupe suivant cette direction ou à cause des déplacements suivant X et Y sont supposés négligeables. Le déplacement du point C dû à la flexion de la fraise dans le plan Pa, est  $e_{fl}(t)$  (Figure 2. 18).

$$e_{fl}(t) = \sqrt{(x_{FL}(t))^2 + (y_{FL}(t))^2} \quad (2.44)$$

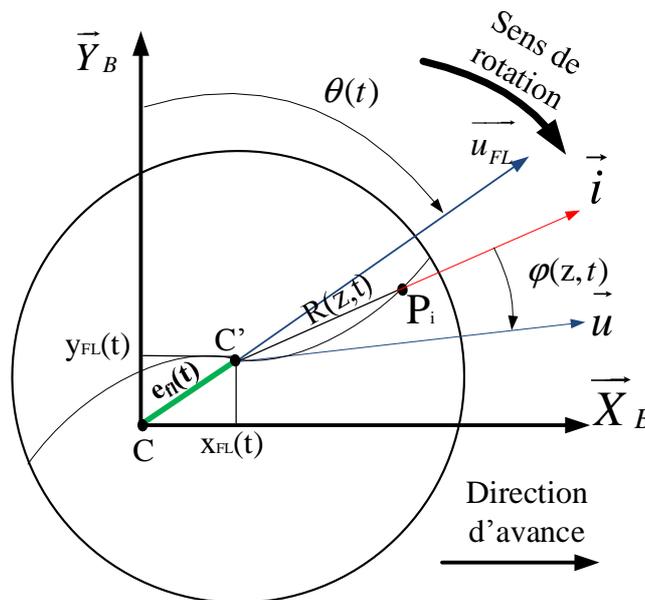


Figure 2. 18. Flexion de la fraise

## 7. Modélisation des vibrations

Les vibrations de la fraise lors de l'usinage résultent principalement de l'excitation périodique de la coupe qui se produit au passage successif des dents. Ces vibrations engendrent des défauts sur la surface usinée où les conditions de coupe variables perturbent le régime stationnaire. De ce fait, on va présenter dans cette section une étude de l'effet des vibrations dues aux efforts de coupe sur la position de la fraise au cours de l'usinage.

En se basant sur les études de Szymon et al. [4,5] et Wang et al. [12], on a choisi de modéliser les vibrations de la fraise à travers l'équation de mouvement par un système masse ressort amorti (Figure 2. 19).

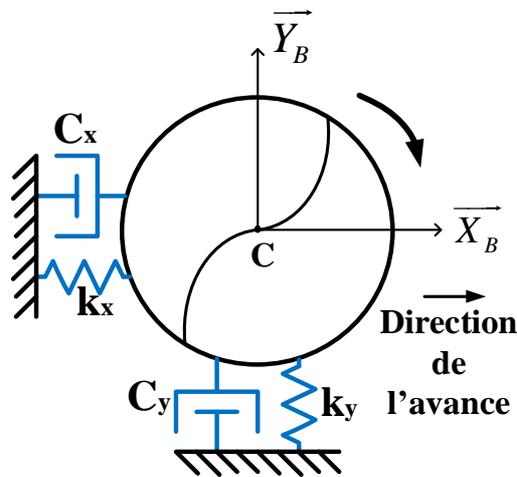


Figure 2. 19. Système masse-ressort-amortisseur

Sachant que le système masse ressort amortisseur modélisé comporte deux composantes suivant la direction de l'avance de la fraise  $\overline{X}_B$  et suivant la direction du balayage  $\overline{Y}_B$ , la décomposition de l'équation de mouvement sur  $\overline{X}_B$  et  $\overline{Y}_B$  (Figure 2. 19) est obtenue par l'équation 2.43 sachant que  $F_x(t)$ ,  $m_x$ ,  $c_x$ ,  $k_x$  et  $x(t)$  présentent l'effort de coupe, la masse modale, le coefficient d'amortissement, le coefficient de rigidité et le déplacement de la fraise suivant  $\overline{X}_B$ .  $F_y(t)$ ,  $m_y$ ,  $c_y$ ,  $k_y$  et  $y(t)$  présentent les mêmes grandeurs suivant  $\overline{Y}_B$ .

$$\begin{bmatrix} F_x(t) \\ F_y(t) \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} m_x & 0 \\ 0 & m_y \end{bmatrix}}_M \begin{bmatrix} \frac{d^2x(t)}{dt^2} \\ \frac{d^2y(t)}{dt^2} \end{bmatrix} + \underbrace{\begin{bmatrix} c_x & 0 \\ 0 & c_y \end{bmatrix}}_C \begin{bmatrix} \frac{dx(t)}{dt} \\ \frac{dy(t)}{dt} \end{bmatrix} + \underbrace{\begin{bmatrix} k_x & 0 \\ 0 & k_y \end{bmatrix}}_K \begin{bmatrix} x(t) \\ y(t) \end{bmatrix} \quad (2.45)$$

Il existe deux solutions de l'équation de mouvement lors du calcul de  $x(t)$  et  $y(t)$  :

- La première partie représente la solution de l'équation différentielle linéaire du second ordre sans second membre qui présente aussi la solution homogène  $x_H(t)$  et  $y_H(t)$ . Cette solution correspond à un régime transitoire qui ne dure qu'un certain temps.
- La seconde représente la solution particulière de l'équation complète  $x_p(t)$  et  $y_p(t)$ .

Le principe de superposition consiste à sommer ces deux solutions afin de déterminer le déplacement total suivant  $\overline{X_B}$  et  $\overline{Y_B}$  :

$$x(t) = x_{vib}(t) = x_H(t) + x_p(t) \quad (2.46)$$

$$y(t) = y_{vib}(t) = y_H(t) + y_p(t) \quad (2.47)$$

La solution homogène  $x_H(t)$  du système est calculée pour l'oscillateur harmonique amorti en régime libre transitoire :

$$x_H(t) = A_x \exp(-\varepsilon_x \omega_{0x} t) \sin(\omega_{dx} t + \varphi_x) \quad (2.48)$$

$A_x$  et  $\varphi_x$  représentent l'amplitude et le déphasage de la solution homogène,  $\varepsilon_x$  le rapport d'amortissement,  $\omega_{0x}$  la pulsation propre et  $\omega_{dx}$  la pseudo-pulsation propre suivant X.

$$A_x = \sqrt{\frac{(V_{0x} + \varepsilon_x \omega_{0x} x_0)^2 + (\omega_{dx} x_0)^2}{\omega_{dx}^2}} \quad (2.49)$$

$$\varphi_x = \tan^{-1}\left(\frac{\omega_{dx} x_0}{V_{0x} + \varepsilon_x \omega_{0x} x_0}\right) \quad (2.50)$$

$$\text{Avec } \varepsilon_x = \frac{c_x}{2m_x \omega_{0x}}, \quad \omega_{0x} = \sqrt{\frac{k_x}{m_x}} \quad \text{et} \quad \omega_{dx} = \omega_{0x} \sqrt{1 - \varepsilon_x^2} \quad (2.51)$$

Sachant que  $x_0$  et  $V_{0x}$  représentent les conditions initiales de déplacement et de vitesse avec

$$x_0(t) = x_{FR}(t) + x_{FL}(t) \quad \text{et} \quad V_{0x}(t) = 0$$

La solution particulière  $x_p(t)$  du système en régime permanent :

$$x_p(t) = A_{0x} \cos(\omega t + \phi_x) \quad (2.52)$$

$A_{0x}$  et  $\phi_x$  (Equation 2.54) présentent l'amplitude et le déphasage de la solution particulière en fonction de  $F_{0x}$ , l'effort de coupe maximal suivant  $\overline{X_B}$ .  $\omega$  la vitesse angulaire de la fraise.

$$A_{0x} = \frac{F_{0x} / m_x}{\sqrt{(\omega_{0x}^2 - \omega^2)^2 + (2\varepsilon_x \omega \omega_{0x})^2}} \quad (2.53)$$

$$\phi_x = \tan^{-1}\left(\frac{2\varepsilon_x \omega \omega_{0x}}{\omega_{0x}^2 - \omega^2}\right) \quad (2.54)$$

La solution homogène  $y_H(t)$  du système est calculée pour l'oscillateur harmonique amorti en régime libre transitoire :

$$y_H(t) = A_y \exp(-\varepsilon_y \omega_{0y} t) \sin(\omega_{dy} t + \phi_y) \quad (2.55)$$

$A_y$  et  $\phi_y$  représentent l'amplitude et le déphasage de la solution homogène,  $\varepsilon$  le rapport d'amortissement,  $\omega_{0y}$  la pulsation propre et  $\omega_{dy}$  la pseudo-pulsation propre suivant Y.

$$A_y = \sqrt{\frac{(V_{0y} + \varepsilon_y \omega_{0y} y_0)^2 + (\omega_{dy} y_0)^2}{\omega_{dy}^2}} \quad (2.56)$$

$$\phi_y = \tan^{-1}\left(\frac{\omega_{dy} y_0}{V_{0y} + \varepsilon_y \omega_{0y} y_0}\right) \quad (2.57)$$

$$\text{Avec } \varepsilon_y = \frac{c_y}{2m_y \omega_{0y}}, \quad \omega_{0y} = \sqrt{\frac{k_y}{m_y}} \quad \text{et} \quad \omega_{dy} = \omega_{0y} \sqrt{1 - \varepsilon_y^2} \quad (2.58)$$

Sachant que  $y_0$  et  $V_{0y}$  représentent les conditions initiales de déplacement et de vitesse avec:

$$y_0(t) = y_{FR}(t) + y_{FL}(t) \quad \text{et} \quad V_{0y}(t) = 0 \quad (2.59)$$

La solution particulière  $y_P(t)$  du système en régime permanent :

$$y_P(t) = A_{0y} \cos(\omega t + \phi_y) \quad (2.60)$$

$A_{0y}$  et  $\phi_y$  représentent l'amplitude et le déphasage de la solution particulière en fonction de  $F_{0y}$ , l'effort de coupe maximal suivant  $\overline{Y_B}$ .  $\omega$  la vitesse angulaire de la fraise.

$$A_{0y} = \frac{F_{0y} / m_y}{\sqrt{(\omega_{0y}^2 - \omega^2)^2 + (2\varepsilon_y \omega \omega_{0y})^2}} \quad (2.61)$$

$$\phi_y = \tan^{-1}\left(\frac{2\varepsilon_y \omega \omega_{0y}}{\omega_{0y}^2 - \omega^2}\right) \quad (2.62)$$

Les déplacements suivant  $\overline{Z_B}$  à cause de la composante de l'effort de coupe suivant cette direction ou à cause des déplacements suivant X et Y dans cette étude sont supposés négligeables (Figure 2. 20).

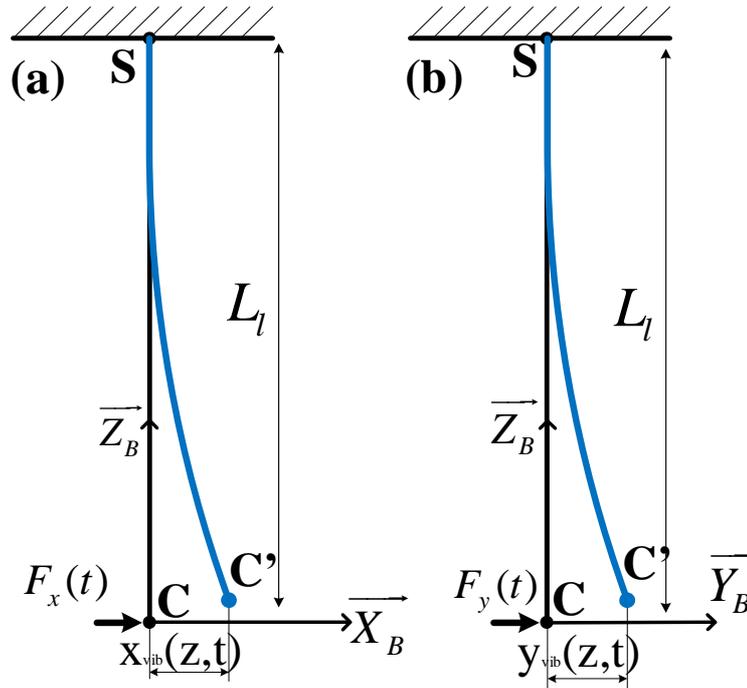


Figure 2. 20. Déplacements de la fraise par vibration

Le rayon effectif de la fraise  $CP_i$  peut être déterminé en fonction du rayon initiale de la fraise et de  $e_v(t)$  qui représente le déplacement du centre de rotation dû aux vibrations de la fraise dans le plan Pa (Figure 2. 21), avec :

$$e_v(t) = \sqrt{(x_{vib}(t))^2 + (y_{vib}(t))^2} \quad (2.63)$$

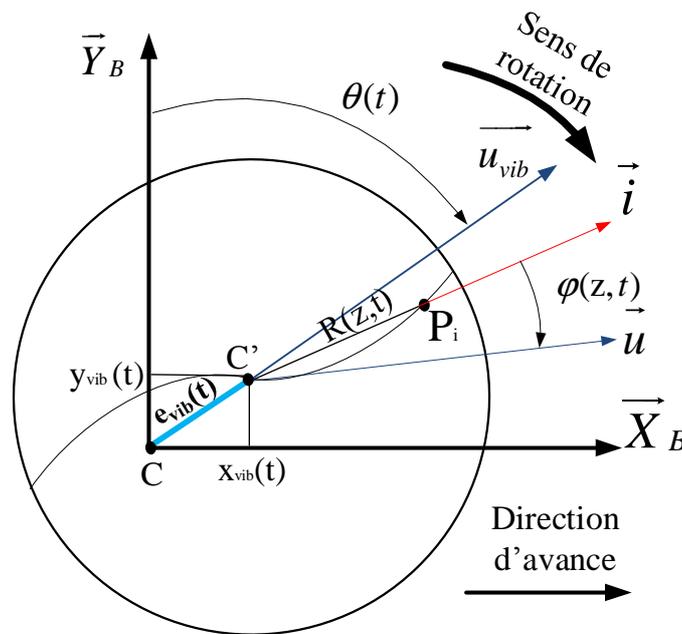


Figure 2. 21. Paramètres de vibrations

## 8. Conclusion

La modélisation de la géométrie de la fraise à bout sphérique monobloc en tenant compte des erreurs d'usinage a conduit dans ce chapitre à identifier le changement de la géométrie pendant l'usinage. Ce changement de la géométrie a permis de calculer un rayon équivalent de la fraise en fonction de l'usure en dépouille et en cratère en premier lieu, du faux rond de la fraise qui est une erreur constante, de la flexion et des vibrations causés par les efforts de coupe. L'algorithme présenté sur la Figure 2.22 détaille la méthode de prédiction de la géométrie de la fraise en fonction des erreurs d'usinage. Cette méthode commence par la définition des paramètres de coupe ( $a_e, a_p, f_z, N$ ), la géométrie initiale de la fraise ( $i_0, R_0, N_f, \gamma_a, \alpha_a$ ) ainsi que du défaut de faux rond ( $e_r, \psi_e$ ). Ensuite, à partir de ces données, on définit d'une part la géométrie de la fraise afin de calculer l'épaisseur  $t_n(z,t)$  et la largeur de coupe  $d_b(z)$  ainsi que les paramètres de la zone d'engagement de l'outil dans la pièce ( $\theta_{ENT}, \theta_{EXIT}$ ) qui vont conduire à modéliser les efforts de coupe à travers l'approche thermomécanique suivant les trois axes de mesure  $F_x(t), F_y(t)$  et  $F_z(t)$ . De même, le calcul de la température à l'interface outil copeau  $T_{O/C}$  et à l'interface outil/pièce  $T_{O/P}$  ainsi que la pression de coupe  $P_p(z,t)$  sont nécessaires pour identifier l'usure en cratère  $K_T$  et l'usure en dépouille  $V_B$  en fonction du temps. D'autre part, les efforts de coupe permettent de calculer les déplacements dus à la flexion  $x_{FL}(t)$  et  $y_{FL}(t)$  aux vibrations de la fraise  $x_{vib}(t)$  et  $y_{vib}(t)$  à travers la résolution de l'équation de mouvement. Ces différentes erreurs seront réinjectées dans la géométrie de la fraise afin de calculer le rayon équivalent  $R_{\text{éq}}$  et les paramètres de la géométrie de la fraise en fonction des erreurs d'usinage. Par la suite, on détermine également le rayon nominal  $R_n(t)$  de la fraise en tenant compte de ces erreurs d'usinage en fonction du rayon effectif discrétisé  $R_{\text{éq}}(z,t)$ .

Dans le prochain chapitre, on définira dans un premier lieu la géométrie de coupe et les caractéristiques de la zone d'engagement outil/pièce en calculant également l'épaisseur et la largeur de coupe. Par la suite on détaillera la méthode de modélisation de la topographie en tenant compte des erreurs citées précédemment et en ajoutant l'effet de la variation de la vitesse d'avance durant l'accélération et la décélération de l'outil.

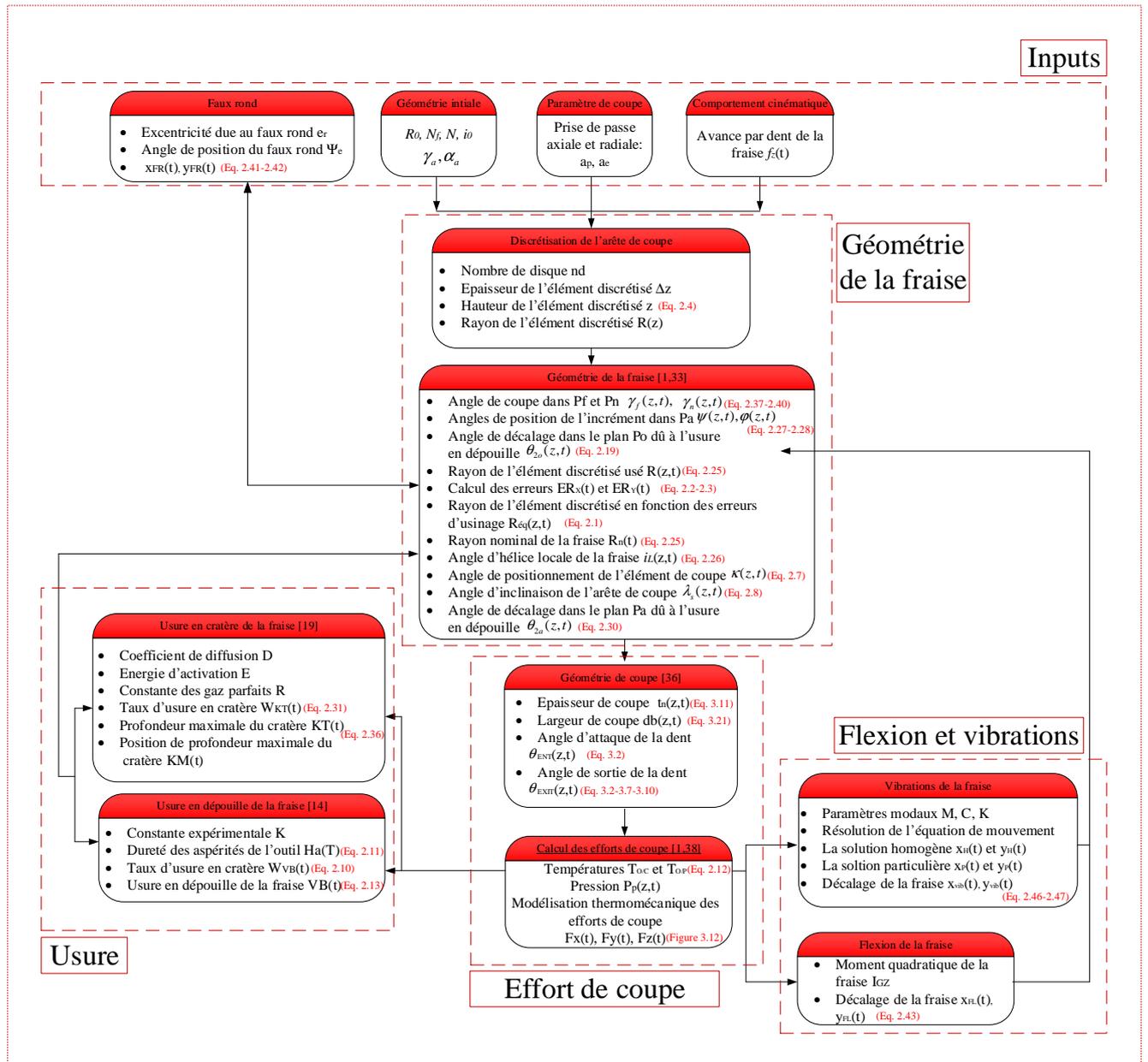


Figure 2. 22. Algorithme de modélisation de la géométrie de l'outil et de coupe en fonction des erreurs d'usinage

**Chapitre 3 :**

**Modélisation de la**

**topographie des surfaces en**

**fraisage par FBS**

## 1. Introduction et hypothèses

Ce chapitre a pour objet de présenter la modélisation de la topographie des surfaces en usinage avec fraise à bout sphérique monobloc. Cette modélisation sera effectuée en fonction des différentes erreurs d'usinage tel que l'usure, le faux rond, la flexion et les vibrations de la fraise ainsi que le comportement cinématique de la machine. La première partie comportera une étude détaillée de la zone d'engagement outil/pièce à travers une modélisation géométrique des angles d'engagement et de l'épaisseur de coupe. La deuxième partie présente la modélisation de la variation de la vitesse d'avance en fonction du temps dans la zone d'accélération et de décélération. Enfin, la méthode de prédiction de la topographie sera présentée.

En plus des hypothèses citées dans le chapitre 2, on cite :

- L'outil utilisé est une fraise à bout sphérique monobloc à deux dents
- Le rayon effectif de la fraise est  $R_{\text{eq}}(z,t)$  calculé dans le chapitre précédent en fonction de l'usure, le faux rond, la flexion et les vibrations
- L'usure en bout de la fraise est considérée négligeable
- Le rayon d'arête est nul,
- La surface plane est usinée dans le plan XY en interpolation linéaire
- On utilise dans notre étude le fraisage par opposition
- La stratégie adoptée est le 'one way', les profils de vitesse sont pour une trajectoire linéaire à jerk contrôlé
- X est la direction de l'avance et Y est la direction du balayage
- Les mouvements de déplacements sont assurés par l'outil par rapport la pièce.

## 2. Modélisation de la géométrie de coupe

### 2.1. Introduction

La géométrie de la zone engagée de l'outil dans la pièce présente une grande complexité en fraisage à bout sphérique avec un outil monobloc. Cette zone est modélisée dans la bibliographie en se basant sur plusieurs hypothèses afin de la simplifier. Dans cette étude on

va utiliser une méthode purement géométrique afin de se rapprocher de l'engagement réel de l'outil dans la pièce. Cette zone notée CWE (Cutter Workpiece Engagement) sera limitée d'une part par deux angles, un angle d'attaque ou d'entrée qui présente le premier point de contact entre l'arête de coupe et la pièce et un angle de sortie ou de dégagement de l'arête de coupe de la pièce. D'un autre part, la géométrie de coupe sera définie par l'épaisseur et la largeur de coupe en se basant également sur une méthode géométrique.

## 2.2. Paramètres de coupe

Les principaux paramètres de coupe lors de l'usinage d'une surface plane avec une fraise à bout sphérique monobloc (Figure 3. 1) sont: la prise de passe axiale  $a_p$ , la prise de passe radiale  $a_e$  [35], la vitesse de coupe  $V_c$ , la vitesse de rotation de la broche  $N$  et l'avance par dent  $f_z$ . Soit  $(O_p, \bar{X}, \bar{Y}, \bar{Z})$  le repère lié à la pièce parallèlement au repère lié à la broche  $(C, \bar{X}_B, \bar{Y}_B, \bar{Z}_B)$

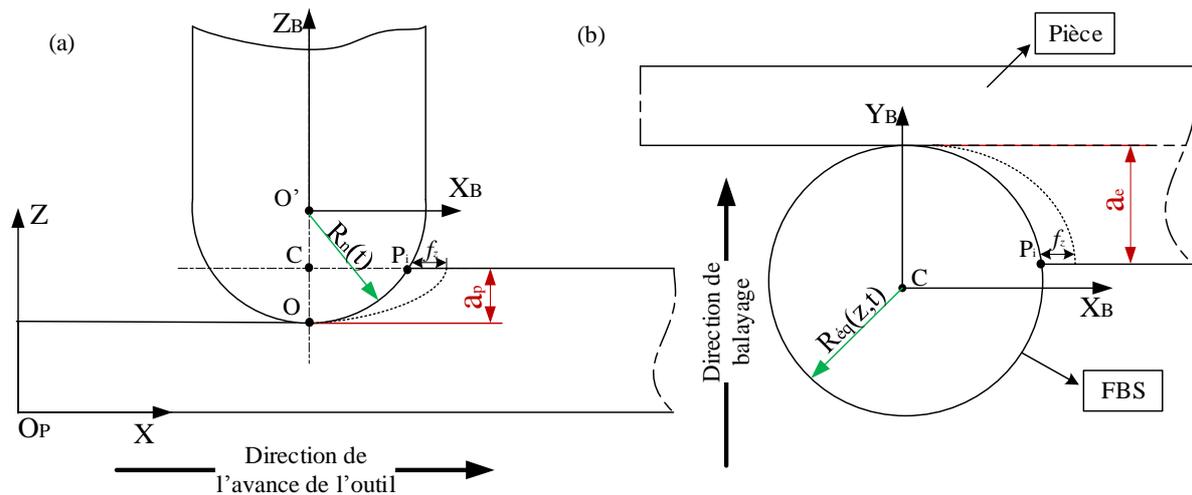
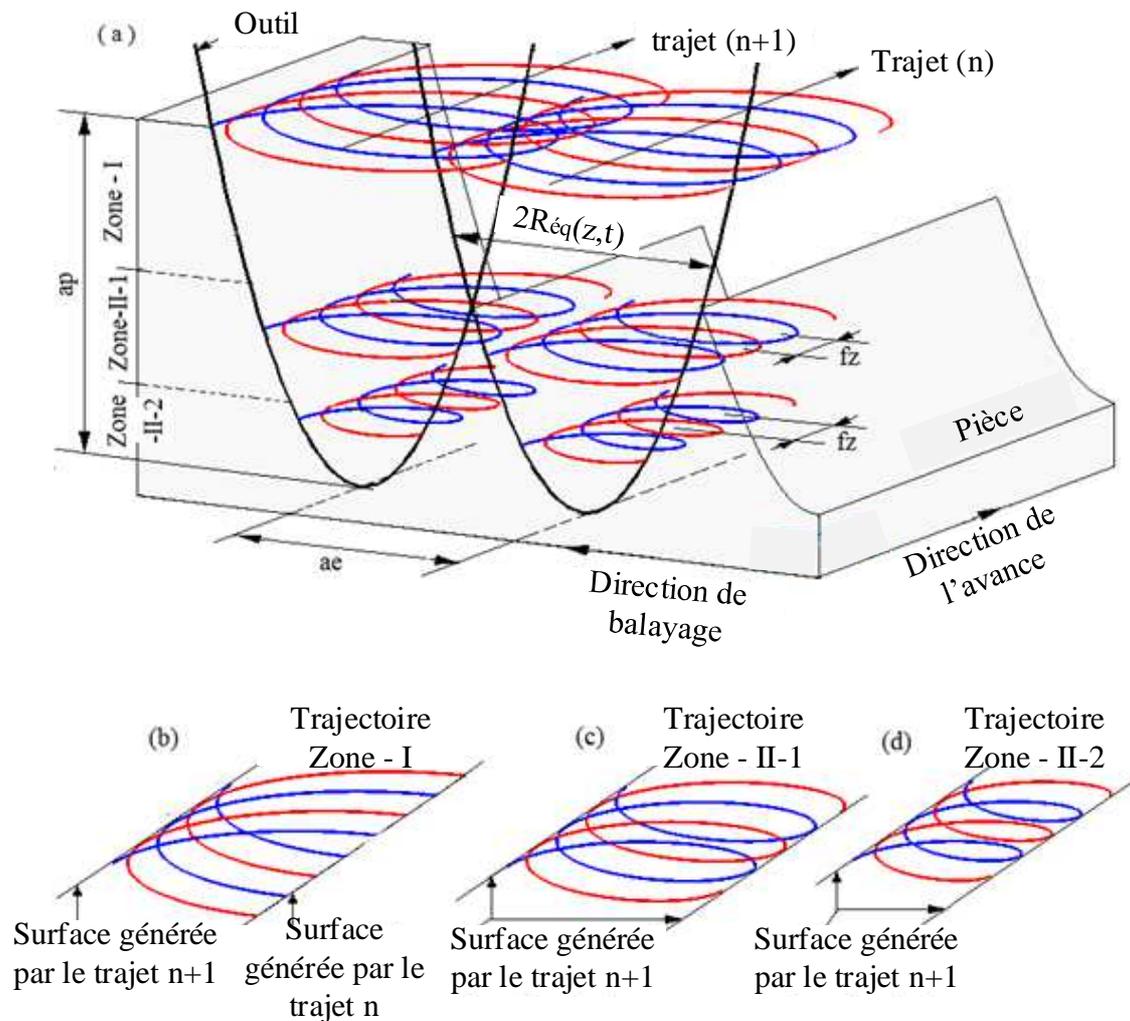


Figure 3. 1. Paramètres de coupe (a) plan Pr (b) plan Pa

## 2.3. Modélisation de la zone d'engagement outil/pièce

Dans cette partie on va définir la zone d'engagement outil pièce (CWE) qui présente une certaine complexité pour le cas du fraisage à bout sphérique. Cette méthode permet de simuler la zone d'engagement d'une façon proche de la zone d'engagement réelle. La région d'engagement de chaque élément discrétisé est limitée par deux angles : un angle d'attaque (entrée)  $\theta_{ENT}$  et un angle de sortie  $\theta_{EXIT}$ . Ces angles changent en fonction de la hauteur de l'incrément considéré [36,37]. La Figure 3. 2 montre les différentes zones (CWE) et les plans dans une vue 3D. Durant l'opération de fraisage avec une fraise à bout sphérique monobloc, l'avance par dent est inférieure à la prise de passe radiale. En général, le rapport avance /

profondeur radiale ( $f_z / a_e$ ) est inférieur à un tiers [36]. Pour calculer les angles d'entrée et de sortie de tout disque élémentaire, il faut définir tout d'abord la trajectoire du point  $P_i$  qui présente l'intersection outil/pièce au niveau de chaque élément discrétisé. En examinant les trajectoires des différents points  $P_i$  pour la  $(n + 1)^{\text{ème}}$  passe radiale de l'outil à chaque hauteur  $z$ , comme indiqué sur la *Figure 3. 2-a*, on peut distinguer trois configurations détaillées décrites sur les *Figure 3. 2-b*, *Figure 3. 2 -c* et *Figure 3. 2-d*. La première zone est lorsque les dents ne font pas une rotation complète en contact avec la pièce et sortent sur des surfaces générées par le  $(n)^{\text{ème}}$  trajet. Cette zone est notée zone-I dont sa forme est présentée sur la *Figure 3. 2 -b*. La seconde zone se produit lorsque les dents effectuent une rotation complète. On peut distinguer pour cette zone deux parties que l'on peut noter zone-II-1 et zone-II-2. Les trajectoires de l'outil sont présentées respectivement sur les *Figure 3. 2 -c* et *Figure 3. 2 -d*. Pour cela, la zone de contact outil pièce (CWE) peut être divisée en trois zones.



*Figure 3. 2. Trajectoire des dents dans les 3 zones, (a) vue globale, (b): Zone I, (c) zone-II-1, (d) zone-II-2*

La zone-I est représentée dans le plan parallèle à la direction de balayage (*Figure 3. 3-a*). Les zones II-1 et II-2 sont représentées dans le plan parallèle à la direction d'avance (*Figure 3. 3-b*). Sur la base de ces deux figures, la zone-I est définie pour  $2R_{\acute{e}q}(z,t) \geq a_e$  et la zone II correspond à  $2R_{\acute{e}q}(z,t) < a_e$ . La zone II est-elle même divisée en deux sous zones. La zone-II-1 est définie pour  $f_z \leq 2R_{\acute{e}q}(z,t) < a_e$  et la zone-II-2 correspond à  $2R_{\acute{e}q}(z,t) < f_z$ .

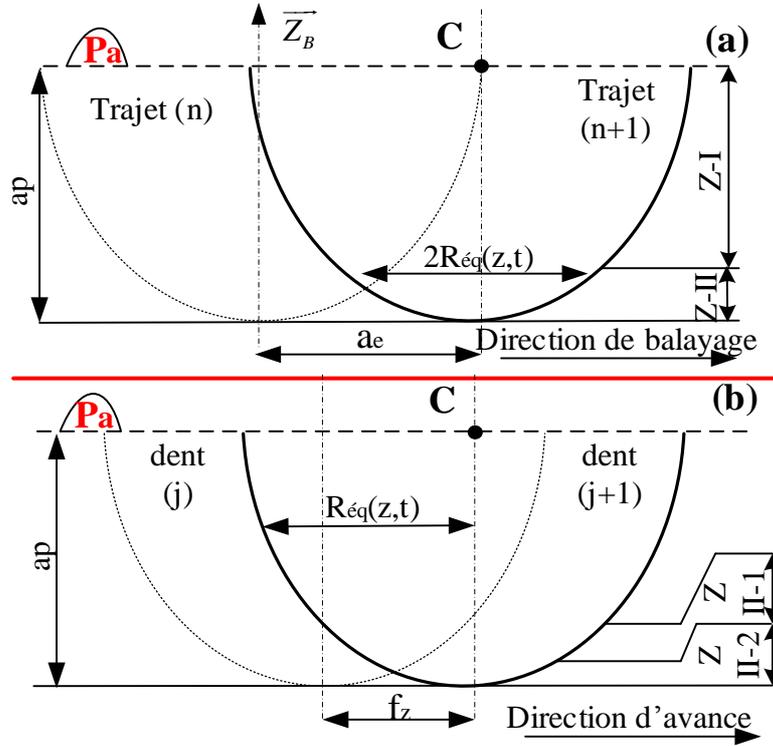


Figure 3. 3. Engagement outil pièce (CWE) (a) direction de balayage (b) direction d'avance  
Chaque zone au niveau du contact outil pièce (CWE) peut être identifiée par sa hauteur  $z$  par l'équation 3.1 :

$$\left\{ \begin{array}{l} R_n(t) - \sqrt{R_n^2(t) - \left(\frac{a_e}{2}\right)^2} \leq z \leq a_p; \quad 2R_{\acute{e}q}(z,t) \geq a_e; \quad \text{Zone - I} \\ R_n(t) - \sqrt{R_n^2(t) - \left(\frac{f_z}{2}\right)^2} \leq z \leq R_n(t) - \sqrt{R_n^2(t) - \left(\frac{a_e}{2}\right)^2}; \quad f_z \leq 2R_{\acute{e}q}(z,t) < a_e; \quad \text{Zone - II - 1} \\ 0 \leq z \leq R_n(t) - \sqrt{R_n^2(t) - \left(\frac{f_z}{2}\right)^2}; \quad 2R_{\acute{e}q}(z,t) \leq f_z; \quad \text{Zone - II - 2} \end{array} \right. \quad (3.1)$$

Le calcul des paramètres de la zone d'engagement entre l'outil et la pièce se fait conformément à la *Figure 3. 4* où on commence pour chacune des trois zones à résoudre l'équation  $X_{Ak}(z, t_k)$  afin de calculer les temps  $t_k$ . Par la suite, on calcule la composante

$Y_{Ak}(z, t_k)$  qui permet de calculer les distances  $Sh$  permettant ainsi de calculer les angles d'entrée et de sortie de l'outil dans la pièce.

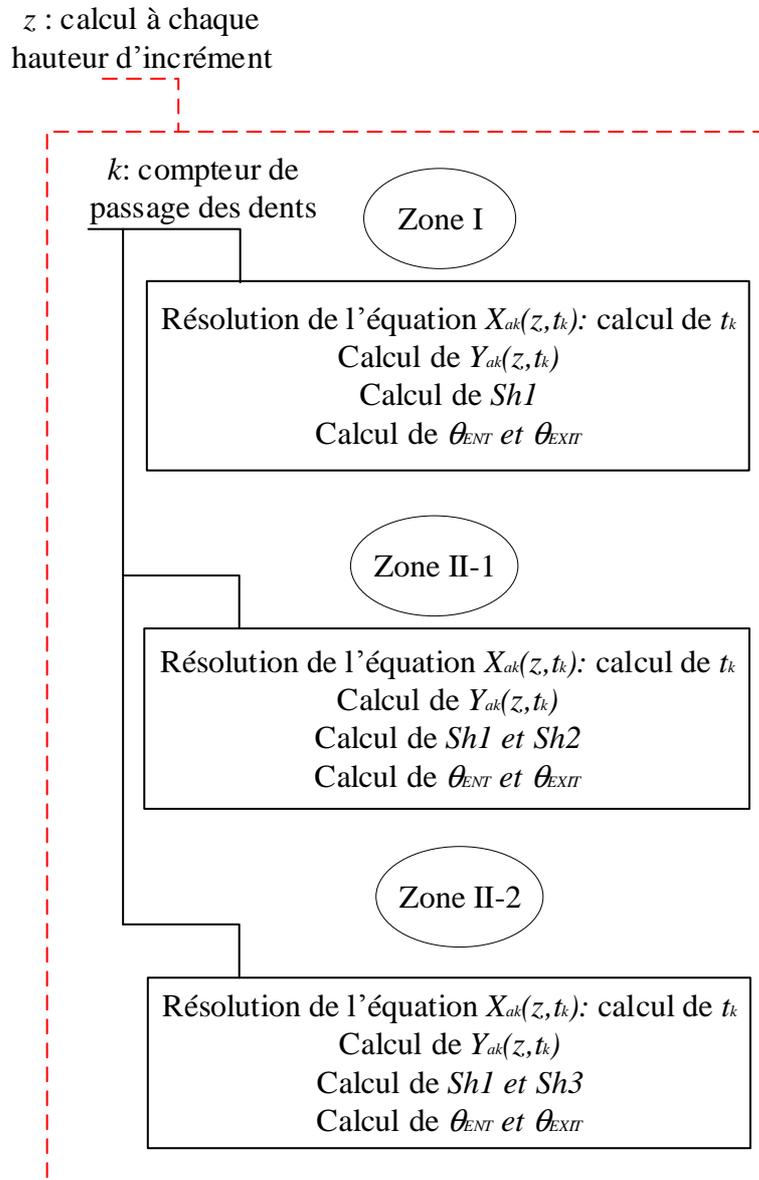


Figure 3. 4. Calcul des angles d'entrée et de sortie

### 2.3.1. Engagement outil pièce Zone-I

Cette zone est définie pour  $2R_{\text{éq}}(z, t) \geq ae$ . La Figure 3. 5 montre la distance entre la limite initiale et finale de la pièce qui correspond à la prise de passe radiale de coupe  $a_e$ . Cette zone représente la matière usinée pour une seule passe. La zone-I est celle où le point  $P_i$  commence par le point d'attaque  $A_0$  et descend de la limite supérieure de la pièce vers le bord inférieur (Figure 3. 5). La section de coupe est représentée par la zone  $A_0B_0B_1$ . Les courbes  $A_0B_0$  et

$A_0B_1$  présentent les trajectoires de passage de deux dents successives. Les points  $B_0$  et  $B_1$  sont respectivement les points de décollement de la dent ( $j$ ) et ( $j + 1$ ) pour une avance par dent  $f_z$ .

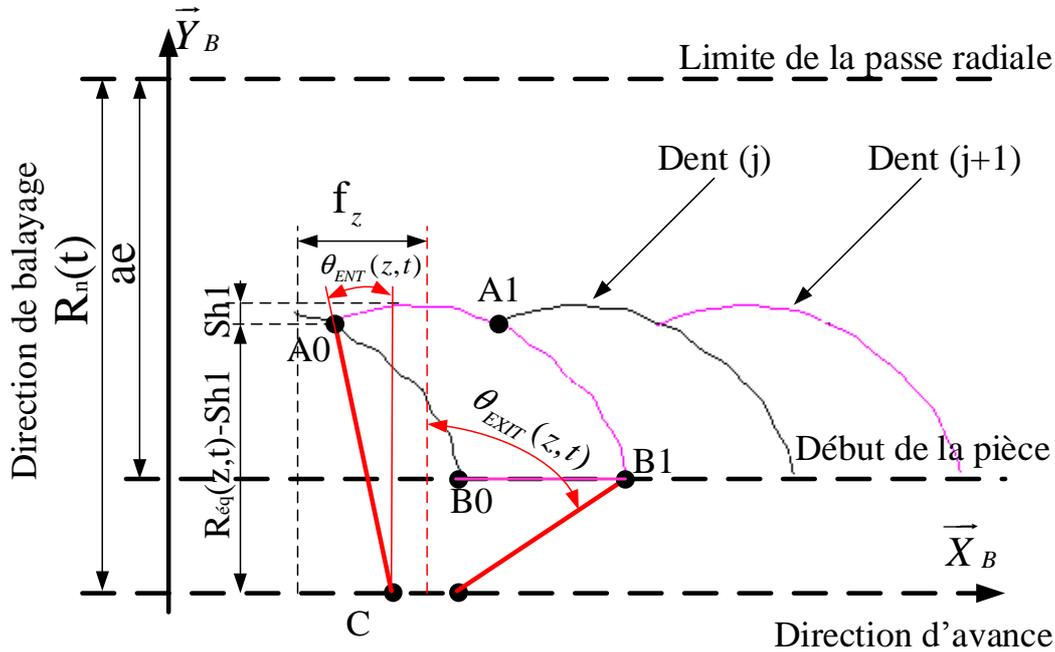


Figure 3. 5. Caractéristiques de la trajectoire des dents dans la Zone-I,  $2R_{\acute{e}q}(z, t) \geq ae$

Les angles d'entrée  $\theta_{ENT}(z, t)$  et de sortie  $\theta_{EXIT}(z, t)$  de la dent ( $j + 1$ ) sont respectivement exprimés comme suit :

$$\theta_{ENT}(z, t) = -\cos^{-1}\left(1 - \frac{S_{h1}(z, t)}{R_{\acute{e}q}(z, t)}\right) + \varphi(z, t)$$

$$\theta_{EXIT}(z, t) = \cos^{-1}\left(\frac{R_n(t) - a_z}{R_{\acute{e}q}(z, t)}\right) + \varphi(z, t) \quad (3.2)$$

Le calcul de l'angle d'entrée nécessite la détermination de la distance  $S_{h1}$ .

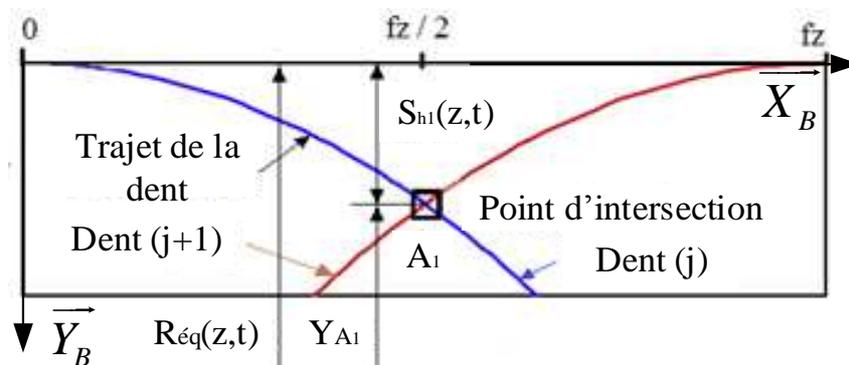


Figure 3. 6. Présentation de la distance  $S_{h1}(z)$  et du point d'entrée  $A_1$

Afin de déterminer la distance  $S_{h1}(z, t)$ , il faut calculer tout d'abord les coordonnées du point  $A_1$  de la zone CWE. L'angle d'entrée  $\theta_{ENT}$  du point  $A_1$  de la dent vérifie l'équation de la trajectoire suivante :

$$\begin{aligned} X_{Ak}(z, t_k) &= V_f t_k + R_{\acute{e}q}(z, t_k) \sin(\omega t_k - \varphi(z, t_k)) = (2k + 1) \frac{f_z}{2} \\ Y_{Ak}(z, t_k) &= R_{\acute{e}q}(z, t_k) \cos(\omega t_k - \varphi(z, t_k)) \end{aligned} \quad (3.3)$$

$V_f$  présente la vitesse d'avance,  $k$  est le compteur du point d'entrée, la distance  $S_{hk}(z)$  au point  $A_k$  (Figure 3. 6) est définie par l'équation suivante:

$$S_{hk}(z, t_k) = R_{\acute{e}q}(z, t_k) - Y_{Ak}(z, t_k) = R_{\acute{e}q}(z, t_k) (1 - \cos(\omega t_k - \varphi(z, t_k))) \quad (3.4)$$

Pour l'élément discrétisé avec un rayon effectif  $R_{\acute{e}q}(z, t)$ , le seul inconnu dans cette équation est le temps  $t_k$  calculé à partir de l'équation 3.5 qui peut être écrite comme suit:

$$\sin(\omega t_k - \varphi(z, t_k)) = \frac{(2k + 1) \frac{f_z}{2} - V_f t_k}{R_{\acute{e}q}(z, t_k)} \quad (3.5)$$

Le calcul de la distance  $S_{h1}(z)$  nécessite la détermination des coordonnées du point  $A_0$  qui correspond à l'angle d'entrée  $\theta_{ENT}$ . L'instant  $t_0$  à  $X(A_0) = f_z/2$  est celle de l'intersection décrite dans la Figure 3. 6 :

$$V_f t_0 + R_{\acute{e}q}(z, t_0) \sin(\omega t_0 - \varphi(z, t_0)) = \frac{f_z}{2} \quad (3.6)$$

$t_0$  est la solution de cette équation qui sera utilisée par la suite pour la détermination de  $Y(A_0)$ , la distance  $S_{h1}(z, t)$ , l'angle d'entrée  $\theta_{ENT}$  et l'angle de sortie  $\theta_{EXIT}$ .

### 2.3.2. Engagement outil pièce Zone-II-1

La trajectoire d'un point P appartenant à la zone d'engagement Zone-II-1 est représentée par la Figure 3. 7. Cette zone est définie pour ( $f_z \leq 2R(z) \leq a_e$ ). L'angle d'entrée est calculé comme on a décrit dans la section précédente. L'angle de sortie est calculé lorsque la dent (j) atteint la position  $B_0$ . L'instant  $t_1$  est calculé par l'équation 3.8 pour  $k=1$  et pour une distance parcourue au point  $B_0$  égal à  $X(t) = 3f_z/2$ . La dent passe trois fois par le point de coordonnées  $X(t) = 3f_z/2$ . Le point  $B_0$  correspond au deuxième passage, la résolution graphique est représentée par la Figure 3. 7. Quand l'instant  $t_1$  est connu, la distance  $S_{h1}$  est déterminée. L'angle d'entrée  $\theta_{ENT}(z, t)$  est calculé avec la même équation 3.2 et l'angle de sortie  $\theta_{EXIT}(z, t)$  est exprimé par l'équation suivante :

$$\theta_{EXIT}(z, t) = \pi + \cos^{-1} \left( 1 - \frac{S_{h2}(z, t)}{R_{\acute{e}q}(z, t)} \right) + \varphi(z, t) \quad (3.7)$$

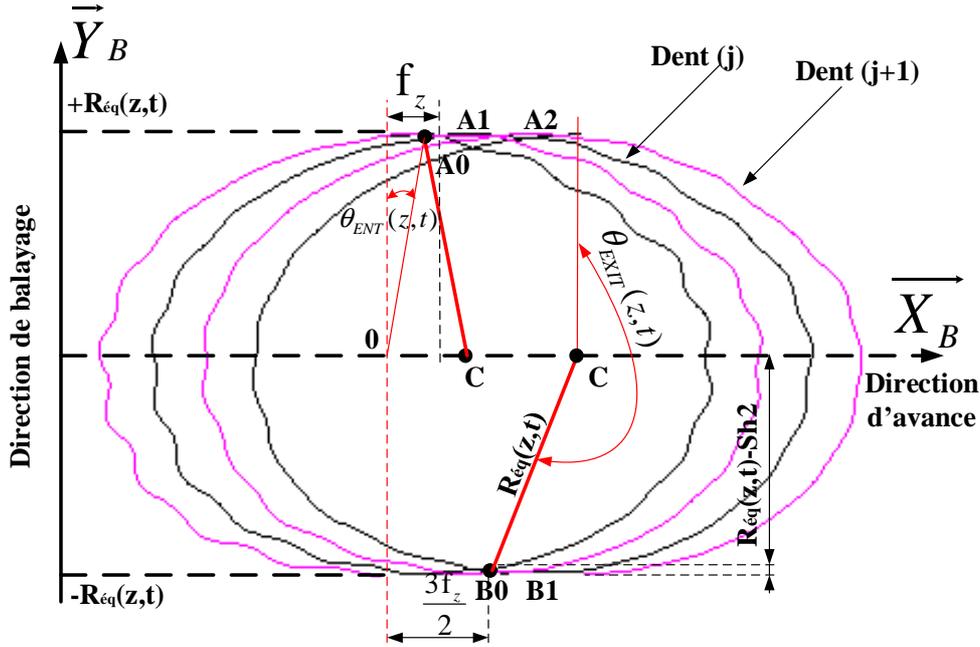


Figure 3. 7. Angle d'entrée et de sortie Zone -II-1,  $f_z \leq 2R_{eq}(z, t) < ae$

L'intersection des trajectoires des deux dents est au niveau du point  $B_0$ . Le moment de l'intersection  $t_1$  au niveau de  $X(B_0)=3f_z/2$  est calculé à travers :

$$V_f t_1 + R(z, t_1) \sin(\omega t_1 - \varphi(z, t_1)) = \frac{3f_z}{2} \quad (3.8)$$

On calcule à partir de l'équation 3.8 le temps  $t_1$  qui présente le seul inconnu. La solution de cette équation est utilisée par la suite pour déterminer  $Y(B_0)$ . Ce dernier conduira à calculer la distance  $Sh_2$  de la position de sortie de la dent (Equation 3.4). Finalement, l'angle de sortie de chaque dent est calculé en utilisant l'équation 3.7.

### 2.3.3. Engagement outil pièce Zone-II-2

Le point P au niveau de la Zone-II-2 fait une rotation complète et ne fait pas une intersection avec la trajectoire de la dent précédente à la sortie de la matière (Figure 3. 8). La zone-II-2 est définie pour  $(0 \leq 2 R_{eq}(z) \leq f_z)$ . L'angle d'entrée est calculé à l'instant  $t_0$  quand la dent se déplace d'une distance  $X(t)=f_z/2$  au point  $A_0$ . L'angle de sortie est calculé à l'instant  $t_2$  au point  $B_1$  quand la dent (j+1) fait une distance égale à  $2f_z$ . Le temps  $t_2$  présente la solution de l'équation suivante pour la deuxième passe de la dent (j+1) à partir de  $B_1$  :

$$V_f t_2 + R_{eq}(z, t_2) \sin(\omega t_2 - \varphi(z, t_2)) = 2f_z \quad (3.9)$$

En connaissant le temps  $t_2$  et la distance  $Sh_3$  (Equation 3.4), l'angle d'entrée  $\theta_{ENT}(z, t)$  (Equation 3.2), l'angle de sortie  $\theta_{EXIT}(z, t)$  est exprimé par l'équation suivante :

$$\theta_{EXIT}(z,t) = 2\pi - \cos^{-1}\left(1 - \frac{S_{h3}(z,t)}{R_{\acute{e}q}(z,t)}\right) + \varphi(z,t) \quad (3.10)$$

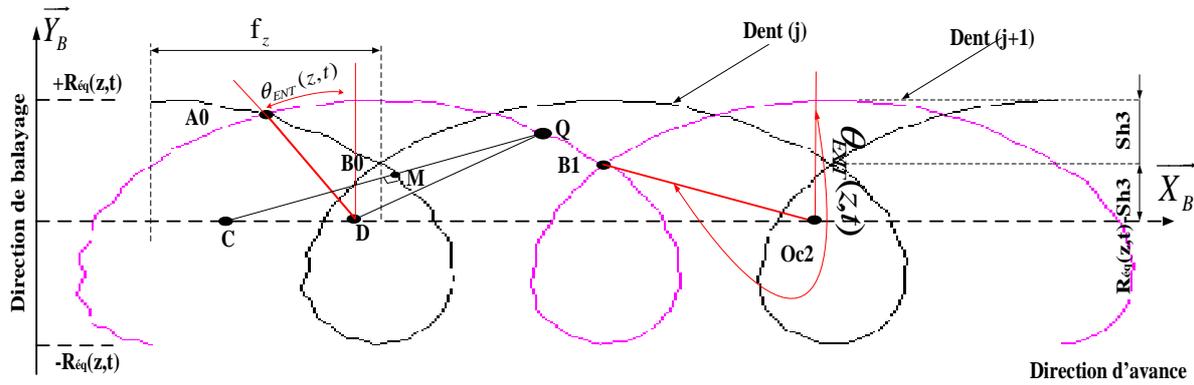


Figure 3. 8. Angles d'entrée et de sortie (Zone -II-2),  $2R_{\acute{e}q}(z,t) \leq f_z$

En fraisage avec un outil à bout sphérique monobloc, la zone d'engagement (CWE) varie tout le long de l'axe de l'outil comme le montre l'étude dans les sections précédentes. La Figure 3. 9 montre une variation de la zone d'engagement délimitée par l'angle d'entrée et l'angle de sortie où la zone d'engagement est calculée au niveau de chaque élément discrétisé. Pour une même prise de passe axiale égale à 6 mm dans ce cas, l'engagement augmente en augmentant la prise de passe radiale de  $a_e=2\text{mm}$  à  $a_e=6\text{mm}$ . Cet engagement augmente également en descendant vers le bas au niveau de l'extrémité de la fraise et peut aller jusqu'à  $360^\circ$ .

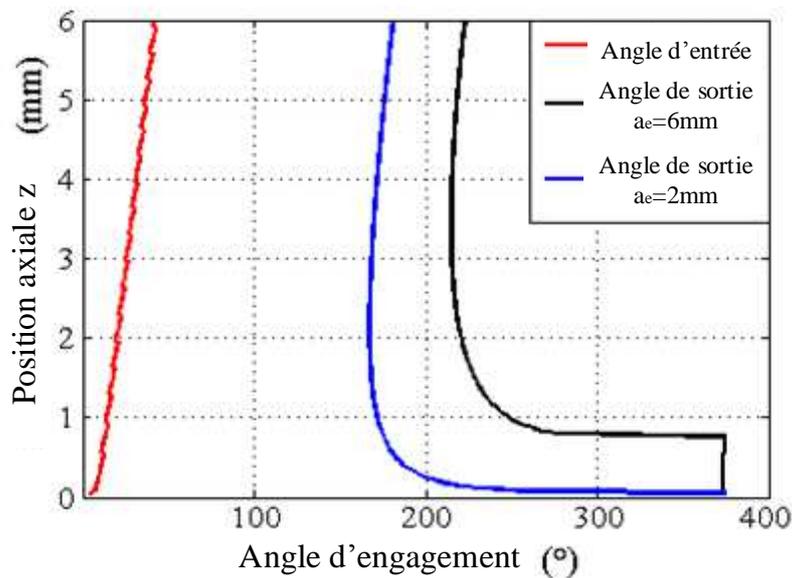


Figure 3. 9. Exemple de simulation de l'angle d'entrée et de sortie pour  $R_0=6\text{mm}$ ,  $a_p=6\text{mm}$ ,  $f_z=0.5\text{mm/dent}$

## 2.4. Modélisation géométrique de l'épaisseur de coupe

Le mouvement réel des dents est trochoïdal et résulte de la composition du mouvement de rotation et de translation de la broche. Le calcul de l'épaisseur de coupe est basé sur une relation mathématique entre les trajectoires des deux dents successives. L'épaisseur de coupe d'une dent (j + 1) est déterminée en cherchant le point d'intersection M de la trajectoire de la dent précédente (j) et la droite passant par la pointe de la dent actuelle (j+1) et l'axe de la fraise.

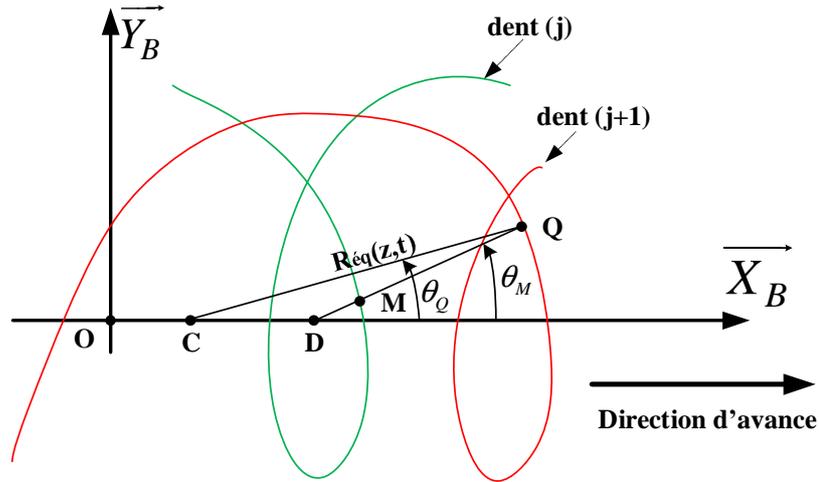


Figure 3. 10. Epaisseur de coupe

L'épaisseur de coupe  $t_n$  est calculée pour chaque élément discrétisé de la fraise (Figure 3. 10) :

$$t_n(\theta, z) = \|\overline{MQ}\| \sin(\kappa(z, t)) \quad (3.11)$$

$$= \sqrt{(X_Q(\theta, z) - X_M(\theta, z))^2 + (Y_Q(\theta, z) - Y_M(\theta, z))^2} \sin(\kappa(z, t))$$

Pour calculer  $t_n$ , il est nécessaire en premier lieu de connaître la distance MQ. Lorsque la pointe de la dent j atteint la position M ( $X_M, Y_M, Z_M$ ), la position angulaire à l'instant t est égale à  $\theta_M$ , l'emplacement du point M peut être déterminé à partir de cette équation :

$$X_M(\theta, z) = \frac{V_f \theta_M}{\omega} + R_{eqj}(z, t) \sin(\theta_M) \quad (3.12)$$

$$Y_M(\theta, z) = R_{eqj}(z, t) \cos(\theta_M) \quad (3.13)$$

Le centre de l'outil est positionné au point C dont les coordonnées sont :

$$X_C(\theta, z) = V_f t \quad (3.14)$$

$$Y_C(\theta, z) = 0 \quad (3.15)$$

La position d'un point Q appartenant à la dent (j+1) de coordonnées Q ( $X_Q, Y_Q, Z_Q$ ) à l'instant  $t_2$  à une position angulaire  $\theta_Q$ , est exprimée dans le plan (XY) par :

$$X_Q(\theta, z) = \frac{V_f(\theta_Q + \pi)}{\omega} + R_{\acute{e}qj+1}(z, t) \sin(\theta_Q) \quad (3.16)$$

$$Y_Q(\theta, z) = R_{\acute{e}qj+1}(z, t) \cos(\theta_Q) \quad (3.17)$$

Les points C, M et Q sont alignés, le produit vectoriel des vecteurs est nul  $\overrightarrow{CQ} \wedge \overrightarrow{CM} = 0$ :

$$(X_Q(\theta, z) - X_C(\theta, z)) Y_M(\theta, z) - Y_Q(\theta, z) (X_M(\theta, z) - X_C(\theta, z)) = 0 \quad (3.18)$$

Le seul inconnu dans l'équation 3.18 est  $\theta_Q$ , quand il est déterminé, la position du point Q est déterminée. La position angulaire de M est à  $\theta_M = \omega t_j$  et la position angulaire du point Q est  $\theta_Q = \omega t_{j+1} - \pi$ . L'équation 3.17 peut être écrite alors sous cette forme :

$$\left[ \frac{V_f(\theta_Q - \theta_M + \pi)}{\omega} + R_{\acute{e}qj+1}(z, t) \sin(\theta_Q) \right] \left[ R_{\acute{e}qj}(z, t) \cos(\theta_M) \right] - \left[ R_{\acute{e}qj+1}(z, t) \cos(\theta_Q) \right] \left[ R_{\acute{e}qj}(z, t) \sin(\theta_M) \right] = 0 \quad (3.19)$$

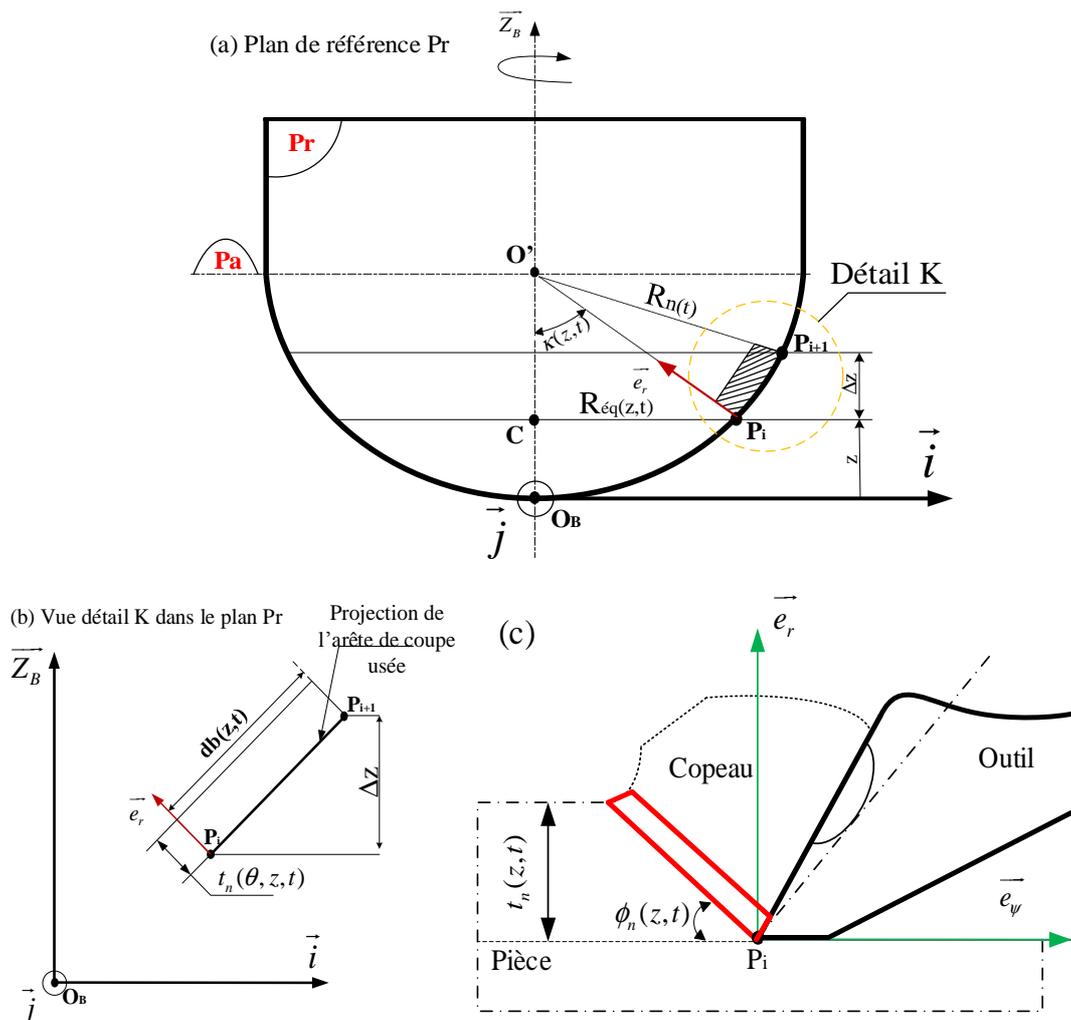


Figure 3. 11. Géométrie de coupe (a) Plan de référence (Pr), (b) Elément de coupe projeté

La modélisation de la géométrie de coupe pour l'usinage d'une surface plane est donnée par l'équation de l'épaisseur instantanée de coupe  $t_n(\theta, z)$  en fonction des positions de l'élément de coupe dans la configuration d'un outil usé et des conditions limites d'engagement de la fraise dans la pièce (Figure 3. 11).

$$t_n(\theta, z) = \begin{cases} t_n(\theta, z) & \theta_{ENT} \leq \theta \leq \theta_{EXIT}, 0 \leq z \leq a_p \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (3.20)$$

L'expression de la largeur de coupe  $db(z, t)$  est donnée en fonction de la position angulaire  $\kappa(z, t)$  et de la hauteur de l'incrément  $\Delta z$  comme suit (Figure 3. 11):

$$db(z, t) = \frac{\Delta z}{\sin(\kappa(z, t))} \quad (3.21)$$

Les équations de l'angles de positionnement de l'élément de coupe  $\kappa(z, t)$  est donnée par:

$$\cos(\kappa(z, t)) = \frac{R_n(t) - z}{R_n(t)} \quad (3.22)$$

Afin de tenir compte de l'usure, du faux rond, de la flexion et des vibrations, le rayon nominal peut être calculé conformément au chapitre 2 à partir du rayon discrétisé équivalent de rotation  $R_{eq}(z, t)$  comportant toutes les erreurs d'usinage comme suit :

$$R_{eq}(z, t) = \sqrt{(R_n(t))^2 - (R_n(t) - z)^2} \quad (3.23)$$

### 3. Modélisation thermomécanique des efforts de coupe

La modélisation thermomécanique des efforts de coupe en se basant sur la loi de Johnson Cook [38] conduit à calculer la contrainte de cisaillement à la sortie de la bande primaire [31].

La méthode consiste à exprimer les composantes tangentielles, radiales et axiales des efforts élémentaires  $(\overrightarrow{dF_r}(z, t), \overrightarrow{dF_t}(z, t), \overrightarrow{dF_a}(z, t))$  dans le repère lié à l'élément discrétisé  $(P, \vec{J}, \vec{e}_{\kappa p}, \vec{e}_r)$ , puis les transférer vers le repère de la table Kistler  $(O, \vec{X}, \vec{Y}, \vec{Z})$  pour calculer les projections des efforts élémentaires de coupe  $(\overrightarrow{dF_x}(z, t), \overrightarrow{dF_y}(z, t), \overrightarrow{dF_z}(z, t))$ . Enfin une intégration numérique de ces derniers sur le long de la zone d'engagement de la fraise dans la pièce conduira à la détermination des efforts de coupe  $F_x(t)$ ,  $F_y(t)$  et  $F_z(t)$  [1]. Cette modélisation est décrite dans l'organigramme présenté sur la Figure 3. 12. La modélisation des efforts de coupe consiste tout d'abord à définir les caractéristiques de la fraise ainsi que les paramètres d'usinage et les paramètres de discrétisation de l'arête de coupe et la discrétisation temporelle. Par la suite à chaque incrément, on calcule les paramètres de la

géométrie de la fraise et la géométrie de la zone d'engagement outil/pièce. Après, la modélisation thermomécanique commence par la définition des paramètres du matériau en fonction de la température et en utilisant trois boucles, on calcule la température à l'interface outil copeau, le coefficient de frottement, la contrainte de cisaillement et la vitesse de déformation à la sortie de la zone de cisaillement primaire ainsi que les différents efforts de coupe. A partir des efforts de coupe calculés, on détermine les erreurs d'usinage dues à ces efforts telles que la flexion, les vibrations et l'usure. Ces erreurs sont intégrées avec le faux rond au niveau de calcul du rayon équivalent effectif et la géométrie équivalente afin de recalculer les efforts de coupe. Les deux composantes d'efforts dus à l'usure en dépouille sont ajoutées au niveau des composantes des efforts de cisaillement.

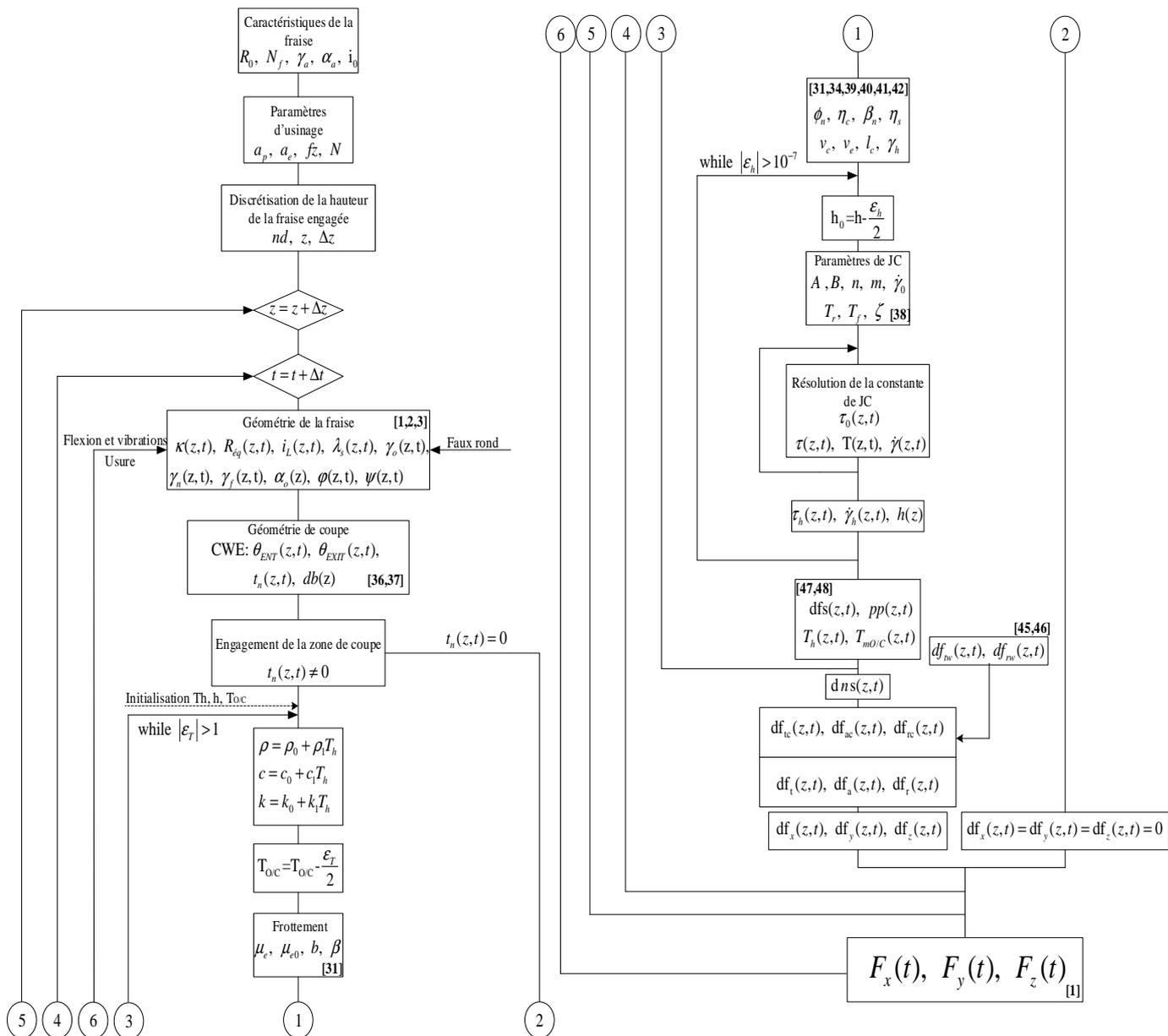


Figure 3. 12. Algorithme de calcul des efforts de coupe

#### 4. Modélisation de la variation de la vitesse d'avance

Le déplacement des axes lors de l'opération de fraisage à grande vitesse est assuré par des asservissements en fonction des caractéristiques de la machine tout en assurant la position, la vitesse, l'accélération et le Jerk. En effet, lors du passage par une trajectoire qui possède un changement de direction qui va se présenter dans notre cas par la discontinuité au moment de balayage de la fraise entre deux passes consécutives, la vitesse d'avance diminue afin d'assurer le bon suivi de la trajectoire. Le comportement cinématique de la machine provoque un aspect non uniforme de la zone de coupe. Dans cette partie, on présentera les profils de vitesse pour une trajectoire **linéaire** à Jerk contrôlé.

Le profil de vitesse d'une interpolation linéaire est divisé en sept zones (Figure 3. 13). La zone I est définie dans la période de temps allant de 0 à  $T_1$ , la zone II de  $T_1$  à  $T_2$ , la zone III de  $T_2$  à  $T_3$ , la zone IV de  $T_3$  à  $T_4$ , la zone V de  $T_4$  à  $T_5$ , la zone VI de  $T_5$  à  $T_6$  et la zone VII de  $T_6$  à  $T_7$  [39]. La variation de la vitesse d'avance est décrite comme suit :

- La zone de temps de  $[0, T_3]$  est nommée la zone d'accélération. Dans cette zone, la vitesse commence de sa valeur initiale et atteint sa valeur maximale tout en respectant la limite de la vitesse programmée.
- La zone de temps de  $[T_3, T_4]$  est le profil à vitesse constante. Dans cette zone, le mouvement est à une vitesse maximale, tandis que l'accélération et le jerk sont nuls.
- La zone de temps de  $[T_4, T_7]$  est la zone de décélération. Dans cette zone, la vitesse diminue de sa valeur maximale jusqu'à la valeur de la vitesse de passage à la passe ultérieure au niveau de la discontinuité.

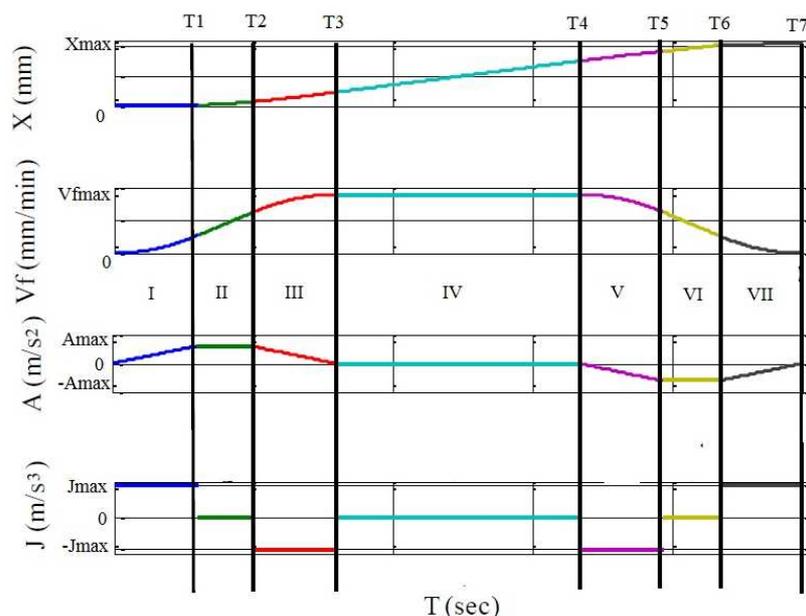


Figure 3. 13. Parcours d'un bloc linéaire suivant l'axe X à jerk contrôlé [39]

Par la suite, les équations du Jerk  $J(t)$ , de l'accélération  $A(t)$ , de la vitesse d'avance  $V_f(t)$  et du déplacement  $X(t)$  de la fraise pour les sept zones sont décrites comme suit :

$$J(t) = \begin{cases} J_{\max} & 0 \leq t < T_1 \\ 0 & T_1 \leq t < T_2 \\ -J_{\max} & T_2 \leq t < T_3 \\ 0 & T_3 \leq t < T_4 \\ -J_{\max} & T_4 \leq t < T_5 \\ 0 & T_5 \leq t < T_6 \\ J_{\max} & T_6 \leq t < T_7 \end{cases} \quad (3.24)$$

$$A(t) = \begin{cases} J_{\max} t & 0 \leq t < T_1 \\ A_{\max} & T_1 \leq t < T_2 \\ -J_{\max} (t - T_2) + A_{\max} & T_2 \leq t < T_3 \\ 0 & T_3 \leq t < T_4 \\ -J_{\max} (t - T_4) & T_4 \leq t < T_5 \\ -A_{\max} & T_5 \leq t < T_6 \\ J_{\max} (t - T_6) - A_{\max} & T_6 \leq t < T_7 \end{cases} \quad (3.25)$$

$$V_f(t) = \begin{cases} \frac{1}{2} J_{\max} t^2 + V_s & 0 \leq t < T_1 & V_s : \text{Vitesse d'avance initiale} \\ A_{\max} (t - T_1) + V_1 & T_1 \leq t < T_2 & V_1 = \frac{1}{2} J_{\max} T_1^2 + V_s \\ A_{\max} (t - T_2) - \frac{1}{2} J_{\max} (t - T_2)^2 + V_2 & T_2 \leq t < T_3 & V_2 = A_{\max} (T_2 - T_1) + V_1 \\ V_3 & T_3 \leq t < T_4 & V_3 = A_{\max} (T_3 - T_2) - \frac{1}{2} J_{\max} (T_3 - T_2)^2 + V_2 \\ -\frac{1}{2} J_{\max} (t - T_4)^2 + V_4 & T_4 \leq t < T_5 & V_4 = V_3 \\ -A_{\max} (t - T_5) + V_5 & T_5 \leq t < T_6 & V_5 = \frac{1}{2} J_{\max} (T_5 - T_4)^2 + V_4 \\ -A_{\max} (t - T_6) + \frac{1}{2} J_{\max} (t - T_6)^2 + V_6 & T_6 \leq t < T_7 & V_6 = -A_{\max} (T_6 - T_5) + V_5 \end{cases} \quad (3.26)$$

$$X(t) = \begin{cases} \frac{1}{6} J_{\max} t^3 + V_s t & 0 \leq t < T_1 \\ \frac{1}{2} A_{\max} (t - T_1)^2 + V_1 (t - T_1) & T_1 \leq t < T_2 \\ \frac{1}{2} A_{\max} (t - T_2)^2 - \frac{1}{6} J_{\max} (t - T_2)^3 + V_2 (t - T_2) & T_2 \leq t < T_3 \\ V_3 (t - T_3) & T_3 \leq t < T_4 \\ -\frac{1}{6} J_{\max} (t - T_4)^3 + V_4 (t - T_4) & T_4 \leq t < T_5 \\ -\frac{1}{2} A_{\max} (t - T_5)^2 + V_5 (t - T_5) & T_5 \leq t < T_6 \\ -\frac{1}{2} A_{\max} (t - T_6)^2 + \frac{1}{6} J_{\max} (t - T_6)^3 + V_6 (t - T_6) & T_6 \leq t < T_7 \end{cases} \quad (3.27)$$

La méthode générale pour générer un profil de vitesse est donnée à travers la démarche ci-dessous. Le calcul des temps de chaque étape est détaillé dans cette démarche. Cette méthode nécessite la saisie de la longueur totale, du jerk maximum, de l'accélération maximale et de la vitesse maximale. La vitesse maximale est déterminée par les équations décrites dans cette section. Tout d'abord, on suppose que l'accélération de la zone I atteint l'accélération maximale. En se basant sur l'équation (3.28), l'accélération de la zone I est :

$$A_1 = A_{\max} = J_{\max} T_1 \quad (3.28)$$

Le temps peut être écrit sous la forme :

$$T_1 = \frac{A_{\max}}{J_{\max}} \quad (3.29)$$

La vitesse à la fin du premier segment est :

$$V_1 = \frac{J_{\max} T_1^2}{2} \quad (3.30)$$

Lorsque les intervalles de temps des zones I et III sont identiques, la variation de vitesse des deux segments sont les mêmes.

Dans le profil de vitesse, il existe deux types de forme d'accélération : avec et sans le segment II (Figure 3. 14).

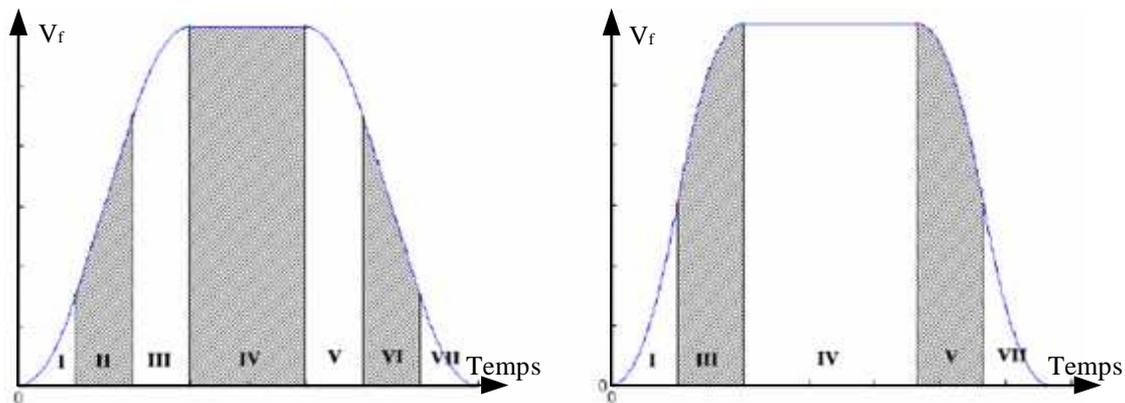


Figure 3. 14. Profil de vitesse (a) avec la zone II (b) sans la zone II

Le cas à utiliser dépend de si  $V_1$  est supérieure à la moitié de la vitesse maximale. Si c'est le cas, la zone II est absente et l'accélération maximale ne peut pas être atteinte. Sinon, la zone II est présente et l'accélération maximale peut être atteinte.

Dans le cas où  $V_1 < 0.5V_{\max}$ , on peut supposer que la vitesse à la fin de la zone III, notée  $V_3$ , est la vitesse maximale. La vitesse à la fin de la zone II est :  $V_2 = V_{\max} - \Delta V_3 = V_{\max} - V_1$

La vitesse de la deuxième zone peut être obtenue par :

$$V_2 = V_1 + A_1 T_2 \quad (3.31)$$

En combinant les deux dernières équations, le temps de la deuxième zone est donné par :

$$T_2 = \frac{V_{\max} - 2V_1}{A_2} \quad (3.32)$$

$$T_3 = T_1 \quad (3.33)$$

Dans le cas où  $V_1 \geq 0.5V_{\max}$ , la zone II est éliminée. La vitesse maximale dans ce cas est atteinte à la fin de la zone 3 :

$$V_{\max} = V_3 = V_1 + \Delta V_3 = 2V_1 \quad (3.34)$$

Par la suite l'intervalle de temps de la zone 1 est donnée par :

$$T_1 = \sqrt{\frac{V_{\max}}{J_{\max}}} \quad (3.35)$$

Les temps des zones II et III sont :

$$T_2 = 0 \quad (3.36)$$

$$T_3 = T_1$$

Les intervalles de temps de chaque zone dépendent non seulement de la vitesse maximale, mais également des distances parcourues. Ils doivent être vérifiés en fonction du déplacement total  $S$ . Si le déplacement des zones I,  $S_1$  à III,  $S_3$  est supérieur à la moitié du déplacement total  $S$ , les temps des zones I, II et III doivent être réduits. Pour cela, la zone II peut être minimisée ou supprimée. Si  $S_1 + S_3 > 0.5S$ , on néglige la zone 2.  $S_1 + S_3$  est obtenue par :

$$S_1 + S_3 = 2V_1 T_1 \quad (3.37)$$

La vitesse de la première moitié du profil est :

$$T_1 V_3 = 0.5S \quad (3.38)$$

Où  $S$  présente le déplacement total parcouru. Les nouveaux temps des zones I, II et III sont calculés comme suit :

$$T_1 = \sqrt[3]{\frac{0.5S}{J_{\max}}} \quad (3.39)$$

$$T_2 = 0 \quad (3.40)$$

$$T_3 = T_1 \quad (3.41)$$

Si  $S_1 + S_3 \leq 0.5S$ , Le temps de la zone II est minimisé pour respecter cette condition. La *Figure 3. 15* présente le profil de la vitesse comportant la zone II.

La somme de la zone blanche et de la zone ombrée est égale à la moitié du déplacement total pour la demi-courbe présentée ci-dessus. La superficie est donnée donc par cette équation :

$$0.5S = 2V_1T_1 + S_2 + T_3(V_2 - V_1) \quad (3.42)$$

Le déplacement dans la zone II est :

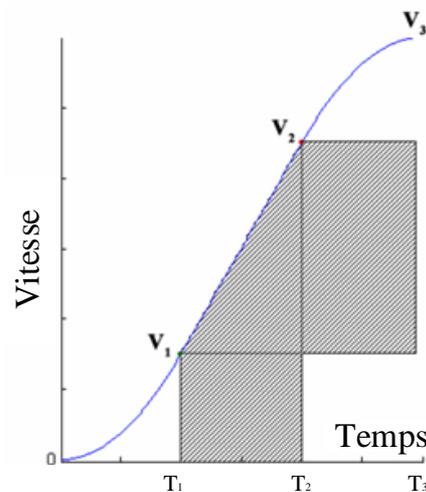
$$S_2 = T_2 \left( \frac{A_2 T_2}{2} + V_1 \right) \quad (3.43)$$

La vitesse de la zone II est :

$$V_2 = A_2 T_2 + V_1 \quad (3.44)$$

Sachant que  $T_3 = T_1$  :

$$J_{\max} T_1 T_2^2 + 3J_{\max} T_1^2 T_2 + 2J_{\max} T_1^3 - S = 0 \quad (3.45)$$



*Figure 3. 15. Profil de vitesse comportant la zone II*

La résolution de cette équation donne le temps de la deuxième zone pour ce cas comme suit :

$$T_2 = \frac{1}{2J_{\max} T_1} \left( -3J_{\max} T_1^2 + \sqrt{J_{\max}^2 T_1^4 + 4J_{\max} T_1 S} \right) \quad (3.46)$$

Le temps de la quatrième zone est défini par :

$$T_4 = \frac{S - 2(S_1 + S_2 + S_3)}{V_3} \quad (3.47)$$

Par la suite les temps des zones V, VI et VII sont :

$$T_5 = T_1, T_6 = T_2 \text{ et } T_7 = T_1 \quad (3.48)$$

Pour résumer les temps des différentes zones sont calculées à travers la démarche simplifiée décrite sur la *Figure 3. 16*.

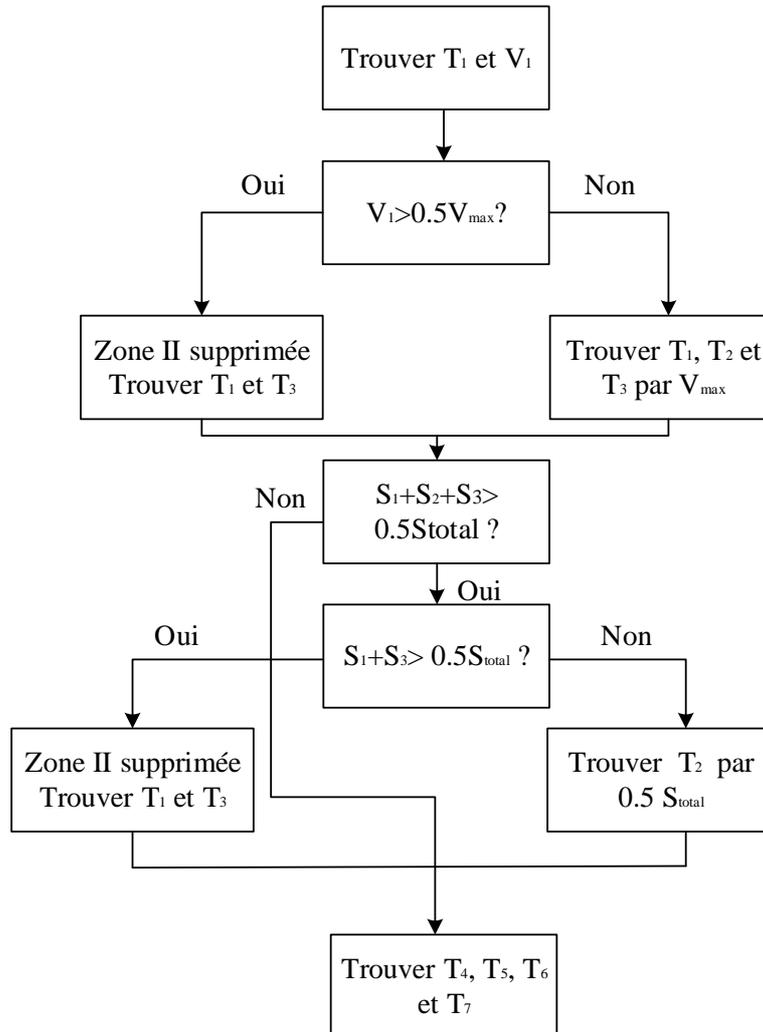


Figure 3. 16. Organigramme de calcul des temps

La variation de la vitesse d'avance en fonction du temps peut donner directement les valeurs de l'avance par dent  $f_z(t)$  sans tenir compte des erreurs d'usinage à partir de l'équation suivante :

$$f_z(t) = \frac{V_f(t)}{N_f N} \quad (3.49)$$

$V_f(t)$  présente la vitesse d'avance en  $(mm/min)$ ,  $N_f$  le nombre de dent, et  $N$  la vitesse de rotation de la broche en  $(tr/min)$ .

## 5. Modélisation de la topographie

Dans cette section, on s'intéressera à l'effet des paramètres d'usinage, des différents défauts d'usinage à savoir les défauts constants (faux rond) ou ceux qui sont dus aux efforts de coupe (flexion et vibrations), ainsi que le comportement cinématique de la machine sur la topographie 3D des surfaces usinées avec une fraise à bout sphérique monobloc en FGV. La présente étude sera conduite dans les conditions des hypothèses citées dans les chapitres 2 et 3 rappelées ci-dessous :

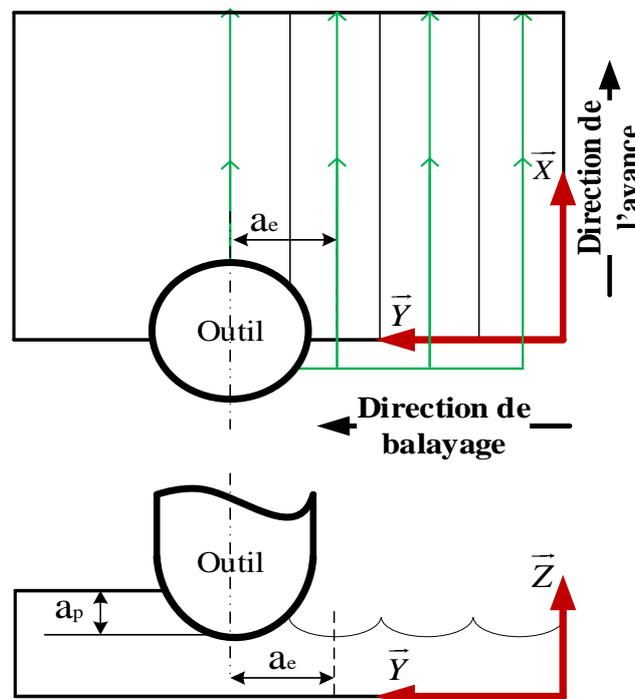
- Le corps de l'outil suit la théorie des poutres,
- La pièce est déformable.
- L'angle de dépouille est supposé constant dans le temps et reste inchangeable après l'usure en dépouille.
- L'usure en dépouille est définie par un modèle d'usure par abrasion [14]
- L'usure en cratère est définie par un modèle d'usure par diffusion [19]
- L'arête de coupe reste toujours tranchante après l'usure de la fraise (rayon d'arête nul)
- Les angles de l'outil en main vont être utilisés durant cette étude car la définition des différents plans seront par rapport à la direction de la vitesse de coupe qui domine la vitesse d'avance.
- Cas de l'usinage à grande vitesse à sec
- Les déplacements dus à la mise en position de la pièce sur la machine sont négligés
- Le déplacement de l'axe de l'outil parallèlement à l'axe de la broche est négligé
- Les déplacements dus à la composante de l'effort de coupe suivant l'axe de l'outil sont négligés
- Le cumul relatif des erreurs est défini suivant cet ordre : usure, faux rond, flexion et vibrations.
- Les différentes erreurs d'usinage sont modélisées par rapport à l'axe de la broche
- Les paramètres initiaux de la géométrie de la fraise vont être définis avec  $t=0$ , seulement le rayon nominal de la fraise sera  $R_n(t=0)=R_0$ .
- Cas d'une interpolation linéaire et usinage d'une surface plane perpendiculaire à Z
- Les mouvements d'avance et de balayage sont assurés par la fraise.
- Les mouvements d'avance et de balayage sont assurés par la fraise
- Le rayon effectif de la fraise est  $R_{\text{éq}}(z,t)$  calculé dans le chapitre précédent en fonction de l'usure, le faux rond, la flexion et les vibrations

- L'usure en bout de la fraise est considérée négligeable
- Le rayon d'arête est nul,
- La surface plane est usinée dans le plan XY en interpolation linéaire
- On utilise dans notre étude le fraisage par opposition
- La stratégie adoptée est le 'one way', les profils de vitesse sont pour une trajectoire linéaire à jerk contrôlé
- X est la direction de l'avance et Y est la direction du balayage

En plus de ces hypothèses, on néglige le changement de la morphologie de la surface et de la fraise au cours et après l'usinage à cause de l'augmentation de la température et du dégagement de chaleur par la zone de coupe sachant que l'opération d'usinage en finition se déroule à sec sans lubrifiant ainsi qu'on va négliger le retour élastique du matériau de la pièce après l'usinage. La modélisation de la topographie des surfaces dans les conditions de finition nécessite la prise en compte de tous les facteurs qui peuvent affecter la surface afin de se rapprocher au mieux du comportement réel de la zone de coupe. On négligera par la suite les changements de morphologie de la surface ainsi que l'outil dus au flux de chaleur dégagé par la zone de coupe

### 5.1. Mouvement relatif outil/pièce

Le trajet de l'outil en aller simple (one way) est décrit par la *Figure 3. 17* :



*Figure 3. 17. Stratégies d'usinage d'une surface plane aller simple*

## 5.2. Modélisation de la topographie

Le mouvement relatif de l'outil par rapport à la pièce est défini dans le repère cartésien lié à la pièce (X,Y,Z) d'où l'expression des coordonnées d'un point de position de la dent :

$$\begin{cases} X(\theta, z, t) = V_f(t) \frac{\theta(t)}{\omega(t)} + R_{\acute{e}q}(z, t) \sin(\psi(z, t)) \\ Y(\theta, z, t) = R_{\acute{e}q}(z, t) \cos(\psi(z, t)) + n a_e \\ Z(\theta, z, t) = z \end{cases} \quad (3.50)$$

Sachant que n présente le nombre de pas de balayage, la hauteur z est comprise  $0 < z < a_p$  et la vitesse d'avance  $V_f(t)$  est défini par :

$$V_f(t) = N_f f_z(t) N \quad (3.51)$$

On rappelle que la zone d'engagement outil/pièce est divisée en 3 zones. La zone-I est représentée dans le plan parallèle à la direction de balayage pour  $2R_{\acute{e}q}(z, t) \geq a_e$ . Les zones II-1 ( $f_z \leq 2R_{\acute{e}q}(z, t) < a_e$ ) et la zone II-2 ( $2R_{\acute{e}q}(z, t) < f_z$ ) sont représentées dans le plan parallèle à la direction d'avance (Figure 3. 3). Chaque zone au niveau du contact outil pièce (CWE) peut être identifiée par sa hauteur z par l'équation 3.1:

$$\begin{cases} R_n(t) - \sqrt{R_n^2(t) - \left(\frac{a_e}{2}\right)^2} \leq z \leq a_p ; & 2R_{\acute{e}q}(z, t) \geq a_e; & \text{Zone - I} \\ R_n(t) - \sqrt{R_n^2(t) - \left(\frac{f_z}{2}\right)^2} \leq z \leq R_n(t) - \sqrt{R_n^2(t) - \left(\frac{a_e}{2}\right)^2} ; & f_z \leq 2R_{\acute{e}q}(z, t) < a_e; & \text{Zone - II - 1} \\ 0 \leq z \leq R_n(t) - \sqrt{R_n^2(t) - \left(\frac{f_z}{2}\right)^2} ; & 2R_{\acute{e}q}(z, t) \leq f_z; & \text{Zone - II - 2} \end{cases} \quad (3.1)$$

Le rayon équivalent effectif de la fraise de la j<sup>ème</sup> dent  $R_{\acute{e}q.j}(z, t) = CP_i$  est calculé en fonction du rayon usé de la fraise  $R(z, t)$  comme on a indiqué dans le deuxième chapitre en ajoutant la position angulaire du faux rond ainsi que les différentes grandeurs d'erreurs d'usinage suivant X et Y).

Le rayon effectif équivalent considérant l'usure, faux rond, flexion et vibrations est défini par l'équation 2.1:

$$R_{eq.j}(z,t) = CP_i = \left\{ \left[ ER_X(t) + R(z,t) \sin(\theta(t) + \psi_e - \varphi(z,t) - \frac{2\pi}{j}) \right]^2 + \right. \quad (2.1)$$

$$\left. \left[ ER_Y(t) + R(z,t) \cos(\theta(t) + \psi_e - \varphi(z,t) - \frac{2\pi}{j}) \right]^2 \right\}^{1/2}$$

Les composantes d'erreurs  $ER_X$  and  $ER_Y$  suivant X et Y sont définies en fonction des erreurs d'usinage (Faux rond, flexion et vibrations) respectivement par l'équation 2.2 et 2.3 :

$$ER_X(t) = x_{FR}(t) + x_{FL}(t) + x_{vib}(t) \quad (2.2)$$

$$ER_Y(t) = y_{FR}(t) + y_{FL}(t) + y_{vib}(t) \quad (2.3)$$

La construction de la topographie se fait à travers la génération de la trajectoire des dents en fonction du temps. Pour chaque plan de discrétisation, la trajectoire des dents est calculée sur la base de l'équation 3.50.

La Figure 3. 18 montre la trajectoire complète des deux dents de la fraise (dent 1 en bleu et dent 2 en rouge). Ces trajectoires trochoïdale sont définies dans trois zones suivant la nature de l'engagement outil/pièce. Elles sont présentées par deux balayages distantes de la prise de passe radiale  $a_e$  :

- La première zone est définie du début de génération de la trajectoire à  $z=ap$  jusqu'à la limite où le trajet des deux dents d'un balayage se sépare de celui du balayage voisin où l'apparition de la première trace de matière non coupée qui va construire par la suite la topographie de la surface.
- La deuxième zone est définie elle-même comme suit : pour chaque balayage dans la première zone les trajectoires des deux dents s'interfèrent, la deuxième zone commence donc au dernier point d'intersection des deux trajectoires où chaque dent tourne seule.
- La troisième zone commence lorsque la dent fait un mouvement sans construire un trochoïde jusqu'à la pointe de la fraise.

La Figure 3. 19 est construite sur la base de la Figure 3. 18 tout en montrant la méthode de suppression des lignes inutiles afin de construire la topographie de la surface fraisée pour les trois zones définies précédemment. Cette méthode conduit par la suite à générer la topographie 3D de la surface usinée par des fraises à bout sphériques monoblocs. La topographie est construite dans la première zone dès la séparation de deux balayages consécutifs. Dans la deuxième zone où chaque dent tourne seule sans interférence avec la

prochaine dent ce qui donne une zone comportant beaucoup d'irrégularités. La dernière zone qui atteint le fond de la topographie jusqu'à le matériau de base, au bout de l'outil, la dent entre et sort sans enlever la matière ce qui donne lors de l'usinage l'écaillage de la matière. La Figure 3. 20 présente le résultat de cette méthode en se basant sur la discrétisation de la zone engagée de l'outil dans la pièce divisée en deux (zone droite et zone gauche).

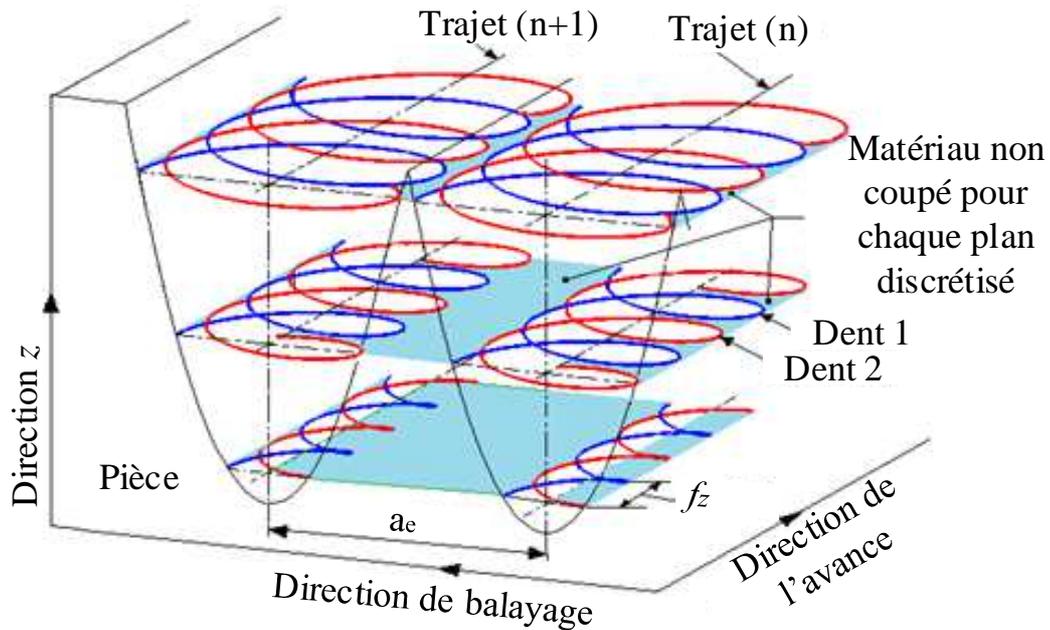


Figure 3. 18. Intersection des trajectoires des dents dans les différents plans discrétisés

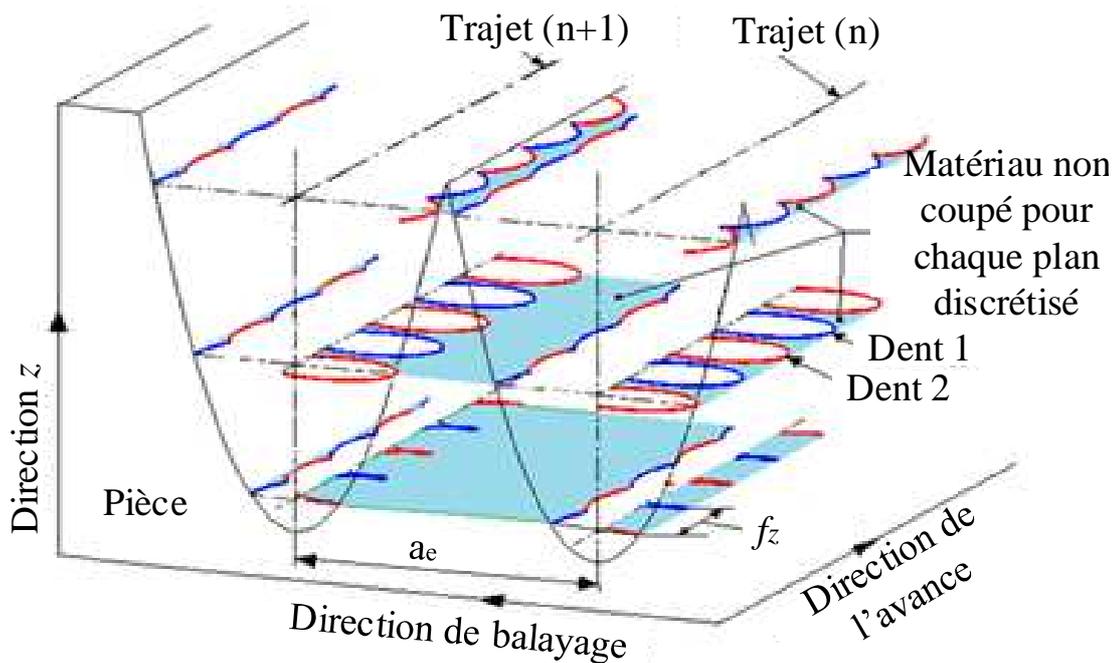


Figure 3. 19. Construction de la topographie

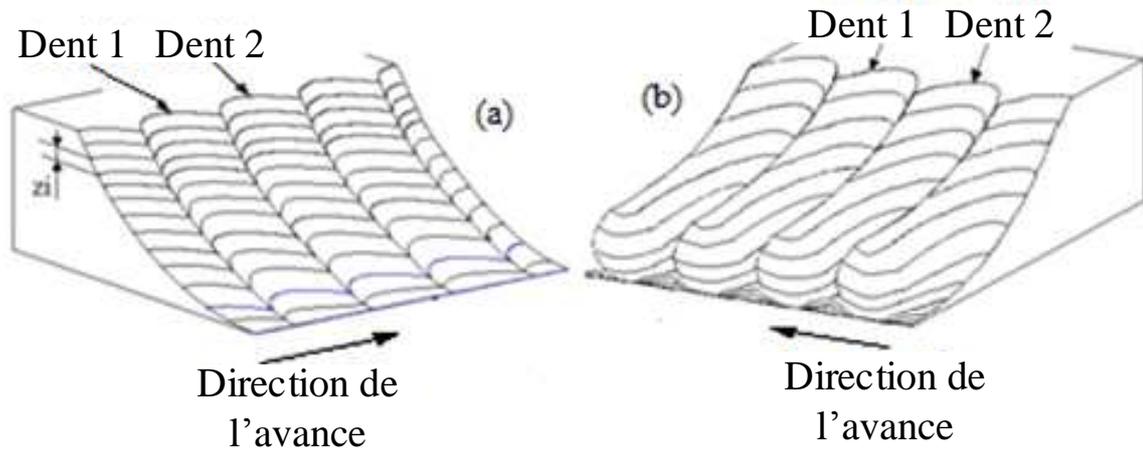


Figure 3. 20. Topographie des surfaces construite à partir des trajets des deux dents des deux côtés (a) gauche (b) droite

## 6. Conclusion

La modélisation de la topographie a été définie dans ce chapitre en tenant compte des erreurs d'usinage qui sont respectivement l'usure de l'outil, le faux rond, la flexion et les vibrations ainsi que la variation de la vitesse d'avance en fonction du temps. Le modèle géométrique précis de la zone d'engagement entre la fraise et la pièce a permis de déterminer les angles d'entrée et de sortie de la dent dans la pièce dans les différents éléments discrétisés ainsi que de calculer l'épaisseur de coupe en fonction des erreurs intégrées dans le rayon équivalent de la fraise. La modélisation de ces erreurs conformément au chapitre précédent nécessite la prédiction des efforts où on a utilisé l'approche thermomécanique en se basant sur des études antérieures. Finalement, une modélisation de la topographie a conduit à dégager l'effet des paramètres de coupe sur cette dernière. L'effet de la variation de la vitesse d'avance lors de l'accélération et la décélération ainsi que l'effet de l'usure, le faux rond, la flexion et les vibrations ont été traités et les résultats seront présentés dans le quatrième chapitre. On a développé un programme en utilisant l'outil informatique MATLAB en se basant sur l'organigramme présenté dans la Figure 3. 21 permettant de prédire la topographie des surfaces fraisées avec des FBS monoblocs en fonction des différents paramètres et erreurs considérés. Cette modélisation passe en premier lieu par la prédiction de la géométrie de la fraise, la géométrie de coupe et les efforts de coupe en fonction des erreurs d'usinage comme on a décrit dans le deuxième chapitre. En deuxième lieu, on passe à la prédiction de la topographie de la surface en se basant sur la méthode décrite dans ce chapitre tout en intégrant les différentes erreurs d'usinage (Usure, flexion, faux rond et vibrations) ainsi que la variation de la vitesse d'avance.

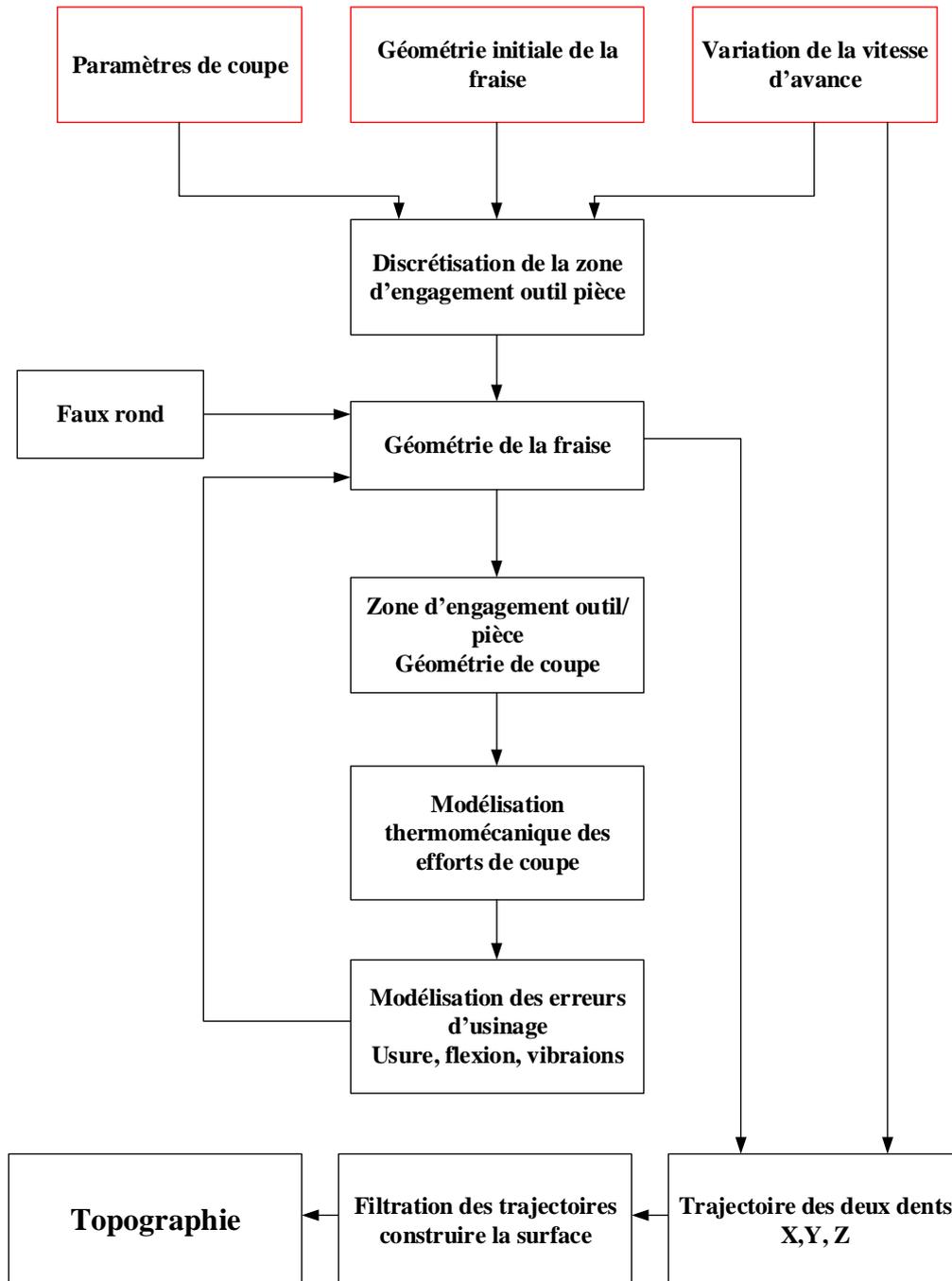


Figure 3. 21. Modélisation de la topographie

**Chapitre 4:**  
**Validation, résultats et**  
**discussions**

## 1. Introduction

Après le développement analytique de la géométrie de l'outil et de la géométrie de coupe qui ont conduit à prédire les efforts de coupe et la topographie des surfaces, ce chapitre sera consacré à l'analyse expérimentale des résultats mesurés ainsi qu'à la validation des modèles développés. On commence par la méthodologie expérimentale où on présente le couple outil/pièce choisi, la machine des essais, les différents instruments de mesures utilisés et les plans d'essais. Par la suite, on passe à la présentation des résultats où on commence par les résultats expérimentaux suivis de la validation des modèles ainsi que les résultats analytiques.

## 2. Méthodologie expérimentale

### 2.1. Couple outil/pièce

#### 2.1.1. Pièce

Le matériau de la pièce à usiner est le 42CrMo4 qui est un acier très utilisé en industrie manufacturière. Ce matériau est constitué de composants chimiques donnés sur le Tableau 4. 1:

C	Mn	Si	S	P	Ni	Cr	Mo
0.425	0.749	0.266	0.029	0.016	0.232	1.180	0.154
Cu	Ti	As	N	Ca	Al	O	
0.227	0.005	0.022	0.008	0.0004	0.027	0.027	

Tableau 4. 1. Composants chimiques de l'acier 42CrMo4 en %

Le brut est une barre en 42CrMo4 de diamètre 100 mm. Les pièces à usiner ont été découpées à partir de ce brut sous la forme de neuf disques d'épaisseurs 25mm avec une scie à ruban (Figure 4. 1 (a)). Une opération de dressage de 1mm avec  $V_c=150\text{m/min}$  est effectuée sur chaque face des 9 pièces afin d'assurer la planéité et le parallélisme.



Figure 4. 1. Préparation des neuf pièces à usiner (a) pièce découpée (b) pièce percée (c) surface d'essai préparée

Chaque disque est percé de deux trous de diamètre 9mm pour la fixation de la pièce sur la platine Kistler (Figure 4. 1 et Figure 4. 1(b,c)). La surface d'essai de dimensions  $80 \times 42 \text{mm}^2$

(Figure 4. 1 (c)) a été préparée en la limitant par deux rainures avec une fraise monobloc à deux tailles (Figure 4. 1 (e)) et deux épaulements avec une fraise torique à plaquettes pour garantir des passes radiales et longitudinales dans les mêmes conditions (Figure 4. 2 (d)). L'approche est définie à 0.5mm au niveau du diamètre effectif et le dégagement se fait au dernier point de la pièce pour garantir l'existence de l'effet d'accélération et de décélération dans la surface.



Figure 4. 2. Outils utilisés pour la préparation de la pièce (a) Palpeur (b) Foret à centrer (c) Foret diamètre 8 (d) Fraise torique à plaquette (e) Fraise à deux tailles monobloc

On a adopté une stratégie d'aller simple 'One Way' afin d'optimiser le nombre d'essais en fonction des paramètres d'usinage.

### 2.1.2. Outil

Cette étude porte sur l'étude de l'effet des paramètres d'usinage, du comportement de l'outil et de la machine sur les efforts de coupe et la topographie en fraisage à grande vitesse avec une fraise à bout sphérique monobloc. On a utilisé des fraises cylindriques à bout sphérique monoblocs à 2 dents de type KENDU (Figure 4. 3) destinées à la finition à sec des aciers et qui travaillent à haute vitesse. Ces outils se caractérisent par leur haute résistance à l'usure et à hautes températures grâce au revêtement de type K-PRO qui correspond au TiSiN (Une couche de 2 $\mu$ m de Nitrure de silicium-titane).

La fraise a un diamètre de 10mm, une longueur totale  $L=100$ mm, une longueur active  $l=15$ mm, un angle d'hélice  $i_0=30^\circ$ , un angle de coupe  $\gamma_a=20^\circ$ , un angle de dépouille  $\alpha_a=12.5^\circ$  et de masse  $m=101.6$  g. La référence de l'outil est **3902.52**.

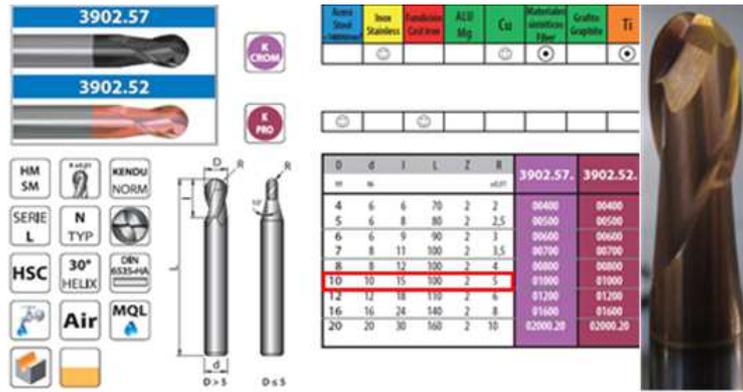


Figure 4. 3. Caractéristiques de la fraise KENDU [kendu.com]

### 2.2. Machine utilisée

La machine d'essai utilisée est un centre de fraisage à grande vitesse 3 axes HURON KX10 muni d'un directeur de commande Siemens 840D (Figure 4. 4).



Huron KX10	
<b>Broche</b>	100 à 24000 tr/min
Vitesse de la broche :	
Puissance maximale	20 kW
<b>Course :</b>	
Axe X (chariot sur portique)	710 mm
Axe Y (table mobile)	550 mm
Axe Z (poupée porte broche)	500 mm
<b>Déplacement :</b>	
Avance rapide maximale X Y	30 m/min
Avance rapide maximale Z	18 m/min
Avances de travail :	10m/min
Accélération maximale	3 m/s <sup>2</sup>
Jerk maxi	50 m/s <sup>3</sup>
DCN	
Modèle	Siemens 840D
Mode d'accélération	Soft
Commande d'anticipation	G64et G641
Look ahead	100 blocs

Figure 4. 4. Centre d'usinage HURON KX10

La mesure des jauges outil est effectuée en utilisant un banc de préréglage Tool Master 250 (Figure 4. 5).

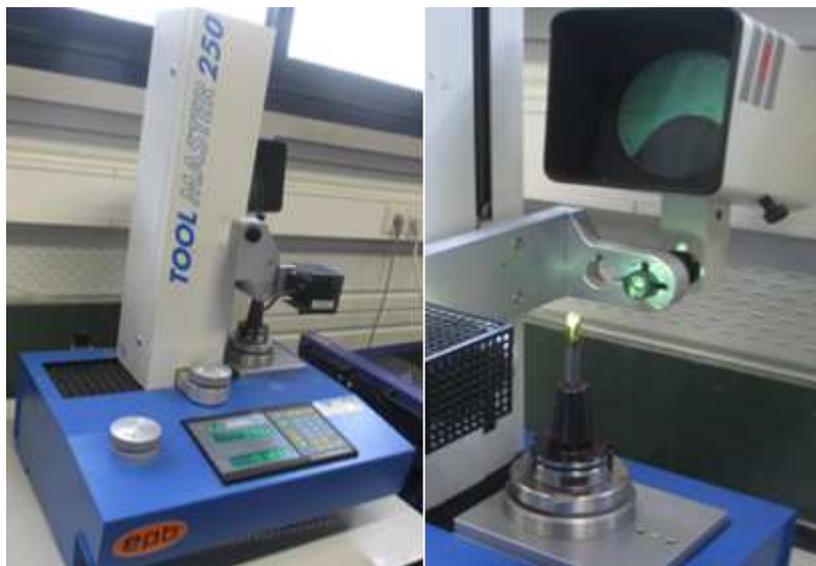


Figure 4. 5. Tool Master 250

Les fraises à bout sphérique sont montées dans les portes outils par frettage en utilisant un banc de frettage Fournel (Figure 4. 6).



Figure 4. 6. Montage de l'outil par frettage

### 2.3. Instruments de mesure et de contrôle

Durant les essais réalisés dans cette étude on a utilisé plusieurs appareils d'acquisition des paramètres à utiliser. Ces mesures vont être détaillées dans ce paragraphe :

### 2.3.1. Mesure des efforts de coupe

L'acquisition des efforts de coupe lors de l'usinage de la pièce est effectuée en utilisant une platine KISTLER de référence 9257 B (Figure 4. 7).

La platine Kistler permet de mesurer l'intensité des trois composantes des efforts de coupe suivant les trois directions du repère machine (X, Y et Z) avec une erreur de 3% sachant que 'Fx' présente l'effort suivant la direction de l'avance de la fraise, 'Fy' l'effort suivant la direction de balayage et 'Fz' l'effort suivant la direction de l'axe de l'outil.

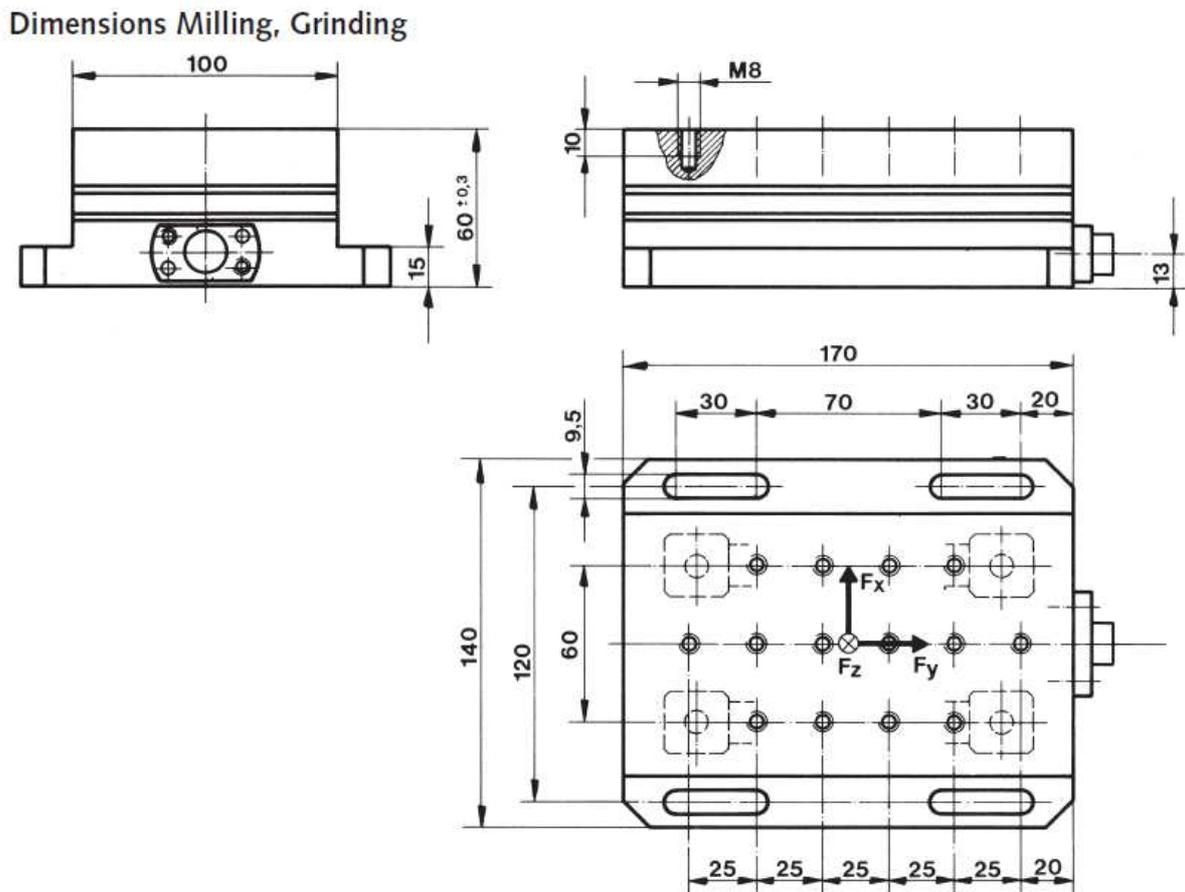


Figure 4. 7. Dimensions de la platine Kistler 9257B

La pièce à usiner est montée à travers deux vis CHC M8 sur la platine Kistler, cette dernière est fixée par quatre vis sur la table de la machine-outil. Le porte outil est serré par la suite automatiquement sur la broche (Figure 4. 8). Par la suite, l'usinage de la surface plane avec la fraise à bout sphérique monobloc est réalisé à sec sans lubrification sachant que c'est une condition imposée par le constructeur.

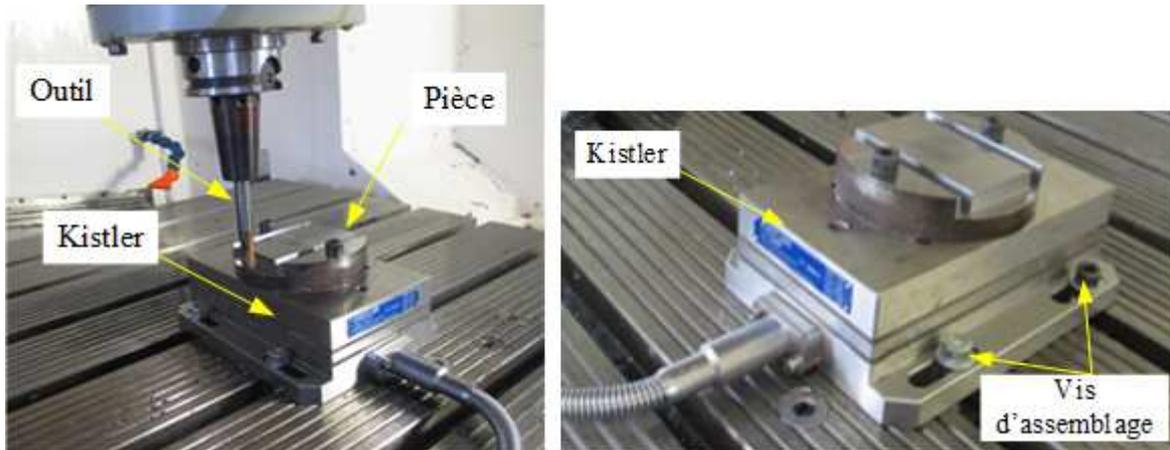


Figure 4. 8. Montage de la pièce et de la fraise sur la machine

Les efforts générés par l'opération d'usinage sont transmis aux capteurs piézoélectriques, ces derniers convertissent les déplacements détectés en signaux électriques. Les signaux sont transmis par la suite par des câbles vers l'amplificateur de charge 5019A qui permet de traiter les grandeurs mesurées. Ces données sont ensuite transmises à travers la carte d'acquisition au logiciel Instacal sur un PC portable contenant le logiciel de traitement et de filtrage des signaux Dynoware (Figure 4. 9). La fréquence d'acquisition utilisée de la platine kistler est de 2000 Hz avec un temps d'acquisition variable en fonction de la vitesse d'avance afin de limiter le chargement continue des piézos et l'augmentation de leurs températures.

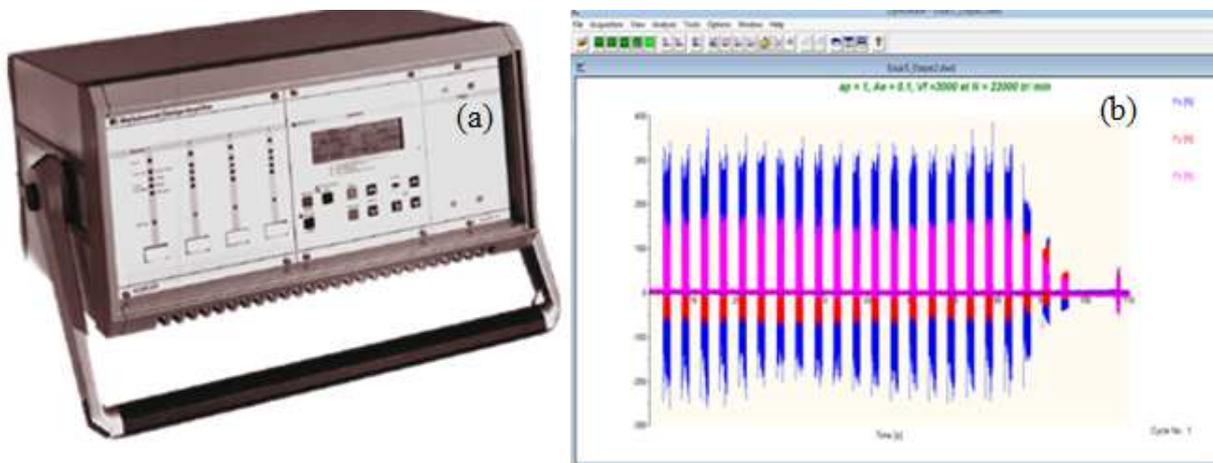


Figure 4. 9. Acquisition et traitement des données (a) amplificateur de charge 5019A (b) interface Dynoware

### 2.3.2. Mesure des paramètres modaux

Il est nécessaire de connaître les paramètres modaux du montage utilisé pour prendre en considération le comportement du système outil, porte outil et broche lors de l'étude des vibrations de la fraise. On a déterminé les paramètres modaux (masse, amortisseur, rigidité)

dans les conditions statiques du montage en mesurant la pulsation propre et le taux d'amortissement.

La méthode consiste à étudier la Fonction de Réponse en Fréquence FRF du système qui a été réalisée expérimentalement par un essai au marteau modale de choc (Impact test) modèle 2302-10 de type Meggitt Endevco. Durant l'impact, l'effort est mesuré grâce à un capteur présent à l'extrémité du marteau lié par un câble au système d'acquisition de données de type 2827 Bruel Kjaer. Les déplacements ont été mesurés à travers un vibromètre laser Ometron VH300+ de type 8329 branché au même système d'acquisition (Figure 4. 10). Ce dernier est lié à un ordinateur portable muni d'un logiciel Pulse LabShop de Bruel Kjaer afin de traiter les mesures obtenues en utilisant la transformée de Fourier où on obtient dans le domaine fréquentiel l'effort et le déplacement. Le rapport de ces deux grandeurs donne directement la FRF de la zone de mesure.

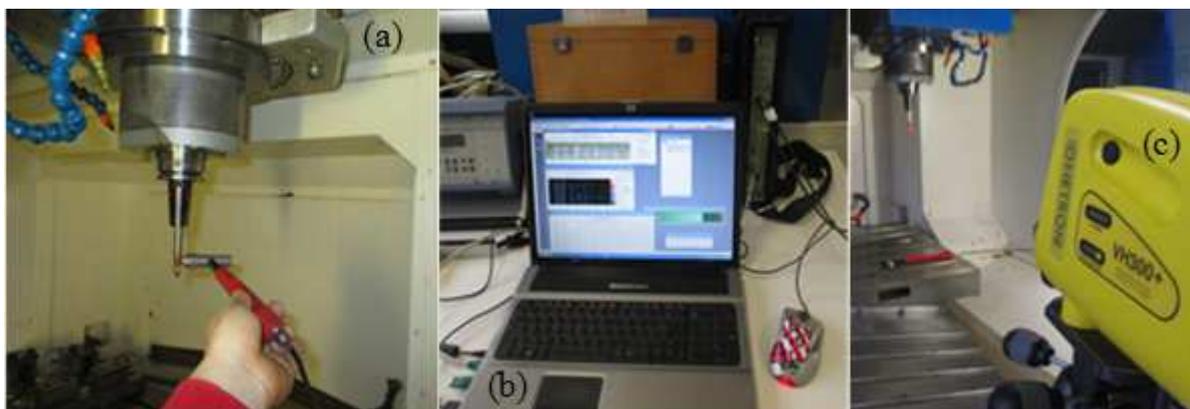


Figure 4. 10. Test d'impact par marteau de choc (a) excitation (b) traitement des signaux (c) vélocimétrie laser

### 2.3.3. Mesure du faux rond

Le faux rond de la fraise est mesuré sur la fraise montée dans la broche de la machine à travers un comparateur de précision Hoxel de résolution  $r=0.001\text{mm}$  fixé sur un support magnétique (Figure 4. 11).

Tout d'abord, on commence par le positionnement du comparateur suivant l'axe Y de la machine en le mettant en contact avec le corps de la fraise au-dessus du point de départ de la dent. Après, on définit ce premier point de contact comme point de référence en étalant le comparateur à '0' et on tourne la fraise manuellement en cherchant la valeur minimale et maximale du faux rond afin de déterminer l'excentricité. On marque par la suite la position de la valeur maximale pour calculer l'angle de positionnement de cette excentricité qui est défini entre cette position et la tangente à la dent.

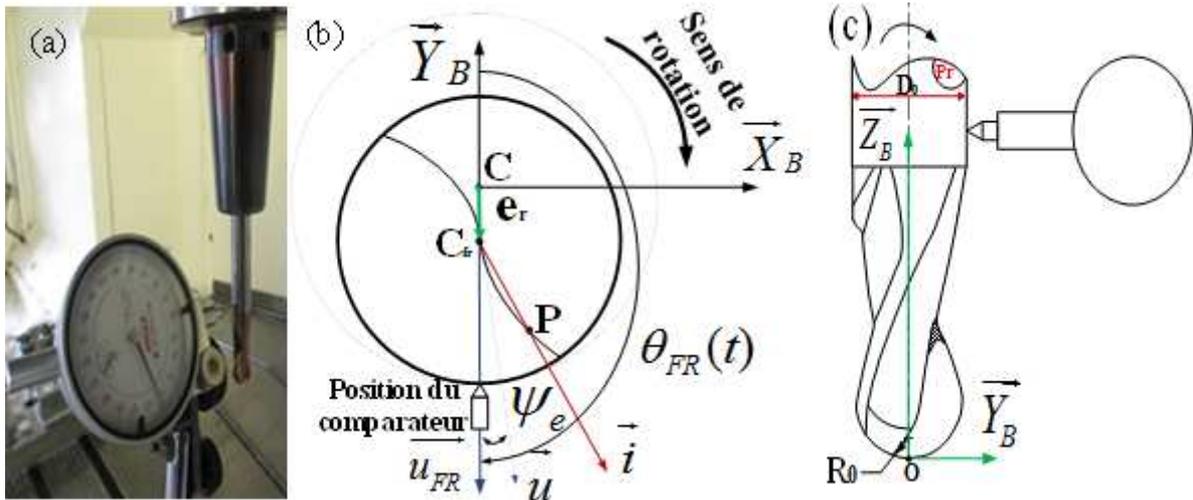


Figure 4. 11. Mesure du faux rond de la fraise (a) Comparateur Hoxley (b) Paramètres de mesure (c) Position de mesure

### 2.3.4. Mesure de la vitesse d'avance

L'acquisition des signaux de la vitesse d'avance (Figure 4. 13), de la position et de l'accélération est effectuée à l'aide d'un logiciel de constructeur SINUCOM (Figure 4. 12) installé sur un ordinateur portable. Ce dernier est branché avec le directeur de commande numérique Siemens de la machine Huron (Figure 4. 12) par l'intermédiaire d'un câble, d'un adaptateur Simatic Net CP5511/CP5512 et d'une carte d'acquisition Siemens.



Figure 4. 12. Chaîne d'acquisition des signaux des vitesses d'avance (a) DCN (b) Câble et adaptateur (c) Carte d'acquisition (d) PC muni du logiciel SINUCOM

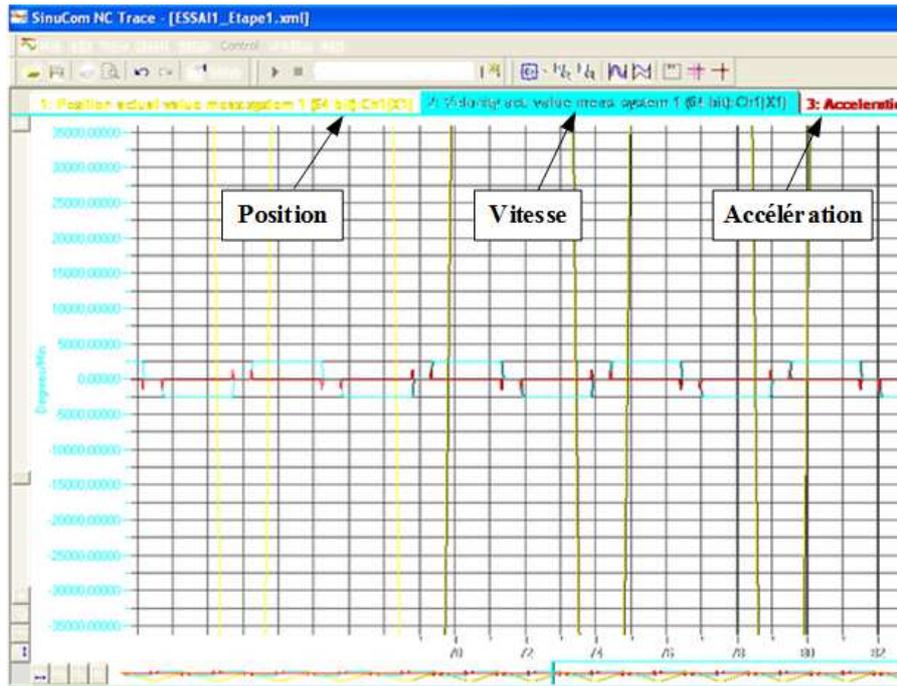


Figure 4. 13. Interface du logiciel SinuCom (Profil de la vitesse d'avance suivant X)

### 2.3.5. Mesure de l'usure

L'usure en dépouille des fraises a été mesurée à l'aide d'un microscope numérique Dino-Lite AM7013MZT équipée d'un support d'orientation précis (Figure 4. 14). Le traitement des images des mesures a été réalisé à l'aide du logiciel DinoCapture 2.0 associé au microscope utilisé.



Figure 4. 14. Caméra de mesure d'usure Dino-lite

### 2.3.6. Mesure de la topographie

L'appareil utilisé pour la mesure de la topographie est le système de topo-microscopie Infinite-Focus Alicona qui est un rugosimètre 3D optique et un système de micro-géométries permettant de mesurer à la fois la forme et l'état de surface sur un seul dispositif. Ce système est basé sur le principe de microscope optique couplé à une caméra (Figure 4. 15). Il permet de construire une image en trois dimensions à partir d'une série d'images partiellement focalisées acquises automatiquement. A partir des différents types de données enregistrées, des mesures de dimensions, de profil d'ondulation, de forme, de rugosité, de topographie, de surface ou de volume peuvent être effectuées.



Figure 4. 15. Machine de mesure InfiniteFocus Alicona.

La mesure de la topographie a été réalisée avec un agrandissement 'x20'. L'Alicona est capable de mesurer avec cette configuration des patches de 4x4mm.

Afin d'analyser l'impact de l'accélération et de la décélération de la fraise sur la topographie, 6 patches ont été mesurés par pièce (Figure 4. 16 (a)). L'analyse a été réalisée en utilisant le logiciel de traitement des données Mountains Map 7 de Digital Surf.

Pour chaque patch, on a mesuré le profil de la surface en allégeant une portion de la surface. Par la suite, on a sélectionné une zone sur laquelle on a fait une extraction 3D de cette surface.

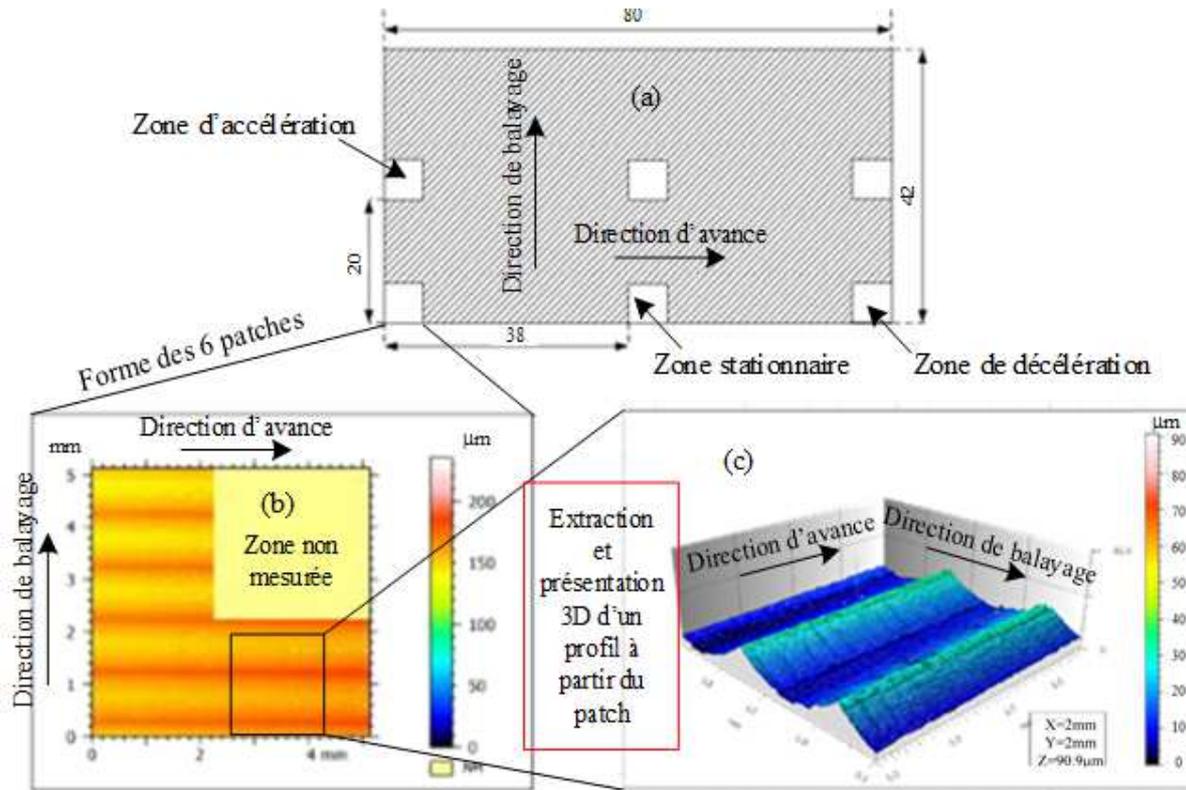


Figure 4. 16. Méthode de mesure de la topographie

L'état des 9 pièces après la réalisation des différents essais est donné par la Figure 4. 17. La topographie de ces surfaces est présentée en 2D sur la Figure 4. 24.

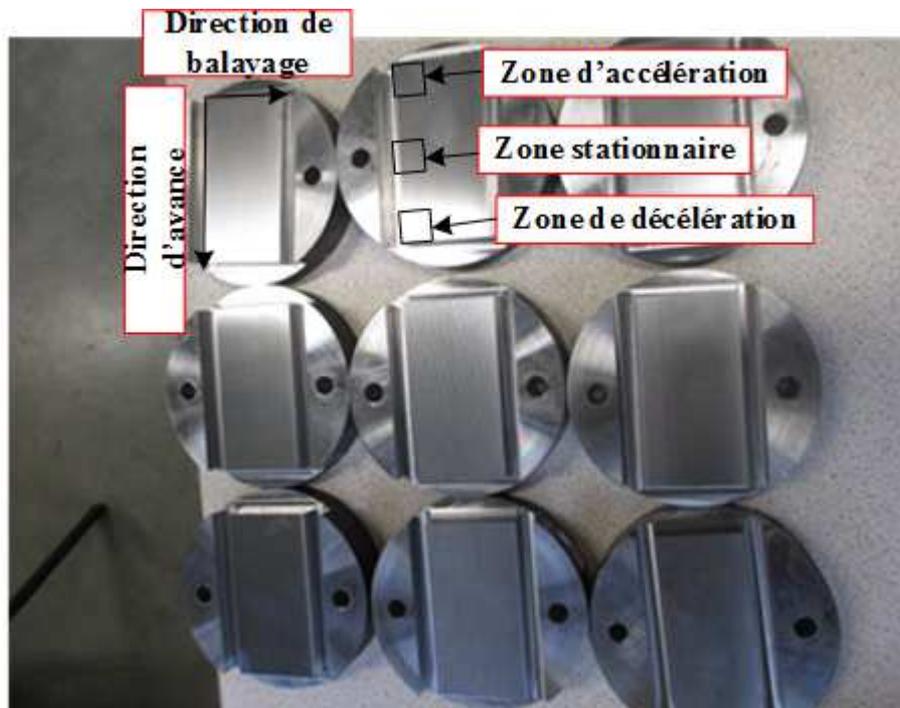


Figure 4. 17. Les 9 pièces usinées

## 2.4. Plans d'essais

### 2.4.1. Essai de la topographie

On a choisi d'utiliser le plan d'expérience de Taguchi de trois paramètres à trois niveaux qui sont la vitesse d'avance programmée  $V_{fp}$ , la vitesse de rotation de la broche  $N$  et la prise de passe radiale  $a_e$  (Tableau 4. 2). On a fixé la prise de passe axiale  $a_p=1$  mm afin de s'éloigner de la valeur du copeau minimal. Les niveaux des paramètres sont :

	Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3
$V_{fp}$ (mm/min)	2500	3000	3900
$N$ (tr/min)	15000	18000	22000
$a_e$ (mm)	0.1	0.5	1

Tableau 4. 2. Niveaux des paramètres du plan L9

Le plan de Taguchi donne une procédure expérimentale optimisée à 9 essais (Tableau 4. 3) :

N° d'essai	$V_{fp}$	$N$	$a_e$
1	2500	15000	0.1
2	2500	18000	0.5
3	2500	22000	1
4	3000	15000	0.5
5	3000	18000	1
6	3000	22000	0.1
7	3900	15000	1
8	3900	18000	0.1
9	3900	22000	0.5

Tableau 4. 3. Plan d'expérience de Taguchi L9

Les valeurs limites de l'avance par dent du rayon effectif de la fraise sont par la suite calculées afin de vérifier les deux conditions suivantes en fonction des combinaisons données des paramètres d'usinage par le plan de Taguchi (Tableau 4. 3) :

- ✓ Le constructeur de la fraise KENDU impose une limite de l'avance par dent de la fraise  $f_{zmax}=0.13$  mm/dent. La prise de passe radiale  $a_e$  doit être toujours inférieure au rayon effectif de la fraise au niveau de  $z=1$ mm.

On a défini une approche de 0.5 mm entre la zone effective de la fraise et la pièce afin d'avoir l'impact du comportement cinématique de la machine lors de l'accélération sur la surface. Dans le même but pour la décélération, on a défini un dégagement de la fraise à l'extrémité de la pièce ( $L=80$  mm) où on aura l'impact de la décélération dans la surface usinée. Les valeurs de l'avance par dent ainsi que les longueurs libres de la fraise mesurée est défini comme suit :

N° essai	1	2	3	4	5	6	7	8	9
$f_z$ (mm/dent)	0.083	0.069	0.056	0.1	0.083	0.068	0.13	0.108	0.088
$R_{eff}$ (mm)	3								
Longueur libre de fraise (mm)	67	68.54	66	67.1	67.66	69.1	68.19	67.32	67.6

Tableau 4. 4. Résultats des 9 essais

Une deuxième partie expérimentale de la topographie consiste à usiner avec deux fraises usées avec les conditions des essais 2 et 3. Pour chaque essai on réalise sur 3 pièces 6 surfaces (2 surfaces par pièce) tout en pilotant l'évolution de l'effort de coupe, la vitesse d'avance et l'usure en fonction du temps. On a mesuré à la fin pour chaque essai la topographie des 3 surfaces afin d'analyser l'effet de l'usure sur la topographie. Les deux fraises à utiliser pour les essais 2 et 3 ont respectivement une usure initiale  $V_{B1}=0.103\text{mm}$  et  $V_{B2}=0.135\text{mm}$ .

### 2.4.2. Essais d'usure

#### 2.4.2.1. Critère d'usure

Un deuxième plan d'expérience composé de quatre expériences est mené afin de caractériser le comportement à l'usure de la fraise en déterminant les modèles nécessaires (Figure 4. 18). Parmi ces essais, deux expériences ont été réalisées (expérience 1 et expérience 2) afin de définir le modèle de critère d'usure des fraises utilisées, et deux autres ont été réalisées (expérience 3 et expérience 4) en utilisant la méthode d'usure accélérée pour définir la loi de Taylor de la durée de vie de l'outil [1]. Les essais ont été menés avec une vitesse d'avance constante où on définit les zones d'accélération et de décélération en dehors de la surface usinées.

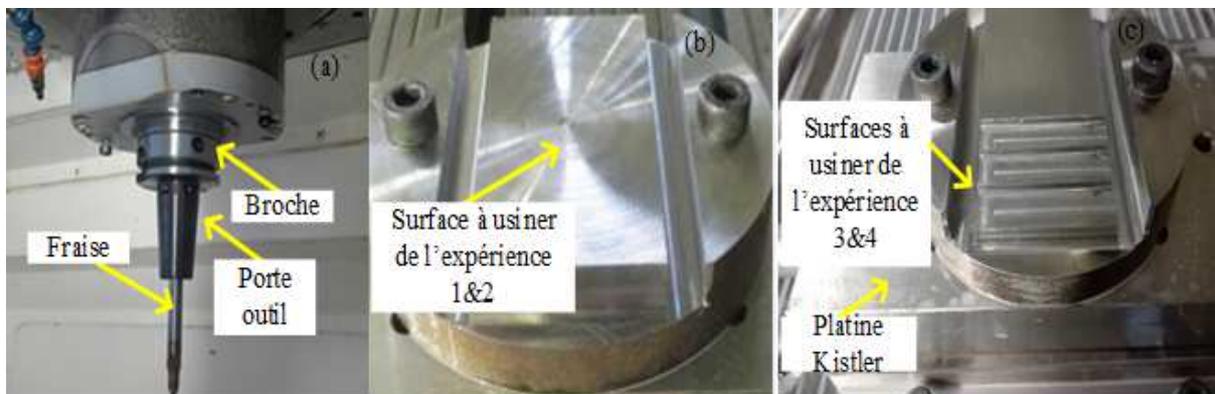


Figure 4. 18. (a) montage de l'outil (b) pièce à usiner

Les premiers expériences ont été réalisées avec deux vitesses de rotation de broche différentes et une avance par dent constante  $f_z = 0,1$  mm / dent. Les prises de passe axiale et radiale ont été fixées à  $a_p = a_e = 1$  mm.

La valeur du critère d'usure est généralement prise comme une constante  $V_B^* = 0,3$  mm. Ce cas est vrai pour l'usinage conventionnel. Dans ce travail, en fraisage à grande vitesse, le critère d'usure ciblé change en fonction des paramètres de coupe et plus particulièrement en fonction de la vitesse de rotation de la broche. Le modèle empirique du critère d'usure a été défini dans cette étude à travers deux expériences. Chacune d'entre elles a été réalisée en utilisant des fraises à bout sphériques monoblocs usinant 16 surfaces avec une longueur totale de 64 mètres et un temps total  $t_1 = 13.328$  min pour l'expérience 1 et  $t_2 = 11.312$  min pour l'expérience 2 (Tableau 4. 5). L'usure est mesurée toutes les 0.833 min pour l'expérience 1 et toutes les 0.707 min pour l'expérience 2.

	<i>Vitesse de rotation</i>	<i>Vitesse d'avance</i>	$\Delta t$
Expérience 1	20165 tr/min	4033 mm/min	0.833 min
Expérience 2	23750 tr/min	4750 mm/min	0.707 min

Tableau 4. 5. Paramètres de coupe des essais d'usure 1 et 2,  $f_z = 0.1$  mm/dent,  $a_p = a_e = 1$  mm.

#### 2.4.2.2. Essai d'usure accélérée

La deuxième partie a été réalisée pour prédire un modèle empirique d'usure en se basant sur le modèle de Taylor afin d'identifier la durée de vie de l'outil en utilisant la méthode d'usure accélérée. Ces expériences ont été effectuées avec deux fraises à bout sphérique monoblocs sous ces paramètres : l'avance par dent  $f_z = 0.1$  mm/dent,  $a_p = a_e = 1$  mm. Le principe de ce type d'essai est que dans les deux expériences, les paramètres d'usinage augmentent dans la même pièce en passant d'un palier à un autre en multipliant par la raison  $r = 1.15$ . Le temps total de fraisage est  $t_3 = 7.2$  min pour l'expérience 3 et  $t_4 = 5.816$  min pour l'expérience 4 en cumulant le temps nécessaire  $\Delta t$  pour chacun des 4 paliers pour les deux expériences. Par conséquent, les pièces sont préparées et divisées en quatre paliers (Figure 4. 18 (c)) tout en maintenant une avance par dent, une prise de passe radiale et axiale et un temps de coupe constant pour chaque palier (Tableau 4. 6). La modélisation de la durée de vie de l'outil à travers les essais d'usure accélérée ne nécessite que deux valeurs de  $V_B$  après l'usinage des 4 paliers de la pièce avec les configurations définies dans le tableau 4.6.

	Expérience 3		Expérience 4
	$\Delta t_3 = 1.8 \text{ min}$		$\Delta t_4 = 1.454 \text{ min}$
	$N \text{ (tr/min)}$		$N \text{ (tr/min)}$
Test 1	12738	Test 1	15764
Test 2	14649	Test 2	18129
Test 3	16847	Test 3	20848
Test 4	19374	Test 4	23975

Tableau 4. 6. Paramètres de coupe des essais 3 et 4,  $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$ ,  $a_p = a_e = 1 \text{ mm}$ .

### 3. Résultats

#### 3.1. Résultats expérimentaux

##### 3.1.1. Faux rond

Les paramètres de faux rond sont mesurés expérimentalement comme on décrit précédemment. Le décalage  $e_r$  est mesuré par un comparateur de précision et son angle de positionnement  $\psi_e$  mesurés par rapport à la tangente à l'arête de coupe

$N^\circ \text{ essai}$	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Angle de positionnement du faux rond ( $^\circ$ )	123.28	60	34.89	10	41	23.07	53.48	23.07	106.26
Faux rond ( $\mu\text{m}$ )	5.22	6.15	7.24	5.97	5.38	5.07	6.52	5.46	5.55

Tableau 4. 7. Mesures du faux rond

##### 3.1.2. Paramètres modaux

La première fréquence propre du système est directement identifiée à travers la (FRF) à partir du logiciel Pulse LabShop (Figure 4. 19) de traitement des données après une série de test avec  $f_0 = 1556 \text{ Hz}$  et un taux d'amortissement  $\xi = 1.3\%$ . Ces résultats ont été corrélés par un calcul d'éléments finis sur CATIA V5 afin de déterminer la raideur de la fraise  $K$  (Equation 4.2). Cette dernière représente le rapport de l'effort imposé fixé à 100N par le déplacement maximal qui se situe au bout de la fraise. La longueur libre de la fraise est  $l = 66 \text{ mm}$ . Cette raideur est donnée par :

$$K = \frac{100}{0.0383} = 2617801 \text{ N / m} \quad (4. 1)$$

La masse modale  $m$  est calculée en fonction de la fréquence et la raideur de la fraise par :

$$m = \frac{K}{4\pi^2 f_0^2} = 0.027387 \text{ N s}^2 / m \quad (4.2)$$

Le coefficient d'amortissement  $C$  est calculé par la suite en fonction de la masse modale, de la raideur de la fraise et du taux d'amortissement déterminés expérimentalement par :

$$\xi = \frac{C}{2\sqrt{Km}} \Leftrightarrow C = 2\xi\sqrt{Km} = 6.961 \text{ N s} / m \quad (4.3)$$

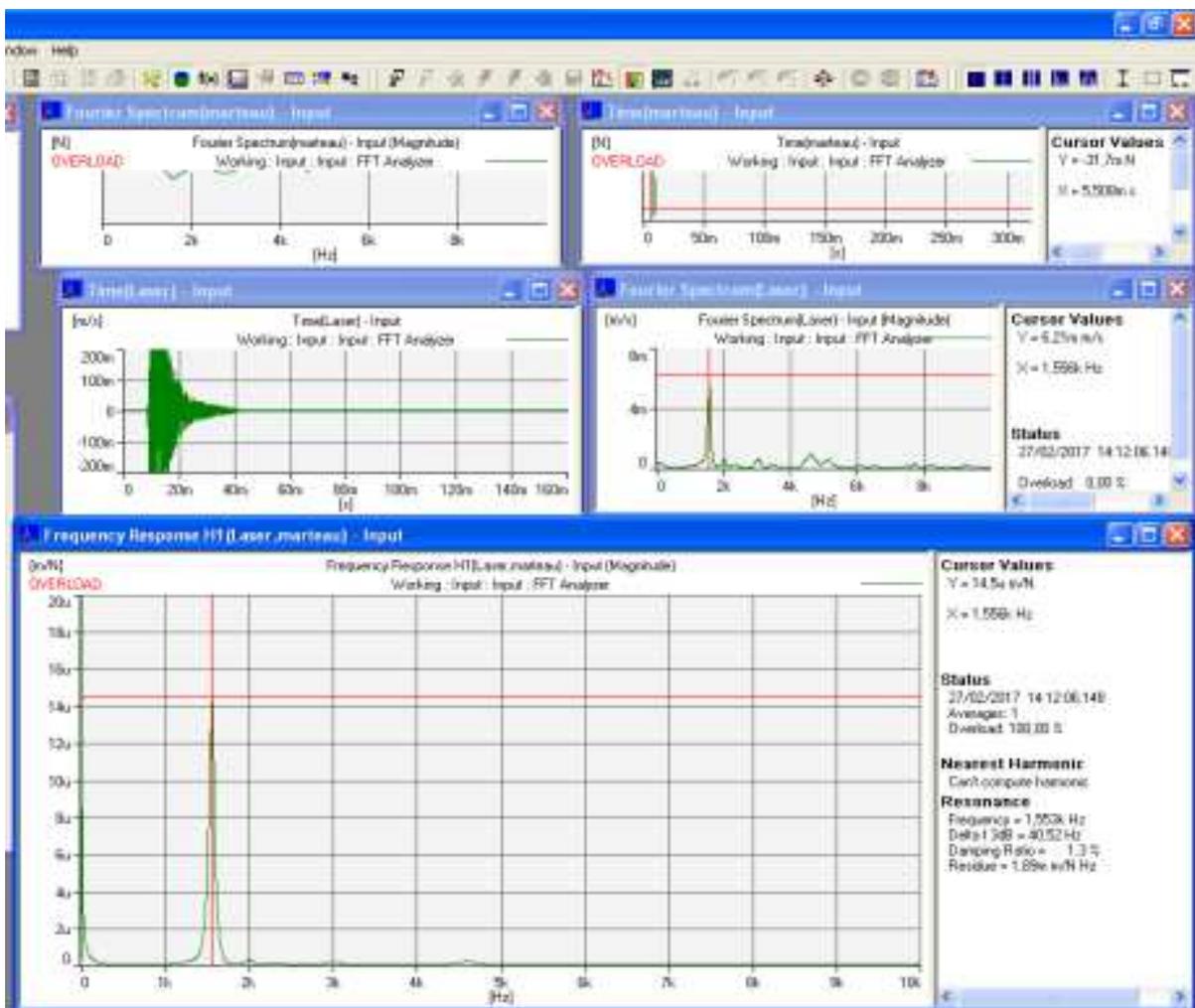


Figure 4. 19. Analyse des données et identification des paramètres

### 3.1.3. Usure

Les résultats expérimentaux de l'usure ont permis de déterminer deux modèles empiriques caractérisant le comportement de la fraise. Le premier modèle présente le critère d'usure

variable dans notre étude en fonction de la vitesse de rotation de la broche. Le deuxième modèle présente la durée de vie de la fraise en fonction de la variation de la vitesse de rotation de la broche.

### 3.1.3.1. Critère d'usure

L'évolution de l'usure en dépouille de l'outil a été pilotée pour l'expérience 1 et 2 dans cette partie. L'usure moyenne a été mesurée loin des extrémités d'engagement de l'outil (*Figure 4. 20*). Cette usure sera considérée comme constante le long de la zone immergée de l'outil dans la pièce. Les outils utilisés présentaient une usure initiale :  $V_{B1} = 0.073$  mm pour l'outil utilisé pour la première expérience et  $V_{B2} = 0.093$  mm pour la deuxième expérience.

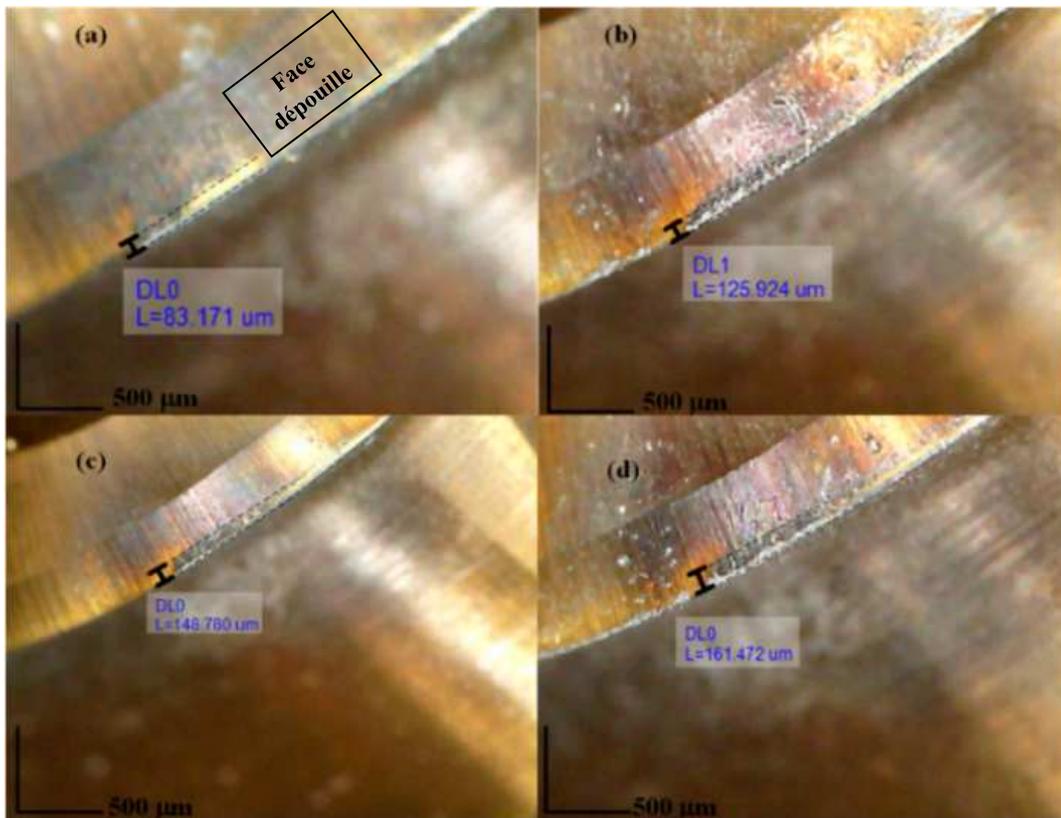


Figure 4. 20. Usure en dépouille de l'essai 1 (a)  $t=0.833$  min (b)  $t=2.5$  min (c)  $t=3.33$  min (d)  $t=5$  min ( $f_z=0.1$  mm/dent,  $a_p=a_e=1$  mm,  $N=20165$  tr/min)

Dans ces essais de définition du critère d'usure, 12 valeurs d'usure ont été mesurées pendant 13.328 min pour la première expérience et 11.312 min pour la deuxième expérience. Le modèle de critère d'usure de l'outil est défini en fonction de la variation de la vitesse de broche.

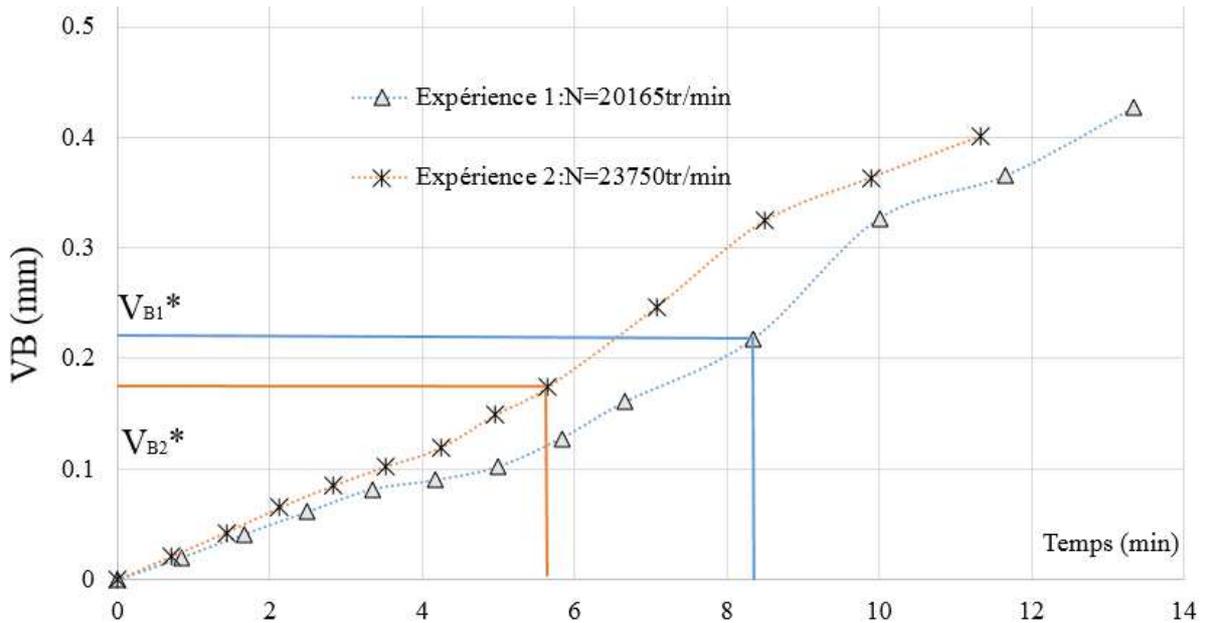


Figure 4. 21. Evolution de l'usure en dépouille en fonction du temps ( $f_z=0.1\text{mm/dent}$ ,  $a_p=a_e=1\text{mm}$ ,  $R_n=5\text{mm}$ )

Lors du fraisage à grande vitesse, on introduit la vitesse de broche dans le programme à commande numérique, où la vitesse de coupe varie en fonction du rayon effectif. Ce rayon varie en fonction de l'usure lors de l'usinage. Les valeurs du critère d'usure observées pour la première et la deuxième expérience sont respectivement  $V_{B1}^* = 0.29\text{ mm}$  et  $V_{B2}^* = 0.267\text{ mm}$ , en tenant compte de l'usure initiale en dépouille de chaque outil. (Figure 4. 21).

La valeur du critère d'usure d'une fraise à bout sphérique monobloc revêtu par TiSiN est définie en fonction de la vitesse de rotation de la broche comme suit :

$$V_B^* = a N^g \quad (4.4)$$

$a$  et  $g$  sont deux constantes définies à travers les critères d'usure fixés et la vitesse de rotation de la broche.

Par la suite, l'évolution du critère d'usure en fonction de la vitesse de la broche est définie par :

$$V_B^* = 40.866 N^{-0.499} \quad (4.5)$$

La valeur du critère d'usure diminue en augmentant la vitesse de rotation de la broche. En usinage à grande vitesse, le critère d'usure de l'outil ne peut pas avoir une valeur constante. Il dépend de la vitesse de rotation de la broche.

3.1.3.2. Essais d'usure accélérée

L'usure cumulée des outils de l'expérience 3 est  $V_{B3} = 0.103$  mm et de l'expérience 4 est  $V_{B4} = 0.135$  mm. L'usure des outils des essais d'usure accélérée 3 et 4 a été mesurée une seule fois à la fin de l'usinage des quatre paliers de chaque pièce. En utilisant le même raisonnement que le modèle de critère d'usure d'outil, on a modélisé la durée de vie de la fraise à bout sphérique revêtu de TiSiN en fonction de la vitesse de rotation de la broche.

Le modèle de la durée de vie de l'outil à travers la méthode de Taylor est défini à partir des données expérimentales des essais d'usure accélérée. Ce modèle empirique, qui tient compte la variation du critère d'usure en fonction de la vitesse de rotation de la broche, est défini comme suit :

$$T = cN^d \quad (4.6)$$

Sachant que l'usure en dépouille évolue linéairement en fonction du temps dans la zone d'usure normale, elle est présentée par :

$$V_B = Kt \quad (4.7)$$

Pour cela, le critère d'usure est défini par :

$$V_B^* = KT \Leftrightarrow K = \frac{V_B^*}{cN^d} \quad (4.8)$$

$$V_B = \frac{V_B^*}{cN^d} t \quad \text{avec} \quad V_B^* = aN^g \quad (4.9)$$

La valeur du critère d'usure de l'outil est considérée comme étant variable en fonction de la vitesse de rotation de la broche pour les expériences 3 et 4. Les équations d'usure des outils pour les quatre paliers des deux expériences sont définies comme suit :

$$\begin{aligned} V_{B31} &= \frac{a(N_{31})^{g-d}}{c} \Delta t_3 & ; & & V_{B32} &= \frac{a(r N_{31})^{g-d}}{c} \Delta t_3 \\ V_{B33} &= \frac{a(r^2 N_{31})^{g-d}}{c} \Delta t_3 & ; & & V_{B34} &= \frac{a(r^3 N_{31})^{g-d}}{c} \Delta t_3 \end{aligned} \quad (4.10)$$

$$\begin{aligned} V_{B3} &= V_{B31} + V_{B32} + V_{B33} + V_{B34} & (4.11) \\ &= \frac{a\Delta t_3 N_{31}^{g-d}}{c} (1 + r^{g-d} + r^{2(g-d)} + r^{3(g-d)}) \end{aligned}$$

En utilisant la même méthode que celle de l'expérience 3 pour l'expérience 4 :

$$V_{B4} = V_{B41} + V_{B42} + V_{B43} + V_{B44} \quad (4. 12)$$

$$= \frac{a\Delta t_4 N_{41}^{g-d}}{c} (1 + r^{g-d} + r^{2(g-d)} + r^{3(g-d)})$$

$$\Rightarrow \frac{V_{B3}}{V_{B4}} = \frac{\Delta t_3 N_{31}^{g-d}}{\Delta t_4 N_{41}^{g-d}} = \frac{\Delta t_3}{\Delta t_4} \left(\frac{N_{31}}{N_{41}}\right)^{g-d} \quad (4. 13)$$

La première constante d est donnée par :

$$d = g - \frac{\ln\left(\frac{\Delta t_4 V_{B3}}{\Delta t_3 V_{B4}}\right)}{\ln\left(\frac{N_{31}}{N_{41}}\right)} = -2.77 \quad (4. 14)$$

La constante c est donnée donc par la relation suivante :

$$c = \frac{a\Delta t_4 N_{41}^{g-d}}{V_{B4}} (1 + r^{g-d} + r^{2(g-d)} + r^{3(g-d)}) = 1.032 \cdot 10^{13} \quad (4. 15)$$

Par la suite, la durée de vie de la fraise en fonction de la vitesse de rotation de la broche est donnée par :

$$T = 1.032 \cdot 10^{13} N^{-2.77} \quad (4. 16)$$

L'usure en dépouille est exprimée empiriquement par :

$$V_B = 39.6 N^{2.271} t \quad (4. 17)$$

Ce modèle sera utilisé pour valider et identifier les constantes du modèle physique défini dans le deuxième chapitre.

L'usure en dépouille définie par le critère d'usure et la durée de vie de de la fraise est présenté dans la (Figure 4. 22) selon les modèles définis précédemment. Ce modèle empirique a été validé par les résultats expérimentaux de la première et la deuxième expérience (Figure 4. 22). Il a été observé un bon accord entre les résultats mesurés des expériences 1 et 2 et les résultats empiriques du modèle taylorien utilisant les essais d'usure accélérée 3 et 4.

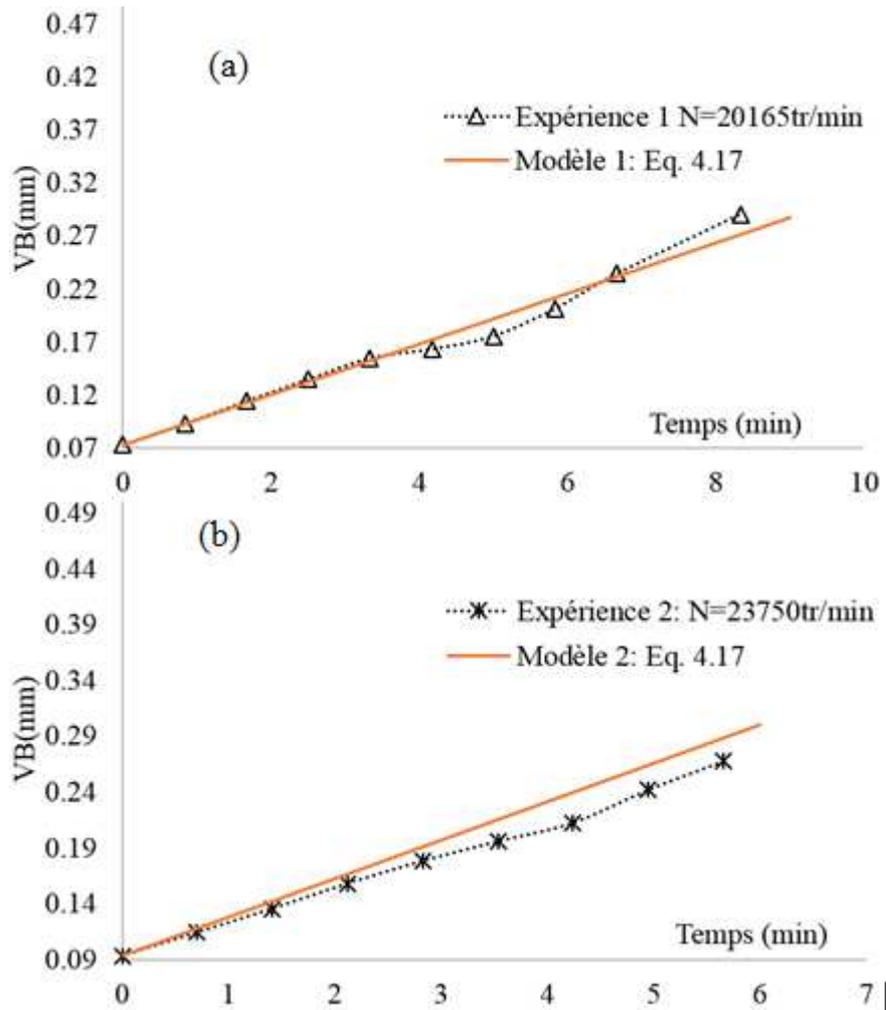


Figure 4. 22. Evolution expérimentale et empirique de l'usure en dépouille en fonction du temps (a) Essai 1:  $V_B^*=0.29 \text{ mm}$ ,  $N=20165 \text{ tr/min}$  (b) Essai 2:  $V_B^*=0.267 \text{ mm}$ ,  $N=23750 \text{ tr/min}$  ( $f_z=0.1 \text{ mm/dent}$ ,  $a_p=a_e=1 \text{ mm}$ ,  $R_n=5 \text{ mm}$ )

La Figure 4. 23 montre l'évolution de l'usure en dépouille en fonction du temps en utilisant les conditions des essais d'usure accélérés. L'évolution de l'usure en dépouille pour chaque vitesse de rotation de la broche est délimitée par le critère d'usure sur l'axe d'usure en dépouille et par la durée de vie de la fraise sur l'axe de temps (Tableau 4. 8).

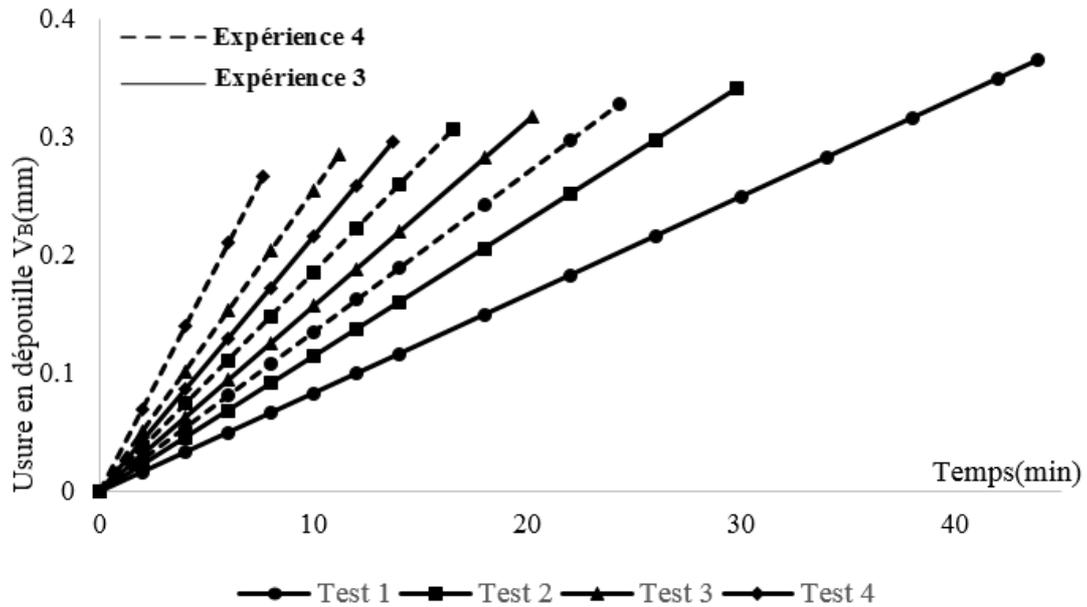


Figure 4. 23. Evolution empirique de l'usure en dépouille dans les conditions de d'usure accélérée ( $f_z=0.1$  mm/dent,  $a_p=a_e=1$  mm,  $R_n=5$  mm)

	Expérience 3		Expérience 4	
	T (min)	$V_B^*$ (mm)	T (min)	$V_B^*$ (mm)
Test 1	43.9	0.36	24.32	0.32
Test 2	29.8	0.34	16.52	0.3
Test 3	20.24	0.318	11.216	0.28
Test 4	13.74	0.29	7.615	0.26

Tableau 4. 8. Résultat de calcul de la durée de vie  $T$  et du critère d'usure  $V_B^*$

### 3.1.4. Topographie

La Figure 4. 24 présente la topographie des neuf surfaces mesurée dans la zone stationnaire en utilisant le topo-microscopie InfiniteFocus Alicona et analysé par la suite par le logiciel Mountains Map. Une première lecture des résultats montre l'évolution de la topographie en fonction des paramètres de coupe. L'influence de la variation de la prise de passe radiale est le facteur principal remarquable sur les neuf surfaces. La meilleure topographie est remarquée pour les surfaces réalisées avec la prise de passe radiale la plus faible  $a_e=0.1$ mm (Essai 1, 6 et 8), suivi des celles réalisées avec  $a_e=0.5$ mm et finalement la topographie la plus médiocre est pour  $a_e=1$ mm.

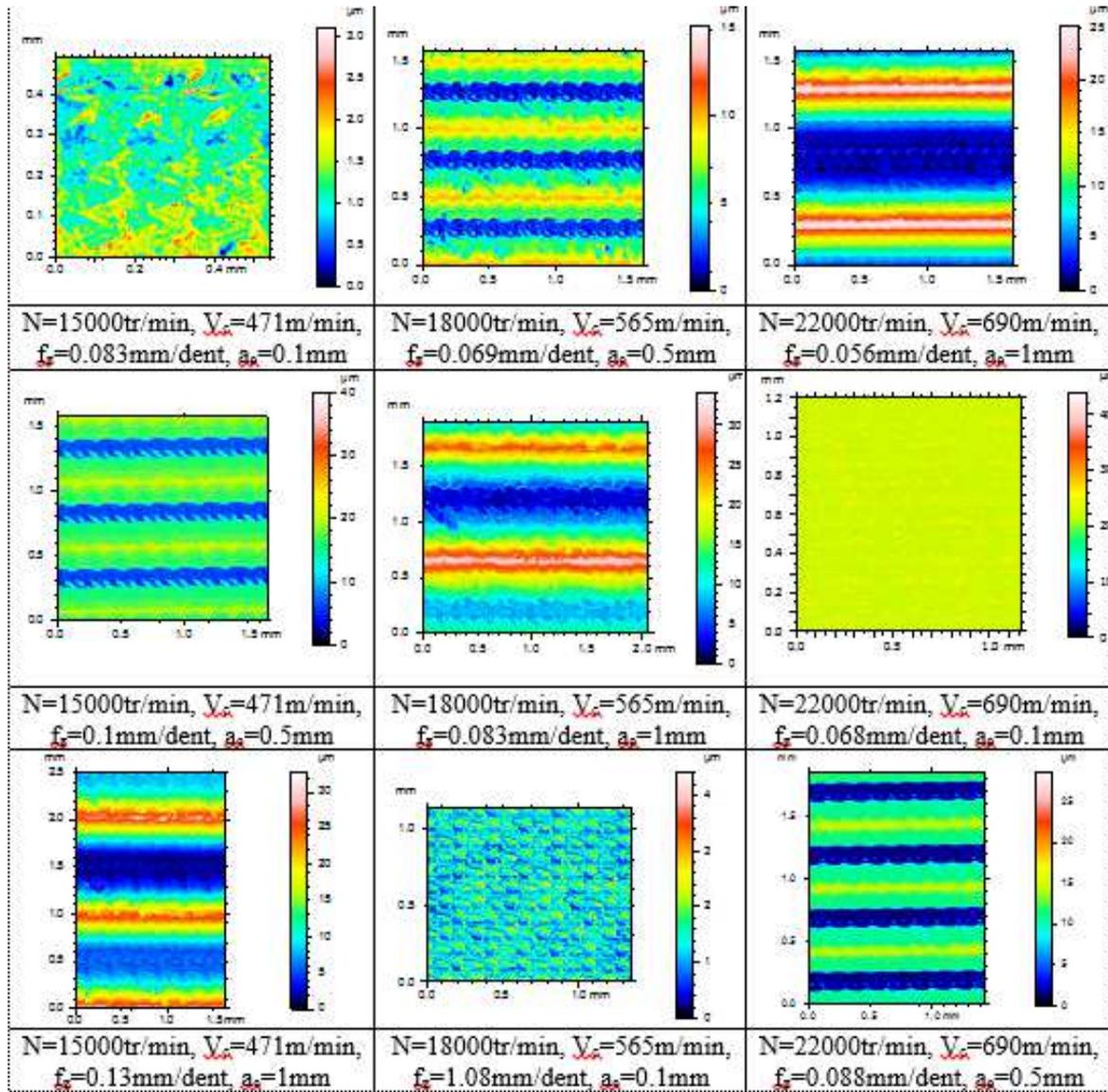


Figure 4. 24. Topographie des 9 surfaces usinées dans la zone de vitesse stationnaire

### 3.1.4.1. Effet des erreurs d'usinage et de la cinématique de la machine

Dans cette partie on a choisi d'analyser trois parmi les neuf tests effectués (Essai 2, 4 et 9). Cette analyse se base sur la topographie des surfaces mesurées et présentées sous forme de surfaces 2D. Les paramètres à analyser sont Sa: rugosité moyenne arithmétique 3D et Sq: rugosité moyenne quadratique. Les profils de rugosité 2D sont extraits de la surface sélectionnée. Les valeurs de la rugosité maximale Rz, et Ra, la rugosité moyenne sont déterminées. Cette analyse a été réalisée à l'aide du logiciel Mountains Map Software de Digital Surf.

L'analyse des valeurs de topographie des surfaces des différents tests montre un meilleur comportement dans la zone stationnaire et que la qualité de la surface est médiocre

dans les zones d'accélération et de décélération. L'impact du profil de la vitesse d'avance sur la topographie est expliqué comme suit :

La topographie de surface dépend principalement de l'avance par dent de la fraise où la rugosité moyenne 3D ( $S_a$ ) augmente lorsque la vitesse d'avance augmente. Les pics de la direction de balayage dépendent de la prise de passe radiale. Ainsi, dans les zones de décélération, l'avance par dent diminue pour une vitesse de broche constante, elle induit une hauteur des pics plus faible, contrairement à la zone stationnaire où la hauteur des pics de la direction d'avance est plus importante. Lorsqu'on considère le comportement cinématique de la machine, on a observé que les zones d'accélération et de décélération sont caractérisées par une topographie médiocre contrairement au comportement théorique. La vitesse d'avance plus grande dans la zone stationnaire génère des efforts de coupe plus importants et par conséquent une plus grande flexion et plus de vibrations. La rugosité dans cette zone stationnaire est meilleure car l'effet de la dynamique causé par la variation de la vitesse n'existe pas.

Cependant, les mesures expérimentales montrent que les erreurs d'usinage comme la flexion et les vibrations sont plus importantes dans la zone stationnaire à cause des forces de coupe plus élevées. En ajoutant aussi le faux-rond, ces erreurs d'usinage augmentent le décalage du centre de rotation de la fraise. Le rayon de rotation équivalent de la dent autour de l'axe de la broche est donc plus important et la hauteur des pics dans la direction de l'avance et de balayage diminuent. Par conséquent, la topographie de la surface usinée est améliorée. Trois parmi les neuf essais expérimentaux réalisés (Essai 2,4 et 9) sont présentés respectivement sur la *Figure 4. 26*, *Figure 4. 27* et *Figure 4. 28* afin de montrer l'influence de la variation de la vitesse d'avance sur la topographie des surfaces. On a choisi de comparer des tests avec la même profondeur de coupe axiale et radiale.

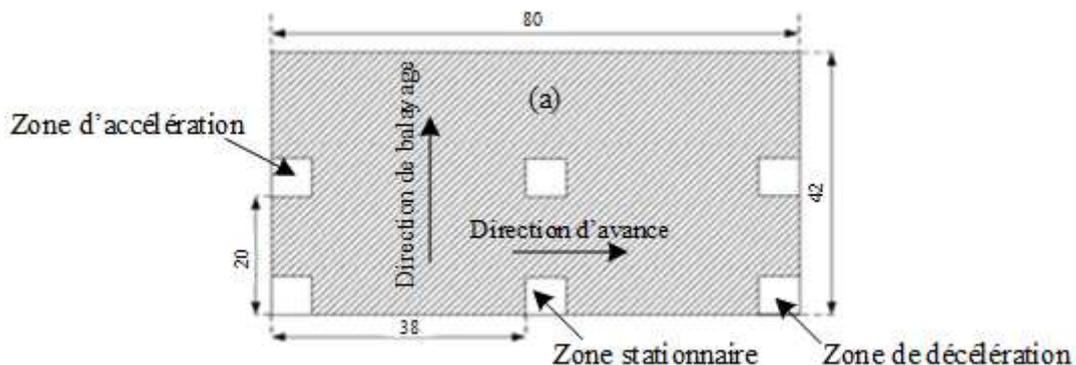
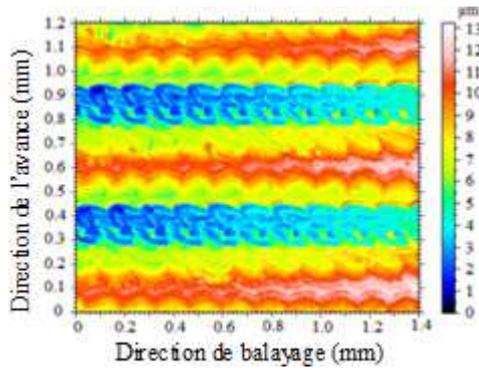
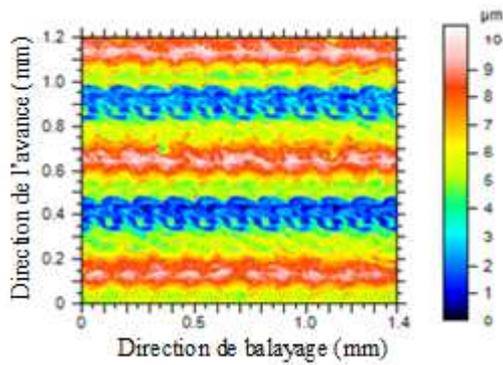


Figure 4. 25. Description de la zone de mesure



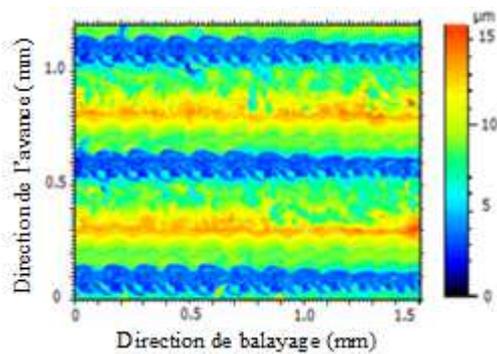
Rugosité surfacique 3D ( $\mu\text{m}$ )		
S <sub>q</sub>	2.66	
S <sub>a</sub>	2.25	
Rugosité 2D ( $\mu\text{m}$ )		
	Feed Dir.	Cross-Feed Dir.
R <sub>z</sub>	3.82	3.28
R <sub>a</sub>	1.09	0.89

Zone d'accélération



Rugosité surfacique 3D ( $\mu\text{m}$ )		
S <sub>q</sub>	2.55	
S <sub>a</sub>	2.09	
Rugosité 2D ( $\mu\text{m}$ )		
	Feed Dir.	Cross-Feed Dir.
R <sub>z</sub>	3.62	3.21
R <sub>a</sub>	0.99	0.694

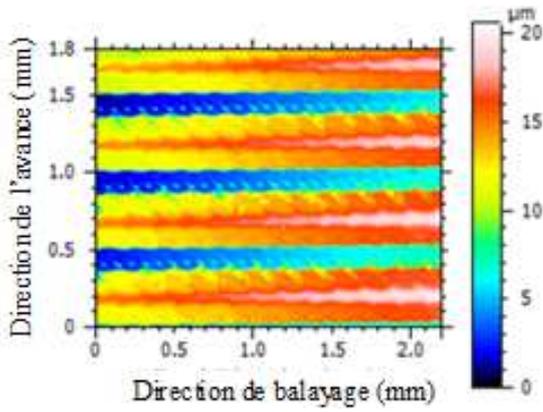
Zone stationnaire



Rugosité surfacique 3D ( $\mu\text{m}$ )		
S <sub>q</sub>	2.58	
S <sub>a</sub>	2.39	
Rugosité 2D ( $\mu\text{m}$ )		
	Feed Dir.	Cross-Feed Dir.
R <sub>z</sub>	3.89	3.37
R <sub>a</sub>	1.07	0.71

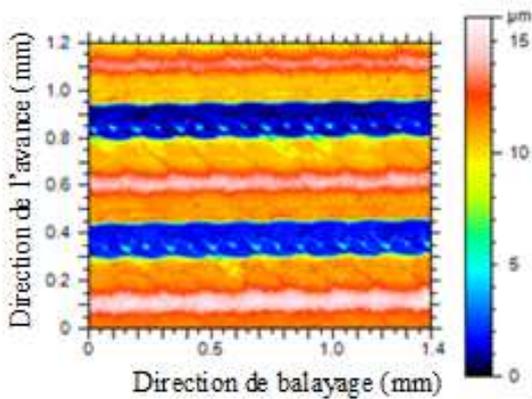
Zone de décélération

Figure 4. 26. Topographie mesurée essai 2 dans la zone stationnaire, accélération et décélération, ( $N=18000 \text{ tr/min}$ ,  $f_z=0.069 \text{ mm/den}$ ,  $a_p=1 \text{ mm}$ ,  $a_e=0.5 \text{ mm}$ ,  $e=6.15 \mu\text{m}$  and  $\rho=60^\circ$ )



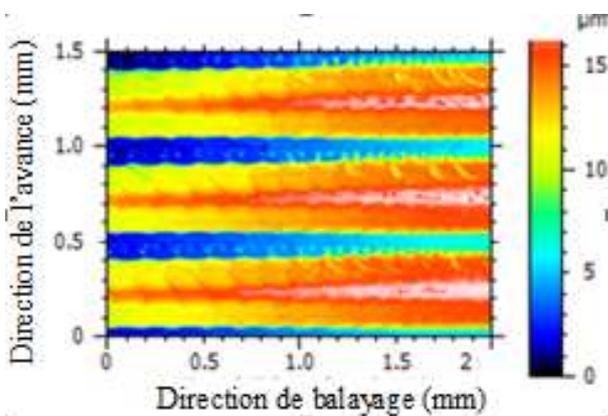
Rugosité surfacique 3D ( $\mu\text{m}$ )		
$S_q$	4.55	
$S_a$	4.08	
Rugosité 2D ( $\mu\text{m}$ )		
	Feed Dir.	Cross-Feed Dir.
$R_z$	4.73	11.6
$R_a$	0.95	3.30

Zone d'accélération



Rugosité surfacique 3D ( $\mu\text{m}$ )		
$S_q$	3.95	
$S_a$	3.81	
Rugosité 2D ( $\mu\text{m}$ )		
	Feed Dir.	Cross-Feed Dir.
$R_z$	1.32	11.9
$R_a$	0.165	3.07

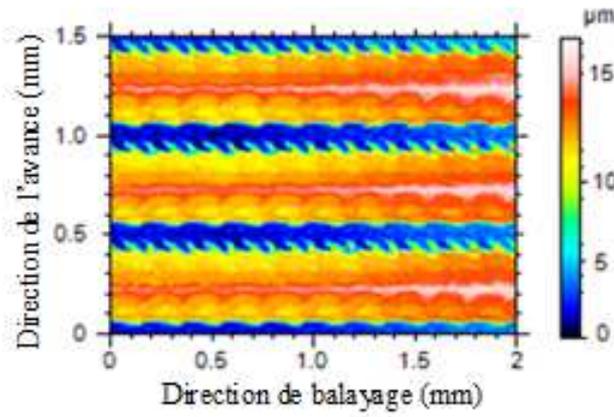
Zone stationnaire



Rugosité surfacique 3D ( $\mu\text{m}$ )		
$S_q$	4.17	
$S_a$	3.97	
Rugosité 2D ( $\mu\text{m}$ )		
	Feed Dir.	Cross-Feed Dir.
$R_z$	3.3	11.3
$R_a$	0.508	3.61

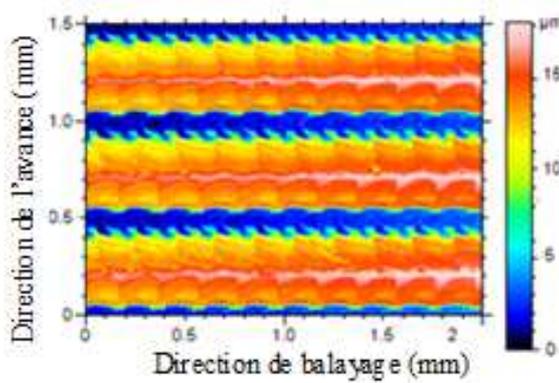
Zone de décélération

Figure 4. 27. Topographie mesurée essai 9 dans la zone stationnaire, accélération et décélération, ( $N=22000$  tour/min,  $f_z=0.088\text{mm/dent}$ ,  $a_p=1\text{mm}$ ,  $a_e=0.5\text{mm}$ ,  $e=5.55\mu\text{m}$  and  $\rho=106.26^\circ$ )



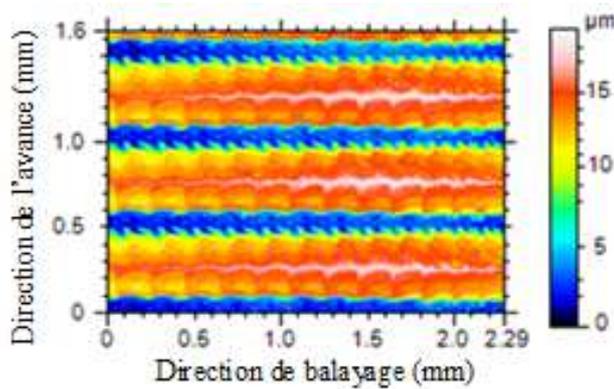
Rugosité surfacique 3D ( $\mu\text{m}$ )		
$S_q$	5.19	
$S_a$	4.49	
Rugosité 2D ( $\mu\text{m}$ )		
	Feed Dir.	Cross-Feed Dir.
$R_z$	9.11	13.4
$R_a$	2.41	4.7

Zone d'accélération



Rugosité surfacique 3D ( $\mu\text{m}$ )		
$S_q$	4.74	
$S_a$	4.01	
Rugosité 2D ( $\mu\text{m}$ )		
	Feed Dir.	Cross-Feed Dir.
$R_z$	7.15	13.4
$R_a$	1.61	4.41

Zone stationnaire



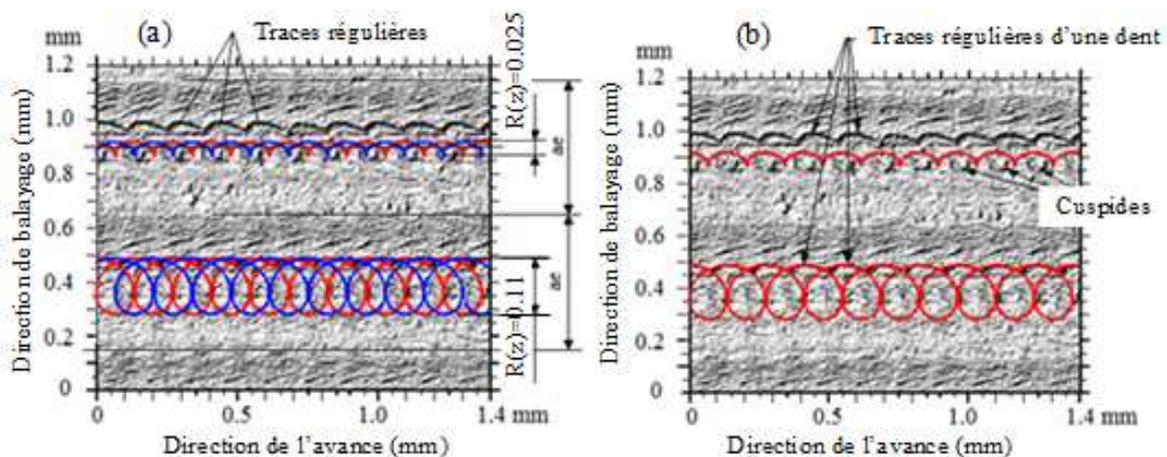
Rugosité surfacique 3D ( $\mu\text{m}$ )		
$S_q$	4.82	
$S_a$	4.16	
Rugosité 2D ( $\mu\text{m}$ )		
	Feed Dir.	Cross-Feed Dir.
$R_z$	9.21	13.6
$R_a$	2.31	4.7

Zone de décélération

Figure 4. 28. Topographie mesurée essai 4 dans la zone stationnaire, accélération et décélération,  $N=15000$  tour/min,  $f_z=0.1\text{mm/dent}$ ,  $a_p=1\text{mm}$ ,  $a_e=0.5\text{mm}$ ,  $e=5.97\mu\text{m}$  and  $\rho=10^\circ$ .

Dans les figures Figure 4. 29, Figure 4. 30 et Figure 4. 31 on a présenté les trajectoires de la dent au niveau d'un point arbitraire avec un rayon effectif de rotation  $R(z,t=0)$  proche de la pointe de l'outil, où on a superposé cette trajectoire aux topographies des surfaces mesurées. Cette superposition peut donner certaines interprétations de l'effet des paramètres de coupe et des défauts d'usinage sur les surfaces fraisées. L'avance par dent a un effet considérable sur la

topographie de la surface. En fait, les traces des dents sont irrégulières pour une valeur d'avance par dent faible et sont régulières dans le cas d'une avance par dent élevée. La topographie de la surface présentée sur la *Figure 4. 29*, montre les traces d'une seule dent qui génère la surface finale. Cela est dû principalement à la faible valeur de l'avance par dent  $f_z = 0.069$  mm/dent, au faux rond  $e_r = 6.15$   $\mu\text{m}$  et à la flexion et les vibrations de la fraise. L'effet du faux rond peut être distingué clairement où la première dent enlève de la matière plus que la deuxième dent. D'où la surface finale est générée par une seule dent comme le montre la *Figure 4. 29*. Lorsque l'avance par dent est plus grande *Figure 4. 30*,  $f_z = 0.088$  mm/dent,  $e_r = 5.55$   $\mu\text{m}$ , les traces de la deuxième dent apparaissent légèrement sur le profil final. Pour une avance par dent plus grande  $f_z = 0.1$  mm/dent et avec la présence d'un faux rond égal à  $e_r = 5.97$   $\mu\text{m}$ , les traces des deux dents apparaissent sur le profil final de la surface et d'une façon régulières (*Figure 4. 31*). La stratégie adoptée lors de l'usinage des pièces est l'allée simple en usinant en opposition où l'arête de coupe commence à usiner à partir d'une épaisseur nulle jusqu'à la valeur maximale. Ceci conduit à une flexion permanente de l'outil dès le premier contact avec la pièce. Cette flexion provoque la surcharge des dents sans couper la matière au début de chaque engagement en laissant des cuspidés (traces irrégulières) (*Figure 4. 29-Figure 4. 31 (b)*). Ces figures montrent aussi l'évolution de ces traces en fonction de l'avance par dent. Dans la *Figure 4. 29 (b)* pour la valeur minimale de l'avance par dent, on remarque uniquement l'existence des cuspidés laissés par une seule dent où les défauts dominent le trajet de la dent. Sur la *Figure 4. 31 (b)* qui présente le cas de la valeur d'avance par dent maximale, le trajet de l'arête de coupe a un meilleur comportement lorsque les deux dents coupent la matière. Les cuspidés laissés par ces deux dents existent d'une façon régulière.



*Figure 4. 29. Topographie mesurée dans la zone stationnaire de l'essai 2 (a) trajectoire de deux dents (b) trajectoire d'une dent, ( $N=18000$  tour/min,  $f_z=0.069$ mm/dent,  $a_e=0.5$ mm,  $a_p=1$ mm,  $e_r=6.15$  $\mu\text{m}$  et  $\psi_e=60^\circ$ .  $S_a=2.09$  $\mu\text{m}$ )*

L'effet de l'extrémité de la fraise à bout sphérique monobloc sur la topographie de surface est important. Les zones proches de la pointe de l'outil ont un diamètre effectif très faible et la vitesse de coupe peut tendre vers zéro. Pour les zones ayant un petit rayon effectif, tel que  $R(z)=0.025$  mm (Figure 4. 29, Figure 4. 30 et Figure 4. 31), la dent tourne et ne termine pas une révolution. Le métal est refoulé dans cette zone et non pas coupé formant les cuspidés. La zone de la matière non coupée est plus grande dans le cas d'une faible avance par dent (Figure 4. 29) et moins grande pour une forte avance par dent (Figure 4. 31). Le métal est écrasé et on remarque l'écrasement de la matière car le copeau mini requis pour former des copeaux n'est pas atteint dans la zone proche de l'extrémité de l'outil, c'est-à-dire lorsque le diamètre effectif de l'outil atteint une valeur minimale ou critique.

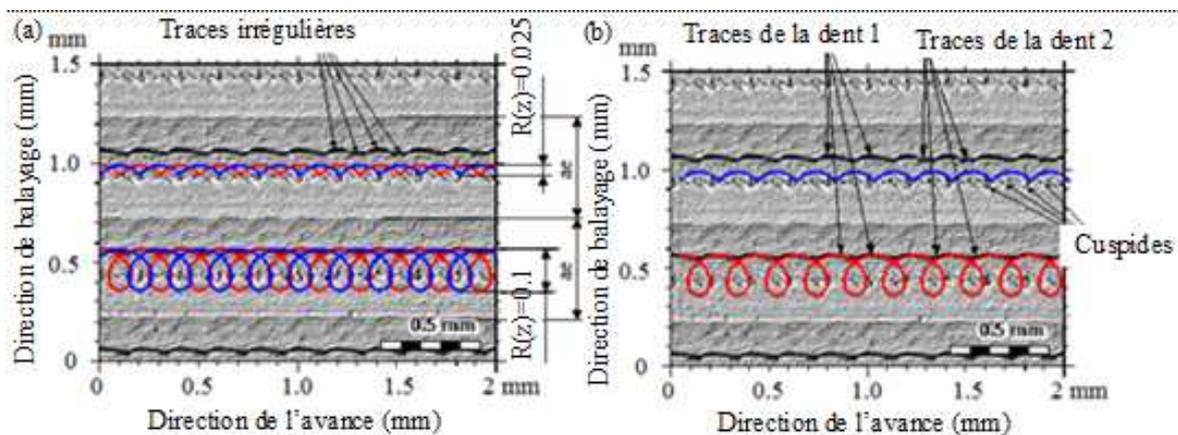


Figure 4. 30. Topographie mesurée dans la zone stationnaire de l'essai 9, (a) trajectoire de deux dents (b) trajectoire d'une dent, ( $N=22000$  tour/min,  $f_z=0.088$ mm/dent,  $a_e=0.5$ mm,  $a_p=1$ mm,  $e_r=5.55\mu\text{m}$  et  $\psi_e=106.26^\circ$ ,  $Sa=3.81$ )

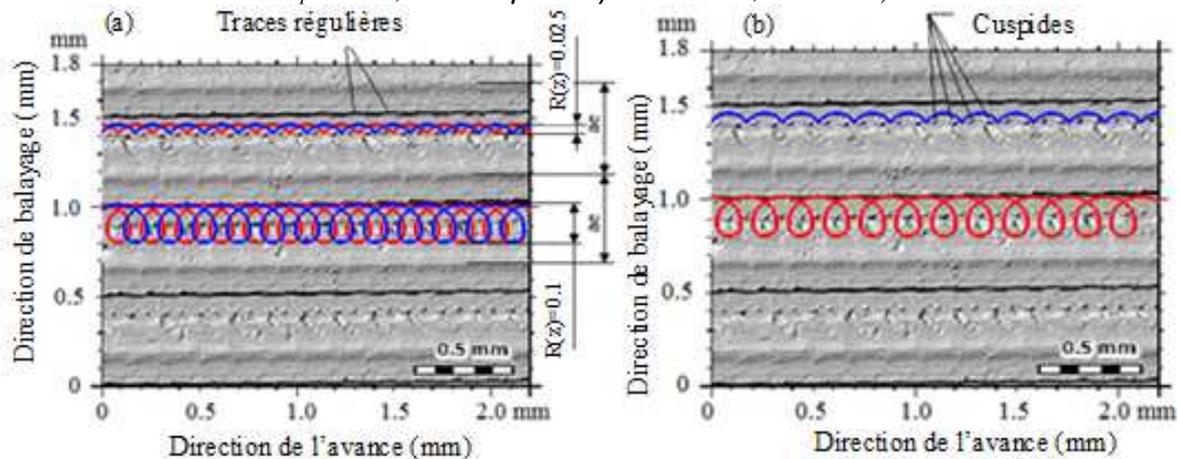


Figure 4. 31. Topographie mesurée dans la zone stationnaire de l'essai 4, (a) trajectoire de deux dents (b) trajectoire d'une dent, ( $N=15000$  tour/min,  $f_z=0.1$ mm/dent,  $a_e=0.5$ mm,  $a_p=1$ mm,  $e_r=5.97\mu\text{m}$  et  $\psi_e=0^\circ$ ,  $Sa=4.01\mu\text{m}$ )

3.1.4.2. Effet de l'usure

L'objectif de ce paragraphe est d'analyser l'effet de l'usure des fraises sur la topographie en se basant sur une comparaison par rapport aux résultats de la topographie des essais 2 et 3 de la section précédente.

La Figure 4. 32 et Figure 4. 33 présente la variation de la topographie en fonction de l'usure de la fraise pour l'essai 2 et l'essai 3. Les deux topographies mesurées pour chaque essai sont celles de la première et de la troisième pièce usinées (pour chaque pièce on a usiné deux surfaces). Les résultats montrent une dégradation des paramètres 3D de la rugosité en fonction de l'augmentation de l'usure (Tableau 4. 9, Tableau 4. 10). On a remarqué pour l'essai 2 que pour une augmentation de l'usure en dépouille de l'usure initiale de 0.103mm à l'usure finale après l'usinage de 6 surfaces de 0.223mm, la rugosité surfacique moyenne a augmenté de  $S_a=2.77\mu\text{m}$  jusqu'à  $S_a=4.11\mu\text{m}$ . On a remarqué la même interprétation pour l'essai 3 où la topographie est plus médiocre en augmentant l'usure en dépouille de l'outil.

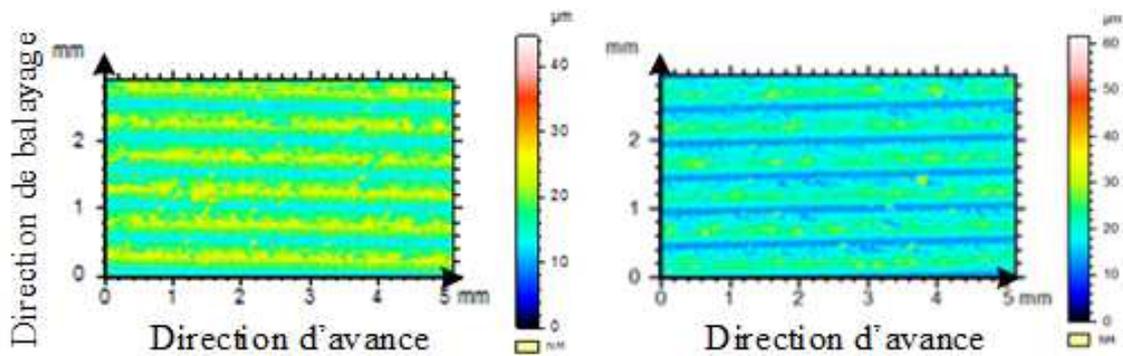


Figure 4. 32. Topographie des surfaces essai 2 (a) pièce 1 (b) pièce 3

	Pièce 1	Pièce 2	Pièce 3	Unité
<b>Sq</b>	<b>3.43</b>	<b>3.83</b>	<b>5.04</b>	<b><math>\mu\text{m}</math></b>
Ssk	-0.00781	0.408	0.193	
Sku	2.64	3.63	2.69	
Sp	26.4	40.8	44.5	$\mu\text{m}$
Sv	18.3	16.4	20.4	$\mu\text{m}$
<b>Sz</b>	<b>44.7</b>	<b>57.2</b>	<b>64.9</b>	<b><math>\mu\text{m}</math></b>
<b>Sa</b>	<b>2.77</b>	<b>3.09</b>	<b>4.11</b>	<b><math>\mu\text{m}</math></b>
<b>VB</b>	<b>0.139</b>	<b>0.176</b>	<b>0.223</b>	<b>mm</b>

Tableau 4. 9. Résultat de la topographie de l'essai 2

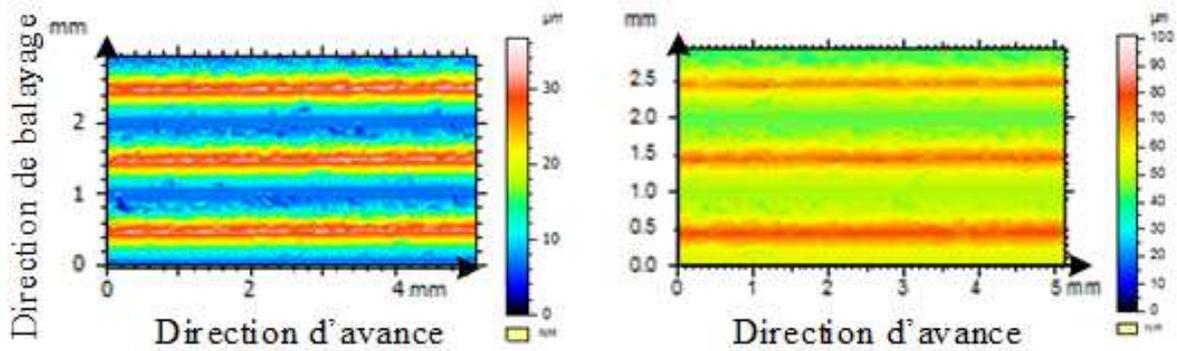


Figure 4. 33. Topographie des surfaces essai 3 (a) pièce 1 (b) pièce 3

	Pièce 1	Pièce 2	Pièce 3	Unité
<b>Sq</b>	<b>7.97</b>	<b>8.47</b>	<b>9.41</b>	<b>µm</b>
Ssk	0.518	0.603	0.537	
Sku	1.90	2.08	2.30	
Sp	21.0	35.7	44.8	µm
Sv	15.7	43.7	56.1	µm
<b>Sz</b>	<b>36.7</b>	<b>79.4</b>	<b>101</b>	<b>µm</b>
<b>Sa</b>	<b>6.99</b>	<b>7.37</b>	<b>7.93</b>	<b>µm</b>
<b>VB</b>	<b>0.177</b>	<b>0.206</b>	<b>0.226</b>	<b>mm</b>

Tableau 4. 10. Résultat de topographie de l'essai 3

Ces évolutions peuvent être expliquées par le fait que lors de l'usure en dépouille de la fraise, le rayon nominal de la fraise diminue. Ceci crée la diminution des empreintes de l'outil dans la pièce en augmentant la quantité de matière aux bords de l'outil.

### 3.2. Validation des modèles

#### 3.2.1. Effort de coupe

La Figure 4. 34 montre l'évolution des trois composantes des efforts de coupe en fonction du temps en se basant sur une modélisation thermomécanique décrite dans le chapitre précédent. Les valeurs simulées sont proches des valeurs mesurées en tenant compte des erreurs d'usinage (Faux rond, flexion et vibrations) surtout au niveau des valeurs maximales. La largeur des périodes sont proche aussi grâce à la nouvelle méthode de calcul de la zone d'engagement CWE.

Les différences entre les valeurs mesurées et simulées peuvent être expliquées par l'existence d'une composante d'effort due à l'écrasement de la matière au bout de la fraise où la vitesse

de coupe est nulle. Les résultats de modélisation montrent que l'effort présente une différence entre la première et la deuxième dent qui est due principalement au faux rond. Avec la considération de la flexion et des vibrations, l'effort simulé s'est rapproché des valeurs mesurées.

Cette variation est due évidemment à la variation de l'épaisseur de coupe en fonction des différentes erreurs d'usinage.

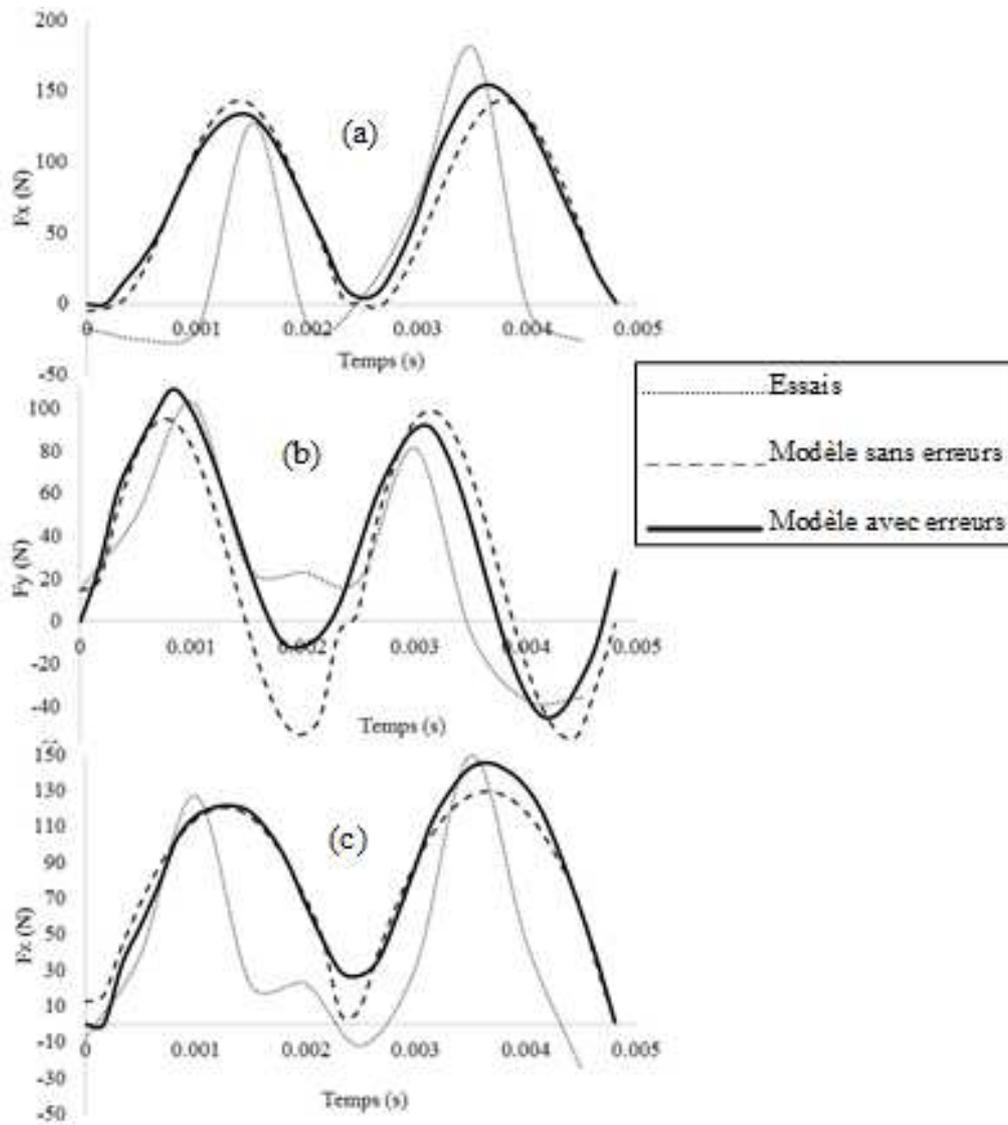


Figure 4. 34. Efforts de coupe mesurés et simulés (a)  $F_x$ , (b)  $F_y$ , (c)  $F_z$  ( $V_f=2550$  mm/min,  $V_c=400$  m/min,  $f_z=0.1$  mm/dent,  $a_e=a_p=1$  mm,  $e_r=7$   $\mu$ m,  $\psi_e=10^\circ$ ) ; outil neuf.

### 3.2.2. Vitesse d'avance

La stratégie adoptée durant les 9 essais est l'allée simple (One Way). On a remarqué durant les mesures, le même comportement de la variation de la vitesse d'avance pour les différents essais.

Ceci est dû principalement aux conditions de finition adoptées pour les essais ainsi qu'à la trajectoire linéaire simple de la fraise.

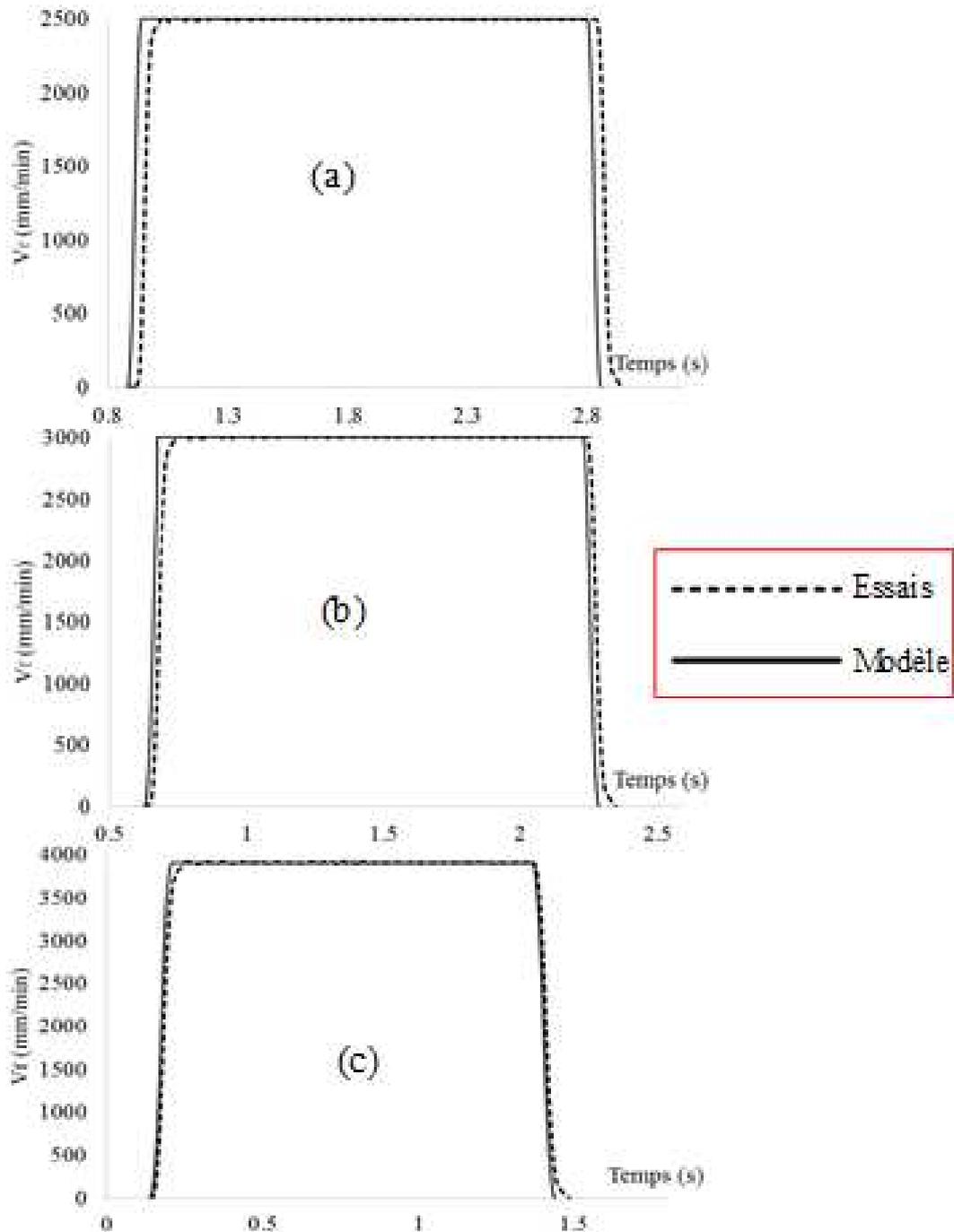


Figure 4. 35. Vitesse d'avance programmée et mesurée (a) 2500mm/min (Essai 1,2 et3) (b) 3000mm/min (Essai 4,5 et 6) (c) 3900mm/min (Essai 7,8 et 9)

L'approche de l'outil est définie à 0.5mm sur le diamètre effectif par rapport la pièce qui nécessite un temps d'approche  $t_{app1}=0.012s$  pour une vitesse d'avance  $V_{f1}=2500mm/min$ ,  $t_{app2}=0.01s$  pour une vitesse d'avance  $V_{f2}=3000mm/min$  et  $t_{app3}=0.0077s$  pour une vitesse

d'avance  $V_{f3}=3900\text{mm/min}$ . Ces temps d'approche sont négligeables par rapport au temps total nécessaire pour l'accélération ou la décélération pour atteindre la vitesse programmée.

Les résultats des essais 1, 2 et 3 de la table des essais (Tableau 4. 2), définis précédemment, montrent que la vitesse d'avance programmée dans la zone d'accélération ( $2500\text{mm/min}$ ) est atteinte après  $0.104\text{s}$  et l'annulation de la vitesse dans la zone de décélération s'effectue en  $0.108\text{s}$  (Figure 4. 35(a)). Pour les essais 4,5 et 6, la vitesse d'avance programmée dans la zone d'accélération ( $3000\text{mm/min}$ ) est atteinte après  $0.124\text{s}$  et l'annulation de cette vitesse dans la zone de décélération s'effectue dans  $0.14\text{s}$  (Figure 4. 35(b)). Finalement pour les essais 7,8 et 9 la vitesse d'avance programmée dans la zone d'accélération ( $3900\text{mm/min}$ ) est atteinte après  $0.172\text{s}$  et le temps de décélération est  $0.16\text{s}$  (Figure 4. 35(c)).

### **3.2.3. Topographie**

La modélisation de la topographie 3D a conduit à analyser l'effet des paramètres d'usinage en fraisage à bout sphérique. Les *Figure 4. 36*, *Figure 4. 37* et *Figure 4. 38* montrent une comparaison entre les profils 3D mesurés et modélisés des surfaces. Les positions des pics selon la direction de la vitesse d'avance sont liées à l'avance par dent par contre de la direction perpendiculaire à l'avance sont liées à la valeur la prise de passe radiale.

La *Figure 4. 36* qui correspond aux essais 1, 6 et 8 montre les résultats expérimentaux et de modélisation de la topographie pour une prise de passe radiale  $a_e=0.1\text{ mm}$ . On a remarqué que la meilleure topographie est pour l'essai 1 ( $f_z=0.083\text{mm/dent}$ ,  $N=15000\text{tr/min}$ ) avec une rugosité surfacique  $S_{a1}=0.259\mu\text{m}$ . Pour l'essai 8 et avec une avance par dent et une vitesse de rotation plus grandes ( $f_z=0.108\text{mm/dent}$ ,  $N=18000\text{tr/min}$ ) on a eu une rugosité plus grande de l'ordre de  $S_{a8}=0.352\mu\text{m}$ . Pour l'essai 6 et malgré qu'il est usiné avec l'avance par dent la plus faible  $f_z=0.063\text{mm/dent}$  mais à cause de la grande vitesse de rotation de la broche  $N=22000\text{tr/min}$ , on a trouvé la rugosité surfacique la plus grande  $S_{a6}=0.518\mu\text{m}$ . Ceci s'explique par l'augmentation des défauts liés à l'inertie de la machine sous la très haute vitesse de rotation surtout pour une prise de passe très faible où ces vibrations domine le phénomène de coupe.

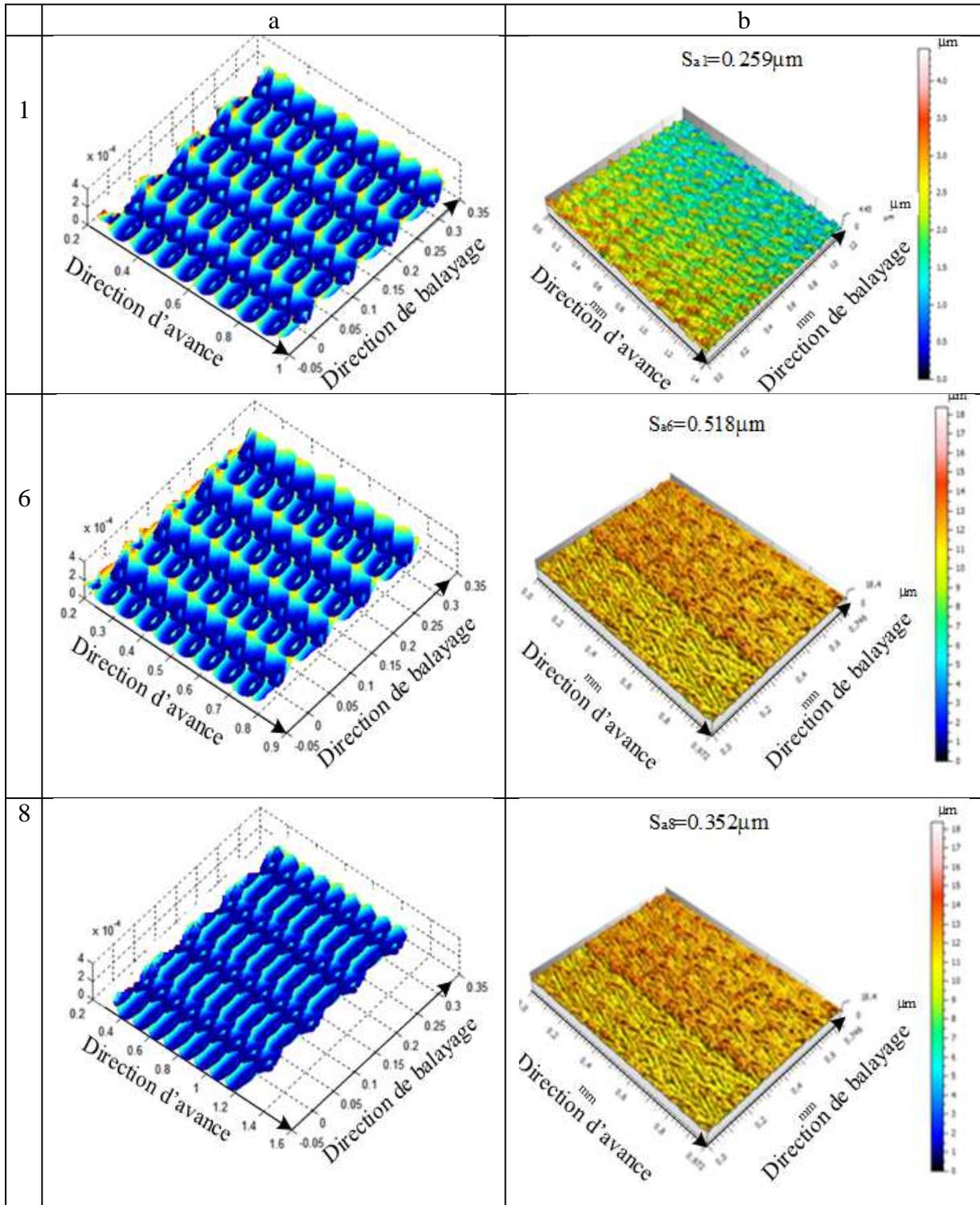


Figure 4. 36. Topographie 3D (a) modélisée (b) mesurée des essais 1, 6 et 8 ( $R_0=5\text{mm}$ ,  $a_p=1\text{mm}$ )

La Figure 4. 37 qui correspond aux essais 2, 4 et 9 montre les résultats expérimentaux et de modélisation de la topographie pour une prise de passe radiale  $a_e=0.5\text{ mm}$ . On remarque que la meilleure topographie est pour l'essai 2 ( $f_z=0.069\text{mm/dent}$ ,  $N=18000\text{tr/min}$ ) avec une rugosité surfacique  $Sa_2=2.09\text{ }\mu\text{m}$ . Pour l'essai 4 et avec une avance par dent plus grande

( $f_z=0.1\text{mm/dent}$ ) et une vitesse de rotation  $N=15000\text{tr/min}$ , on a eu une rugosité plus grande de l'ordre de  $S_{a4}=4.01\mu\text{m}$ . Pour l'essai 9 qui donne un résultat proche de l'essai 4 (pour  $f_z=0.088\text{mm/dent}$  et  $N=22000\text{tr/min}$ ), on a trouvé la rugosité surfacique  $S_{a9}=3.81\mu\text{m}$ .

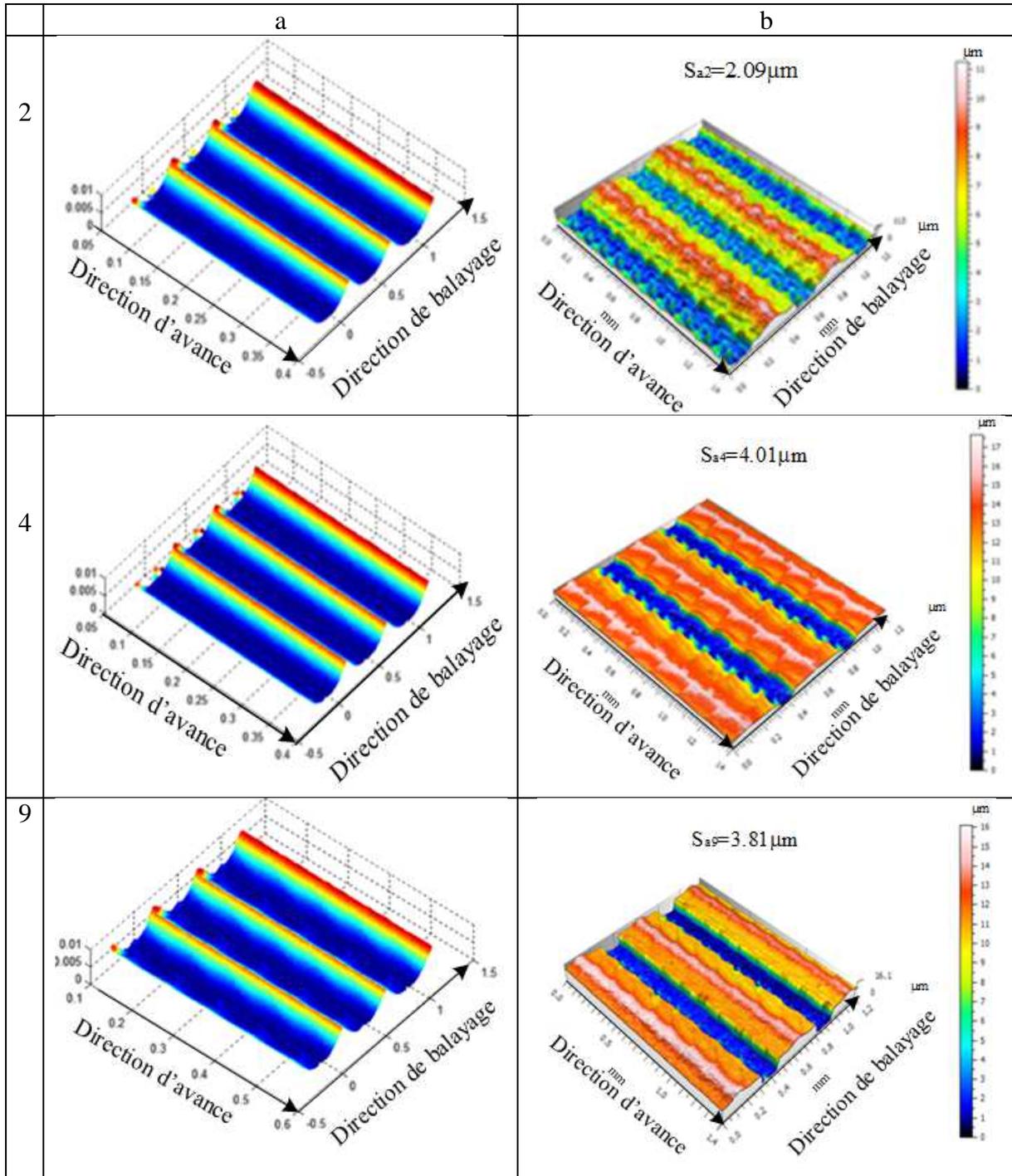


Figure 4. 37. Topographie 3D (a) modélisée (b) mesurée des essais 2, 4 et 9 ( $R_0=5\text{mm}$ ,  $a_p=1\text{mm}$ )

La Figure 4. 38 qui correspond aux conditions des essais 3, 5 et 7 montre les résultats expérimentaux et de modélisation de la topographie pour une prise de passe radiale  $a_e=1\text{ mm}$ .

On remarque que la variation des paramètres de coupe n'affecte pas d'une façon remarquable la topographie des surfaces où les résultats de la rugosité surfacique sont très proches avec  $S_{a3}=5.88\mu\text{m}$ ,  $S_{a5}=5.51\mu\text{m}$  et  $S_{a7}=5.68\mu\text{m}$ .

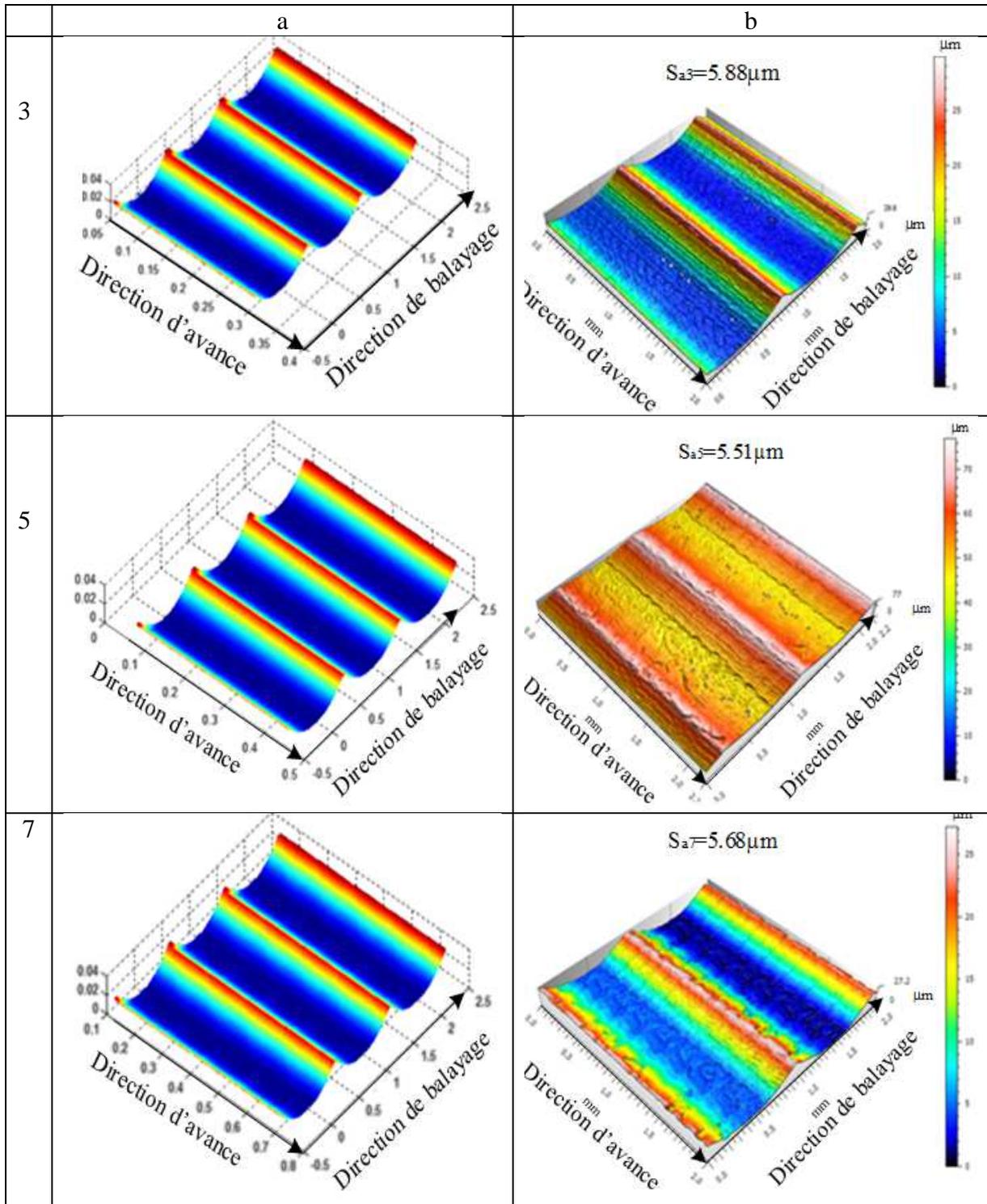
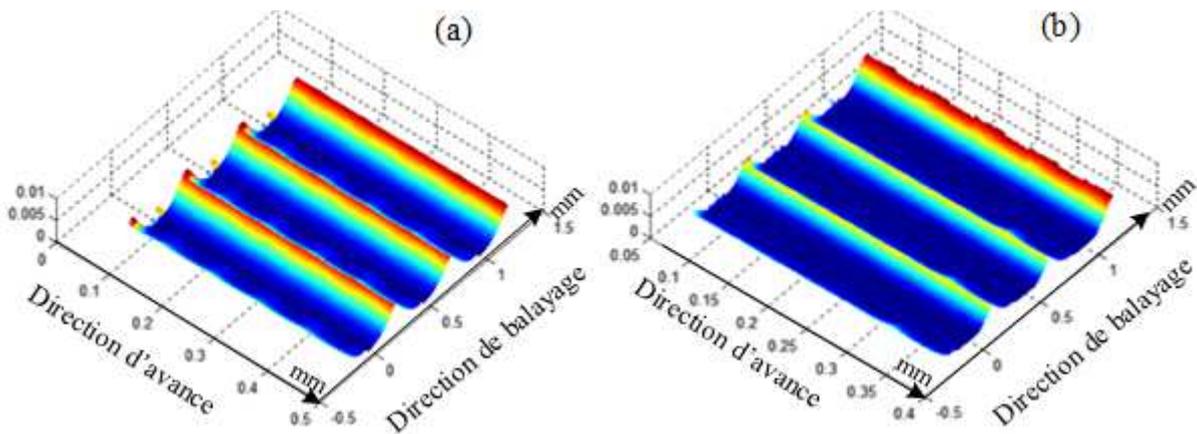
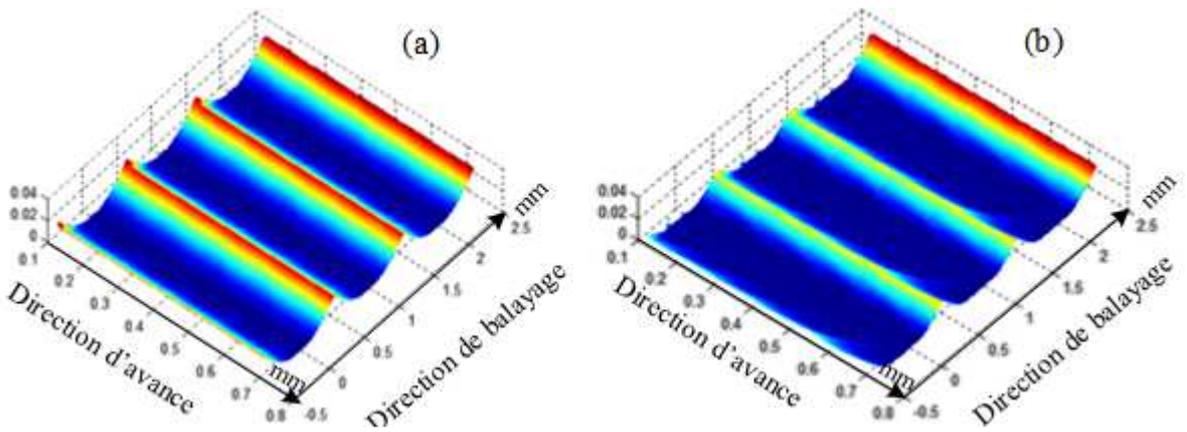


Figure 4. 38. Topographie 3D (a) modélisée (b) mesurée des essais 3, 5 et 7 ( $R_0=5\text{mm}$ ,  $a_p=1\text{mm}$ )

On a choisi d'analyser pour l'essai 7 et l'essai 9 l'effet des erreurs d'usinage sur la topographie des surfaces. La *Figure 4. 39* (a) montre la topographie sans erreurs, par la suite dans la *Figure 4. 39* (b) on a intégré le faux rond, la flexion et les vibrations. On remarque clairement en comparant les figures que l'outil laisse une trace plus grande dans la pièce ce qui diminue les pics suivant la direction de l'avance et de balayage en donnant un meilleur aspect de la surface théorique. Ceci est dû au fait que le rayon équivalent augmente : Cette condition n'étant pas toujours vraie expérimentalement à cause de l'existence de quelques phénomènes aléatoires dus à l'écroutissage de la matière au niveau de l'extrémité de l'outil ( $V_{c\text{-effectif}}=0$ ).



*Figure 4. 39. Topographie modélisée : effet des erreurs pour l'essai 9 (a) sans erreurs (b) avec erreurs*



*Figure 4. 40. Topographie modélisée : effet des erreurs pour l'essai 7 (a) sans erreurs (b) avec erreurs*

### 3.3. Résultats analytiques

#### 3.3.1. Erreurs (faux rond, flexion et vibrations)

La modélisation des efforts de coupe dans cette étude se base sur l'approche thermomécanique décrite dans le deuxième chapitre. Ce modèle considère les différents erreurs lors de l'usinage d'une surface telle que la flexion, les vibrations et le faux rond.

La Figure 4. 41 montre l'évolution des erreurs d'usinage modélisées en fonction du temps (Figure 4. 41 (a,b)) ainsi que la variation du rayon effectif équivalent en fonction de ces erreurs (Figure 4. 41 (c)).

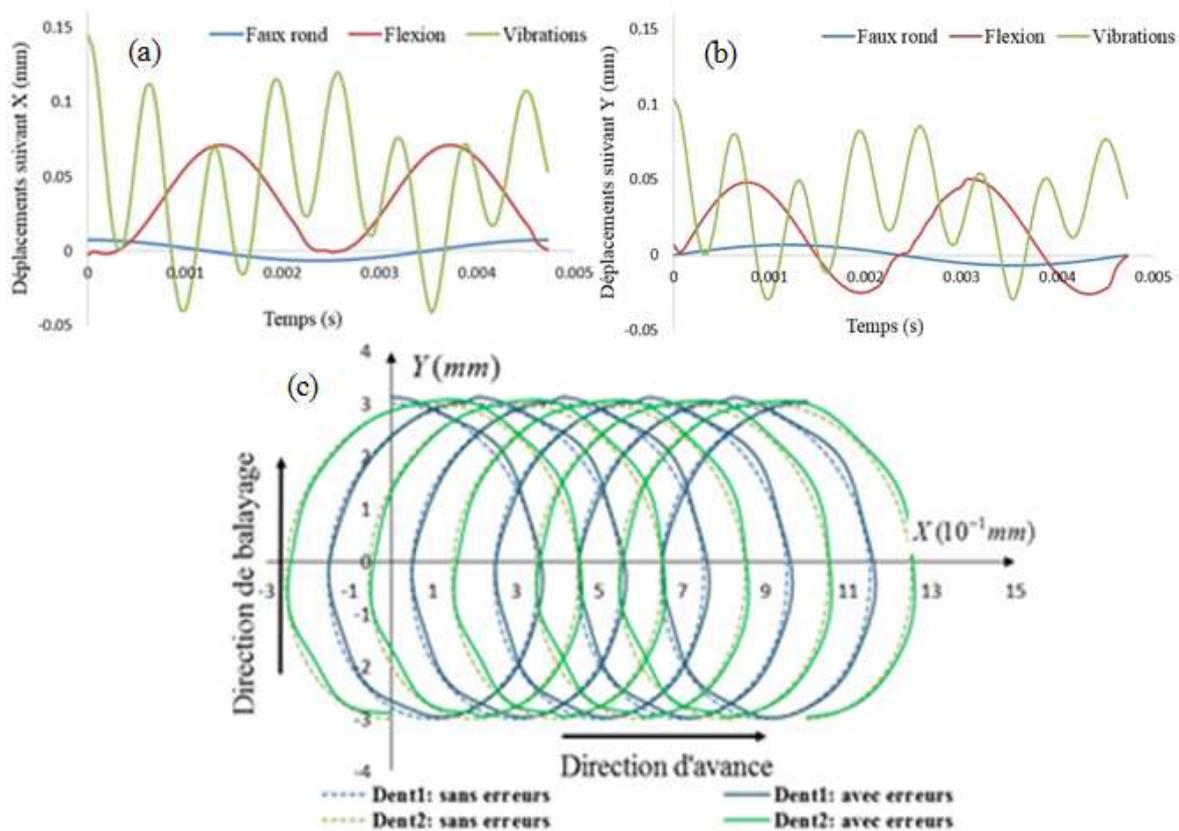
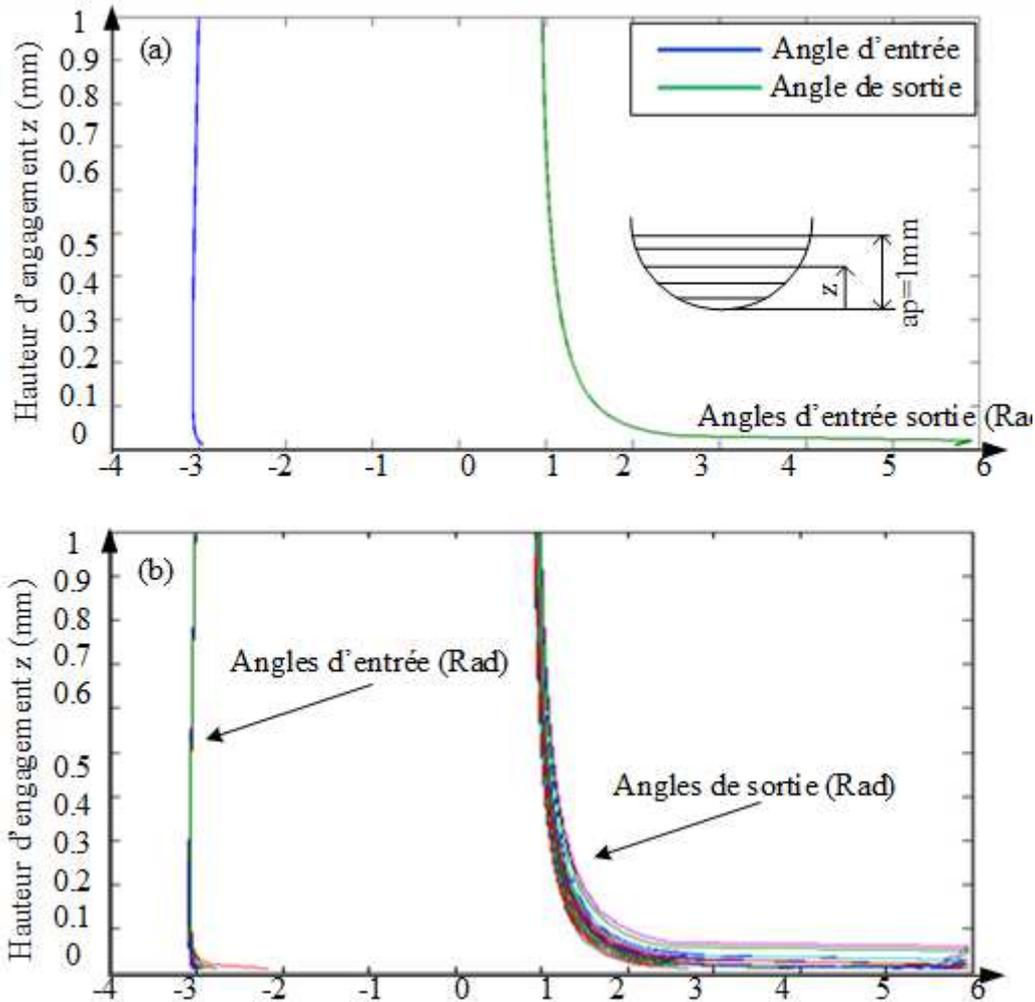


Figure 4. 41. (a) Evolution des erreurs d'usinage (b) trajet du rayon équivalent  $z=1\text{mm}$  ( $V_f=2550\text{m/min}$ ,  $V_c=400\text{m/min}$ ,  $f_z=0.1\text{mm/dent}$ ,  $a_e=a_p=1\text{mm}$ ,  $e_r=7\ \mu\text{m}$ ,  $\psi_e=10^\circ$ )

#### 3.3.2. Géométrie de la zone d'engagement outil/pièce

La zone d'engagement entre l'outil et la pièce (CWE) est présentée par la Figure 4. 42 (a) On remarque que contrairement aux modèles simplifiés de cette zone d'engagement et à ce qui est connu, l'engagement entre l'outil et la pièce augmente tout en descendant vers la pointe de la fraise. Pour cette figure l'angle d'entrée et de sortie ne varient pas en fonction du temps contrairement à la Figure 4. 42 (b) où les différents couleurs présentés correspondent au

incréments de temps. La *Figure 4. 42 (b)* montre la variation de cette zone d'engagement en fonction des erreurs d'usinage pour différents disques. Cette variation par exemple augmente l'engagement pour une dent et le diminue pour la deuxième dent à cause du défaut de faux rond. Par la suite, la flexion et les vibrations varient aussi cette zone d'engagement à cause de leurs effets sur les trajets de la fraise au cours du temps.



*Figure 4. 42. Engagement outil pièce (a) sans erreurs (b) avec erreurs ( $V_f=2550$  mm/min,  $V_c=400$  m/min,  $f_z=0.1$  mm/dent,  $a_e=a_p=1$  mm,  $e_r=7$   $\mu$ m,  $\psi_e=10^\circ$ )*

La *Figure 4. 43 (a)* montre la variation de l'épaisseur de coupe en fonction du temps. Par la suite, l'effet des erreurs d'usinage (Faux rond, flexion, vibrations) sur l'épaisseur de coupe se traduit sur la *Figure 4. 43 (b)*.

Les différentes erreurs d'usinage affectant le rayon équivalent de la fraise (*Figure 4. 41 (c)*) provoquent un changement en fonction du temps de l'épaisseur de coupe. On remarque l'existence des fluctuations dues à la flexion et aux vibrations ainsi qu'on remarque clairement la différence d'engagement entre les deux dents causée principalement par le faux rond de la fraise.

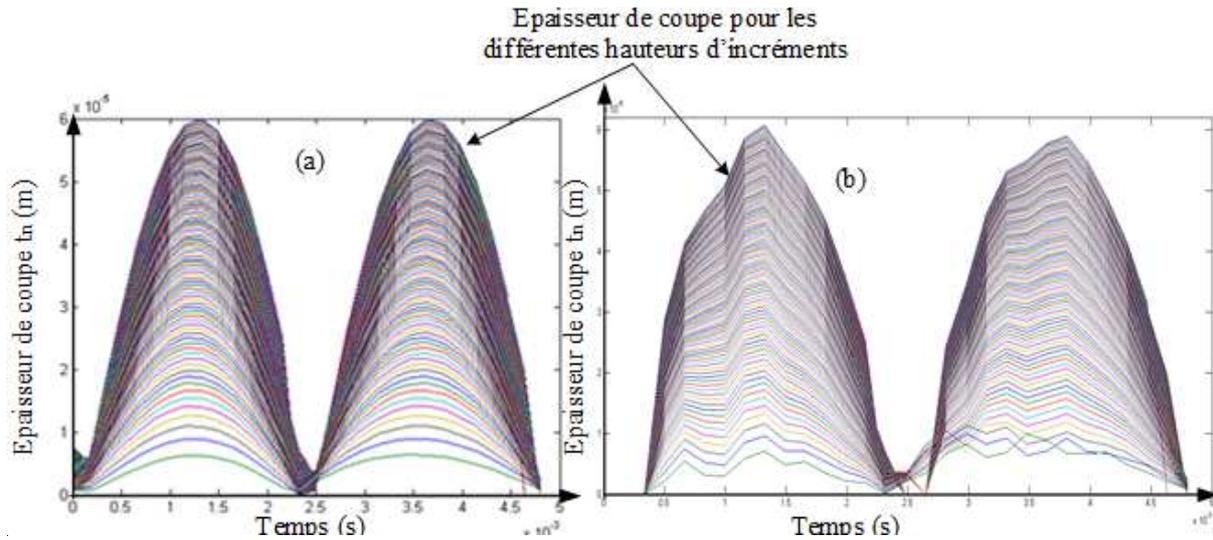


Figure 4. 43. Epaisseur de coupe (a) sans erreurs (b) avec erreurs ( $V_f=2550$  mm/min,  $V_c=400$  m/min,  $f_z=0.1$  mm/dent,  $a_e=a_p=1$  mm,  $e_r=7$   $\mu$ m,  $\psi_e=10^\circ$ )

### 3.3.3. Usure de la fraise

#### 3.3.3.1. Effet de l'usure sur la géométrie de l'outil et la géométrie de coupe

La zone engagée de l'outil dans la pièce est discrétisée en plusieurs disques. Un modèle géométrique a été développé à l'aide des équations du deuxième chapitre de la géométrie de la fraise afin d'illustrer l'effet de l'usure en dépouille sur le rayon effectif de l'outil pour différentes vitesses de rotation de la broche. La Figure 4. 44 montre l'effet de l'usure en dépouille de l'outil sur le rayon effectif  $R(z,t)$  (Equation 2.25). On a choisi ici de présenter l'évolution du rayon effective au milieu de la zone d'engagement outil/pièce ( $z = 0,5$  mm). L'augmentation de l'usure en dépouille de l'outil dans le temps (Equation 2.18) entraîne la diminution du rayon effectif. Par conséquent, il en résulte une diminution de la vitesse de coupe effective.

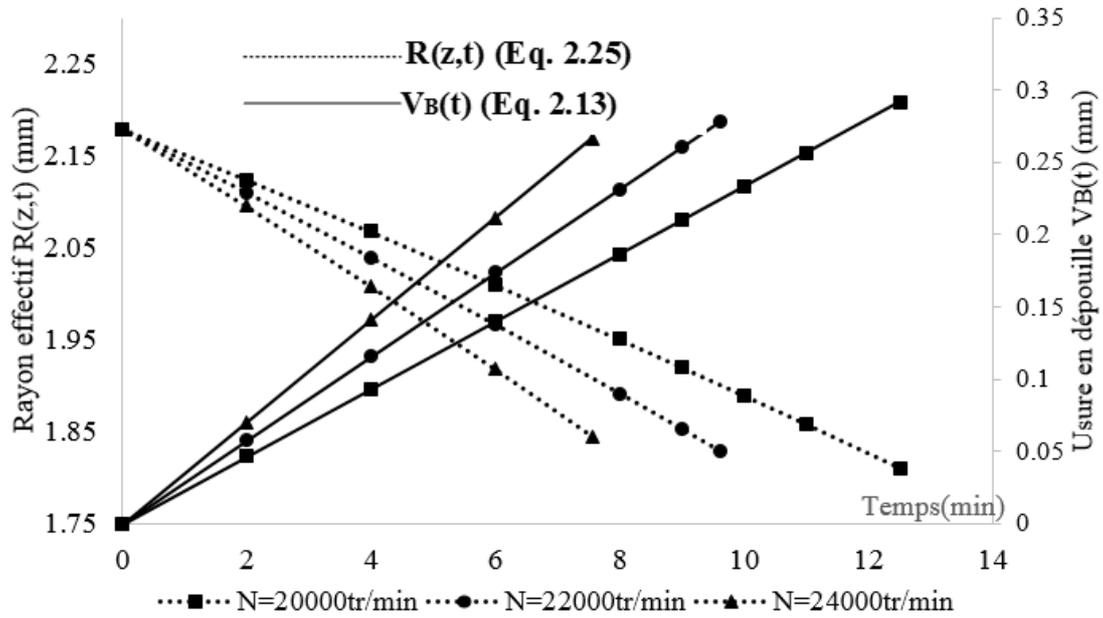


Figure 4. 44. Evolution du rayon effectif usée à  $z=0.5mm$  et de l'usure en dépouille en fonction du temps ( $f_z=0.1 mm/dent$ ,  $a_p=a_e=1 mm$ ,  $R_0=5 mm$ )

Le rayon effectif de la fraise diminue quand l'usure augmente pour toutes les vitesses choisies de la broche. De même, ce rayon diminue quand la vitesse de rotation de la broche augmente. Cela est dû principalement à la diminution de la durée de vie de l'outil et de la valeur du critère d'usure en dépouille lors de l'augmentation de la vitesse de rotation de la fraise. La Figure 4. 45 montre l'évolution de la vitesse de coupe effective en fonction du temps où elle diminue en fonction de la diminution du rayon effectif.

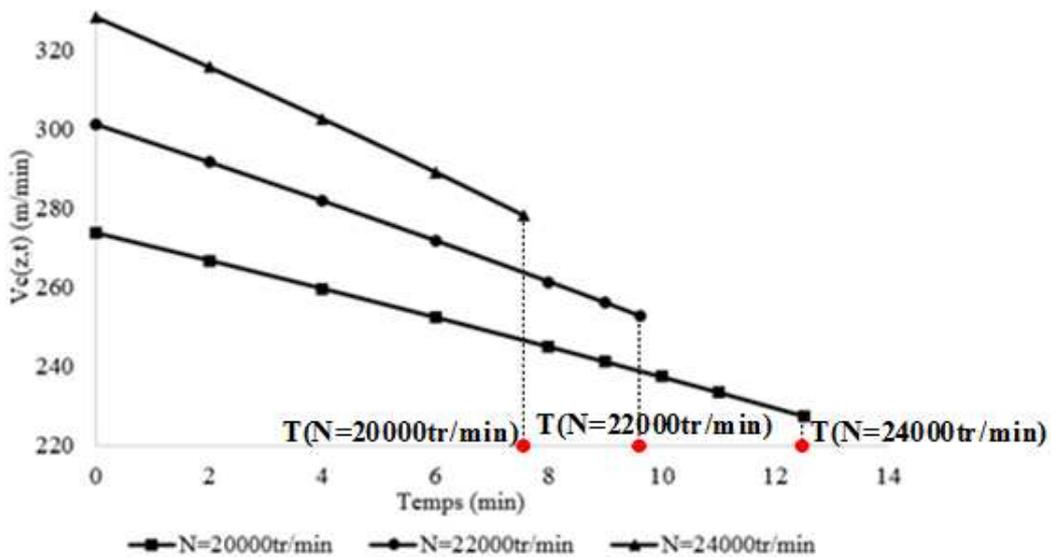


Figure 4. 45. Evolution de la vitesse de coupe effective à  $z=0.5mm$  en fonction du temps ( $f_z=0.1 mm/dent$ ,  $a_p=a_e=1 mm$ ,  $R_0=5 mm$ )

L'augmentation de l'usure en fonction du temps diminue le rayon effectif de l'outil, ce qui entraîne la modification de la géométrie de la fraise. Cette modification se traduit principalement par le fait que l'angle de localisation de l'élément discrétisé dans le plan de référence  $\kappa(z,t)$  diminue et la position angulaire de chaque incrément par rapport à la dent tangente  $\varphi(z,t)$  dans le plan de discrétisation augmente, comme indiqué sur la *Figure 4. 46*.

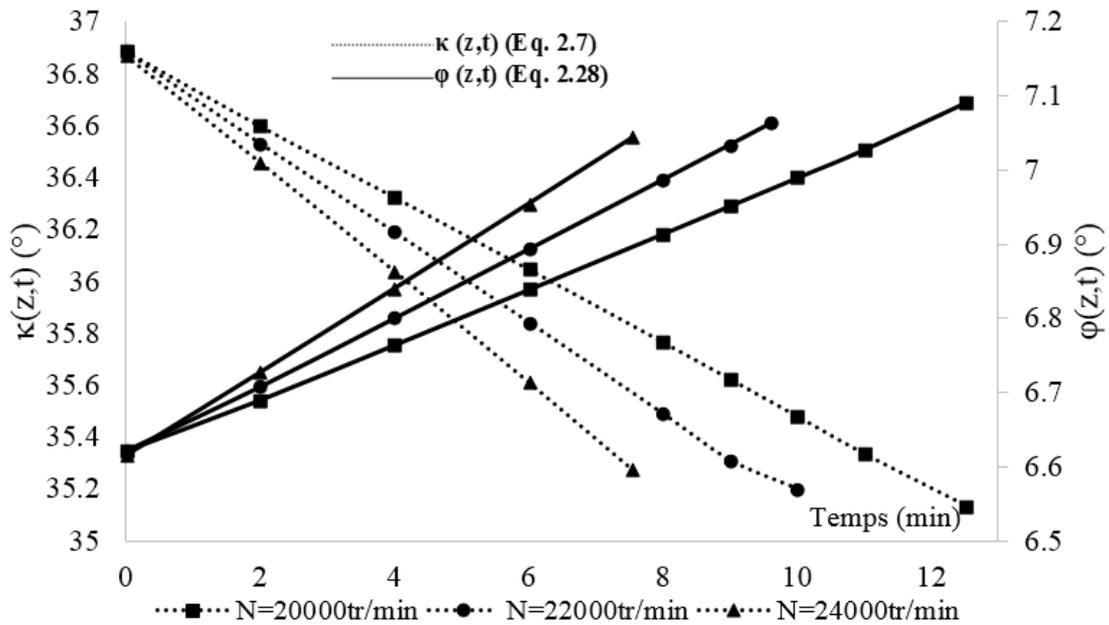


Figure 4. 46. Evolution de l'angle de direction de l'élément discrétisé dans le plan Pr et de la position angulaire dans le plan de discrétisation en fonction du temps ( $f_z=0.1$  mm/dent,  $a_p=a_e=1$  mm,  $R_0=5$  mm,  $z=1$  mm)

La géométrie de la fraise est affectée par l'augmentation de l'angle d'inclinaison de l'arête de coupe  $\lambda_s(z,t)$  et la diminution de l'angle de coupe dans le plan normal  $\gamma_n(z,t)$  (*Figure 4. 47*).

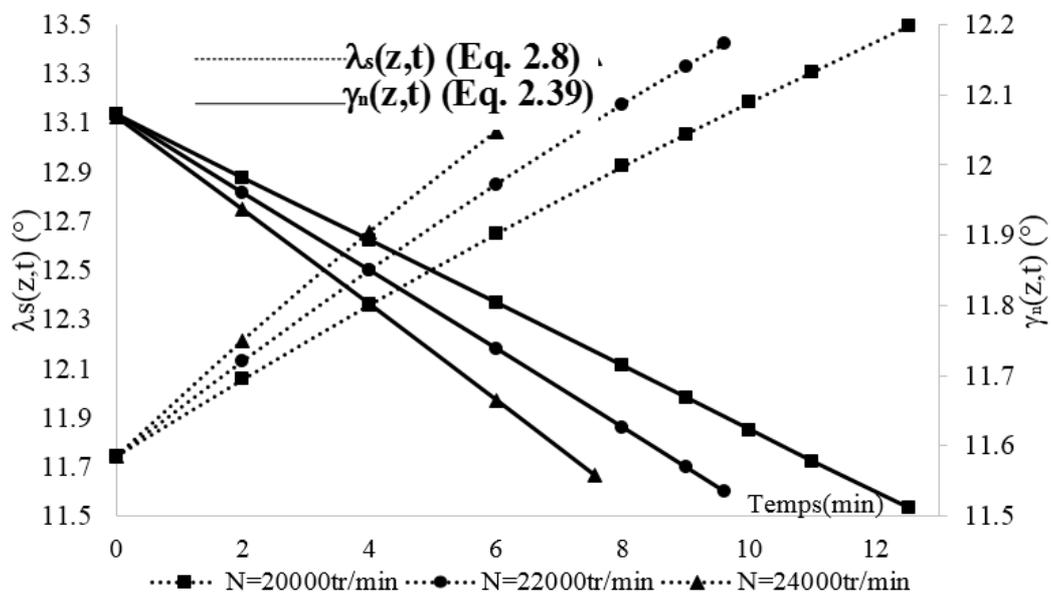


Figure 4. 47. Evolution de l'angle d'inclinaison de l'arête de coupe et de l'angle de coupe dans le plan normal en fonction du temps ( $f_z=0.1$  mm/dent,  $a_p=a_e=1$  mm,  $R_0=5$  mm,  $z=1$ mm)

L'usure en dépouille a également un effet important sur la géométrie de coupe. L'augmentation de l'angle de direction de chaque incrément  $\kappa(z,t)$  dans le plan de référence entraîne à la fois une diminution de l'épaisseur de coupe et une augmentation de la largeur de coupe. L'évolution de l'épaisseur de coupe en fonction du temps de coupe est présentée sur la Figure 4. 48 où elle diminue en fonction de l'augmentation de l'usure. L'évolution de la largeur de coupe est présentée sur la Figure 4. 48 où elle augmente en fonction de l'augmentation de l'usure dans le temps. On observe que l'effet de l'usure en dépouille est plus important pour la largeur de coupe que pour l'épaisseur de coupe.

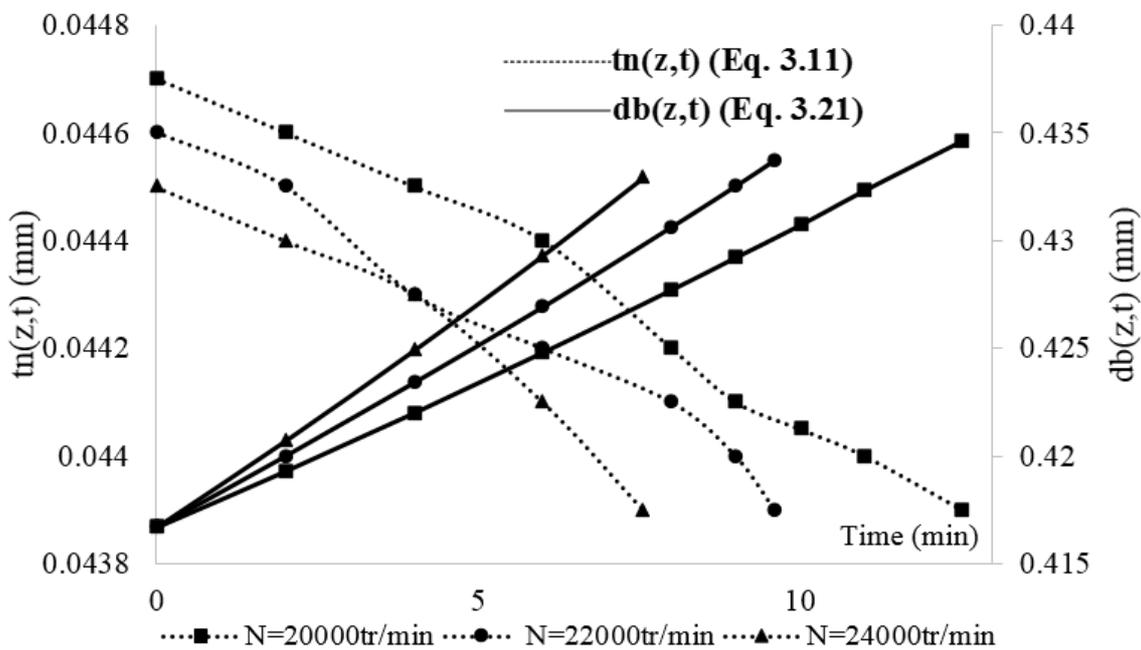


Figure 4. 48. Evolution de l'épaisseur de coupe maximale et de la largeur de coupe pour  $z=1$ mm et  $\Delta z=0.25$  mm ( $f_z=0.1$  mm/dent,  $a_p=a_e=1$  mm,  $R_0=5$  mm)

### 3.3.3.2. Variation des efforts considérant l'usure en dépouille et en cratère

L'usure en dépouille change la géométrie de la fraise et la géométrie de coupe conformément à ce qui a été expliqué dans la section précédente. Une composante des efforts de coupe due à l'usure en dépouille s'ajoute aux efforts tangentiel et radial à cause de la zone usée plate de la face de dépouille. On suppose que sur un tour de la fraise, la variation de l'usure est négligeable donc  $R(z,t)=\text{constante}$ . Ces composantes affectent les efforts de coupe et augmentent proportionnellement à l'usure en dépouille (Figure 4. 49). Les résultats présentés sont pour une vitesse d'avance constante en tenant compte uniquement de l'usure de la fraise.

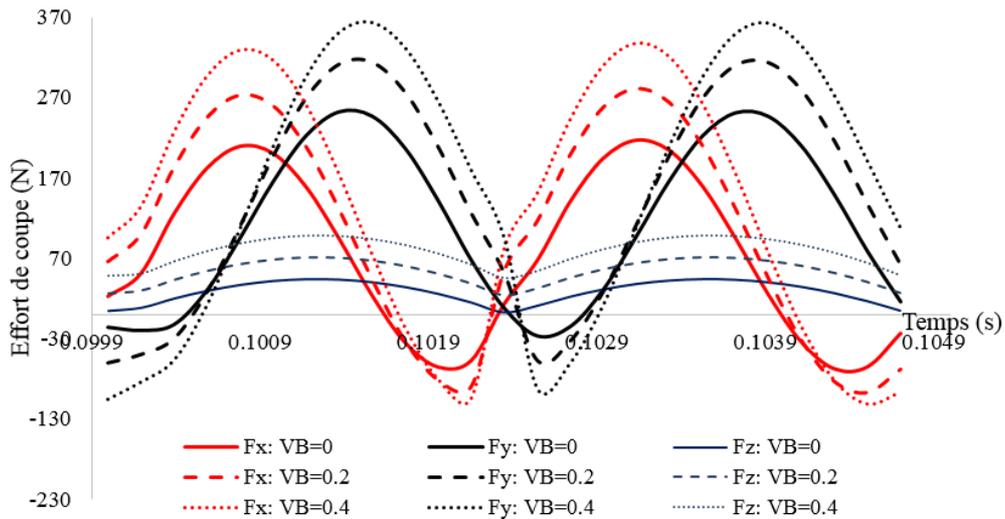


Figure 4. 49. Effet de l'usure en dépouille sur les efforts de coupe ( $R_n=5mm$ ,  $i_0=30^\circ$ ,  $\gamma_a=20^\circ$ ,  $\alpha_a=12^\circ$ ,  $N=15000tr/min$ ,  $a_e=1mm$ )

L'usure en cratère affecte elle-même les efforts de coupe. Il a été prouvé dans le deuxième chapitre que cette erreur a un effet sur l'angle de coupe de la fraise. L'angle de coupe augmente en fonction de l'augmentation de l'usure en cratère ce qui diminue les efforts de coupe en fonction du temps (Figure 4. 50).

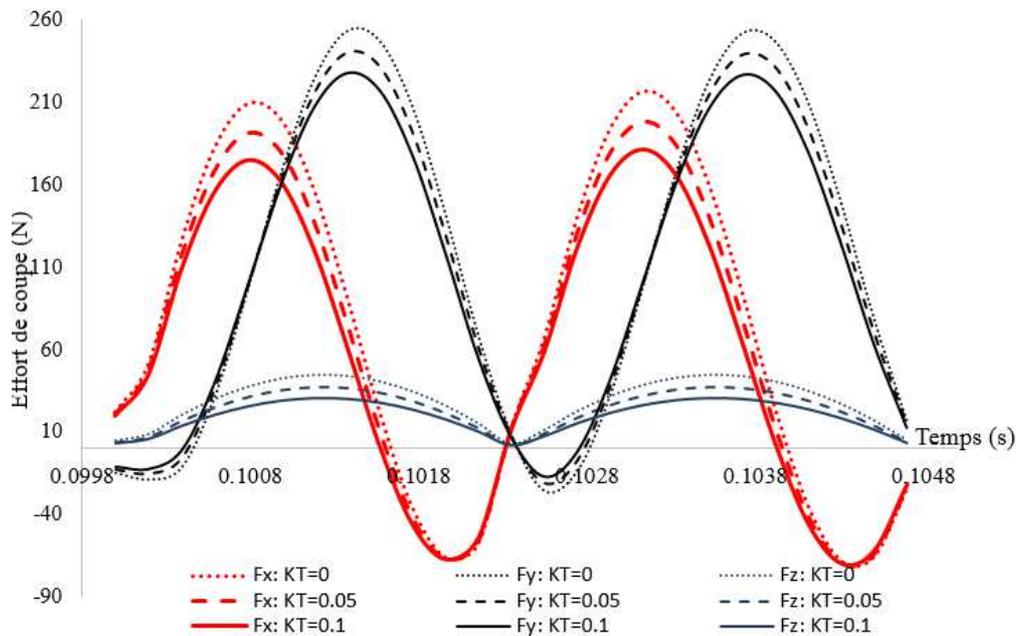


Figure 4. 50. Effet de l'usure en cratère sur les efforts de coupe ( $R_n=5mm$ ,  $i_0=30^\circ$ ,  $\gamma_a=20^\circ$ ,  $\alpha_a=12^\circ$ ,  $N=15000tr/min$ ,  $a_e=1mm$ )

#### 4. Conclusion

On a mené dans ce chapitre une première étude expérimentale portant sur l'usure en dépouille de la fraise afin de caractériser le comportement de l'outil lors de l'usinage. Cette étude nous a conduits en premier lieu à modéliser empiriquement le critère d'usure de la fraise

qui est considéré variable dans cette étude en fonction de la vitesse de rotation de la broche. En deuxième lieu, on a modélisé empiriquement la durée de vie de la fraise en se basant sur la loi de Taylor appliquée à la fraise à bout sphérique en fonction de sa vitesse de rotation au lieu de la vitesse de coupe utilisée habituellement. Cette vitesse qui va changer en fonction du temps à cause de la diminution du diamètre de la fraise par effet d'usure. La deuxième étude expérimentale a porté sur l'effet de la cinématique de la machine et des erreurs d'usinage sur la topographie des surfaces. Cette analyse a montré que la topographie est médiocre dans les zones d'accélération et de décélération. Par la suite, l'effet de l'écrouissage de la matière au bout de la fraise et des erreurs d'usinage (Faux rond, flexion et vibrations) a été remarquable sur les topographies mesurées. Une dernière analyse expérimentale a porté sur l'effet de l'usure en dépouille sur la topographie où on a remarqué une dégradation des paramètres surfaciques de la rugosité.

Une confrontation a été réalisée dans ce chapitre entre la partie analytique et la partie expérimentale. Tant qu'on ne peut pas suivre la géométrie instantanée de la fraise en fonction du temps, la température et la pression de coupe, on a utilisé une validation par rapport aux efforts de coupe en premier lieu où on a trouvé une coïncidence entre les valeurs mesurées et les valeurs modélisées des efforts de coupe surtout en considérant les erreurs d'usinage. Par la suite, une deuxième validation en se basant sur la topographie des surfaces où on a modélisé la topographie en variant les paramètres de coupe tout en analysant leurs effets ainsi que l'effet des erreurs (Faux rond, flexion et vibration) sur la topographie. Une validation du modèle de la variation de la vitesse d'avance a été présentée également en comparant le profil modélisé et mesuré au cours du temps.

La dernière partie de ce chapitre a comporté une présentation de quelques résultats analytiques des modèles développés. On a présenté dans une première partie la modélisation de la géométrie de la zone d'engagement outil/pièce avec et sans considération des erreurs d'usinage (Faux rond, flexion et vibrations) : Les angles d'entrées de l'outil dans la pièce, l'épaisseur de coupe et le rayon équivalent de l'outil. Dans la deuxième partie on a montré l'effet de l'usure en dépouille sur la géométrie de la fraise et la géométrie de coupe. Les derniers résultats ont porté sur l'effet de l'usure en dépouille et de l'usure en cratère sur les efforts de coupe.

---

# Conclusion générale

Les résultats de cette étude ont conduit à analyser l'évolution de la géométrie de la fraise en fonction du temps en intégrant les différentes erreurs (Faux rond, flexion, vibrations, usure) qui entre en jeu lors de l'opération de fraisage en finition, avec une fraise à bout sphérique monobloc, d'une surface plane.

Afin de simplifier la modélisation de la géométrie de la fraise, une discrétisation de l'arête de coupe a été faite suivant l'axe de la fraise au niveau de la zone engagée de l'outil dans la pièce. Chaque incrément discrétisé est positionné par des angles dans les différents plans et défini par un rayon effectif. La géométrie de l'incrément change en fonction du temps en tenant compte des erreurs d'usinage tel que l'usure, le faux rond, la flexion et les vibrations.

L'usure en dépouille est définie par un mécanisme d'usure par abrasion et l'usure en cratère est définie par un phénomène de diffusion. Le faux rond est présenté par une excentricité et un angle de positionnement mesuré expérimentalement lors du montage de la fraise dans la broche. La flexion est définie par un modèle fondamentale de résistance des matériaux. Enfin, les déplacements dus aux vibrations sont calculées à travers la résolution de l'équation de mouvement de système outil/porte-outil/broche modélisé par un masse ressort amortisseur.

La modélisation de ces erreurs d'usinage nous a conduits par la suite à montrer leurs effets sur la géométrie de la fraise. Les déplacements générés par ces erreurs changent la position de l'incrément au cours du temps ce qui provoque la variation du rayon effectif  $R_{eq}(z, t)$  de l'outil.

Afin de calculer les efforts de coupe, on est passé par le calcul de la section de coupe. Pour cela, La zone d'engagement de l'outil dans la pièce a permis de calculer l'angle d'entrée et de sortie de l'arête de coupe dans la pièce, l'épaisseur et la largeur de coupe à chaque incrément. Le comportement thermomécanique lors de l'usinage est modélisé par la loi de Johnson Cook.

La variation de la vitesse d'avance au niveau de la zone d'accélération et de décélération affecte les efforts de coupe et crée une détérioration de la topographie au niveau de ces zones, en les comparant par rapport à la zone stationnaire.

Les effets des erreurs d'usinage sur la topographie sont aussi investigués expérimentalement. Le faux rond provoque l'apparition des traces d'une seule dent surtout pour

---

les fortes avances par dent. Les vibrations de la fraise provoquent également un déséquilibre entre le passage des deux dents. D'un autre part, la flexion de la fraise donne une déviation périodique de la trace des dents à chaque passage. Ce défaut se manifeste à cause de l'épaisseur de coupe nul au début de l'engagement de la dent dans la matière tant qu'on utilise l'usinage en opposition. Finalement l'effet de l'usure sur la fraise a été analysé en montrant la diminution du rayon nominale de la fraise quand l'usure augmente.

Une analyse expérimentale du comportement de l'usure de la fraise a été réalisée. Cette analyse comporte deux parties : Les essais d'usure accélérée permettant de déterminer une loi de la durée de vie de la fraise en fonction de la vitesse de rotation de la broche, et les essais d'usure normale pour identifier une loi de critère d'usure en fonction de la vitesse de rotation de la broche.

Les résultats de l'effet de l'usure en dépouille sur la géométrie de la fraise et la géométrie de coupe ont été présentés. Une variation des paramètres de la géométrie de la fraise ainsi que la géométrie de coupe a été remarquée à cause de l'usure. Cette variation augmente les efforts de coupe en ajoutant aussi la composante d'effort due au contact outil/pièce généré par l'usure en dépouille.

La théorie de la coupe oblique de Moufki et al. [31] est utilisée pour calculer les composantes de l'effort résultant de coupe en fonction de la nouvelle géométrie de l'outil. Les résultats analytiques avec et sans erreurs d'usinage sont comparés aux résultats expérimentaux ce qui montre l'intérêt de la prise en considération des erreurs. On remarque pour le cas étudié que l'effort de coupe suivant X sans tenir compte des erreurs  $F_X=142.9N$ . En ajoutant les erreurs d'usinage (Faux rond, flexion et vibrations) un changement apparaît entre les deux dents où l'effort généré par la première dent  $F_{X1}=132N$  et par la deuxième dent  $F_{X2}=154.7N$  en se rapprochant des valeurs mesurées respectivement des deux dents  $F_{X1\_Exp}=127N$  et  $F_{X\_Exp}=180N$ .

La modélisation de la topographie des surfaces a été présentée également en variant les paramètres de coupe tout en analysant leurs effets ainsi que l'effet des erreurs (Faux rond, flexion et vibration). Une validation du modèle de la variation de la vitesse d'avance a été présentée en comparant le profil modélisé et mesuré au cours du temps.

Les différentes modélisations décrites précédemment présentent évidemment certaines limitations. Une mise en relation entre les topographies simulées et les paramètres de rugosité surfacique peut être développée. Il sera intéressant d'identifier les lois d'usure et de frottement

---

et d'étudier l'influence des revêtements de l'outil sur l'effort de coupe et sur la topographie des surfaces fraisées. Le développement d'une application informatique permettant d'analyser la topographie en fonction des paramètres de coupe ce qui permettra par la suite à aboutir à l'optimisation de la topographie des surfaces usinées avec une fraise à bout sphérique monobloc.

Par la suite et pour aller plus loin, une extension de la modélisation vers l'usinage 5 axes est envisagée en intégrant l'effet de l'inclinaison de la fraise pour s'éloigner de la zone de coupe avec un rayon nul à l'extrémité de la fraise.

# Références bibliographiques

- [1] M. Fontaine, Modélisation thermomécanique du fraisage de forme et validation expérimentale, thèse de doctorat, Metz, 2004. <http://www.theses.fr/2004METZ028S> (accessed June 8, 2018).
- [2] M. Fontaine, A. Devillez, A. Moufki, D. Dudzinski, Predictive force model for ball-end milling and experimental validation with a wavelike form machining test, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 46 (2006) 367–380. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.05.011>.
- [3] M. Fontaine, A. Moufki, A. Devillez, D. Dudzinski, Modelling of cutting forces in ball-end milling with tool–surface inclination: Part I: Predictive force model and experimental validation, *Journal of Materials Processing Technology*. 189 (2007) 73–84. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.01.006>.
- [4] S. Wojciechowski, The estimation of cutting forces and specific force coefficients during finishing ball end milling of inclined surfaces, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 89 (2015) 110–123. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.10.006>.
- [5] S. Wojciechowski, P. Twardowski, M. Pelic, Cutting Forces and Vibrations During Ball End Milling of Inclined Surfaces, *Procedia CIRP*. 14 (2014) 113–118. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.03.102>.
- [6] G.M. Kim, B.H. Kim, C.N. Chu, Estimation of cutter deflection and form error in ball-end milling processes, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 43 (2003) 917–924. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(03\)00056-7](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(03)00056-7).
- [7] L.N. López de Lacalle, A. Lamikiz, J.A. Sánchez, M.A. Salgado, Effects of tool deflection in the high-speed milling of inclined surfaces, *Int J Adv Manuf Technol*. 24 (2004) 621–631. <https://doi.org/10.1007/s00170-003-1723-x>.
- [8] C.K. Toh, Surface topography analysis in high speed finish milling inclined hardened steel, *Precision Engineering*. 28 (2004) 386–398. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2004.01.001>.
- [9] H. Louati, Etude de la topographie des surfaces obtenues par fraisage à grandes vitesses, thèse de doctorat, Ecole Nationale D'ingénieurs De Sfax, 2008.
- [10] H. Louati, W. Bouzid, Roughness profile in high speed face milling operation, *Materials Technology*. 23 (2008) 231–237. <https://doi.org/10.1179/175355508X330861>.

- [11] P. Lee, Y. Altıntaş, Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 36 (1996) 1059–1072. [https://doi.org/10.1016/0890-6955\(95\)00081-X](https://doi.org/10.1016/0890-6955(95)00081-X).
- [12] S.B. Wang, L. Geng, Y.F. Zhang, K. Liu, T.E. Ng, Cutting force prediction for five-axis ball-end milling considering cutter vibrations and run-out, *International Journal of Mechanical Sciences*. 96–97 (2015) 206–215. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2015.04.007>.
- [13] S. Xavier, Modélisation analytique de l'usinage a grande vitesse et étude de l'usure en cratère –application au tournage, Université Paul Verlaine, thèse de doctorat, - Metz, 2008.
- [14] J.F. Archard, Contact and Rubbing of Flat Surfaces, *Journal of Applied Physics*. 24 (1953) 981–988. <https://doi.org/10.1063/1.1721448>.
- [15] H. Takeyama, R. Murata, Basic Investigation of Tool Wear, *J. Eng. Ind.* 85 (1963) 33–37. <https://doi.org/10.1115/1.3667575>.
- [16] B.M. Kramer, B.F. von Turkovich, A Comprehensive Tool Wear Model, *CIRP Annals*. 35 (1986) 67–70. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61840-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61840-X).
- [17] E. Rabinowicz, L.A. Dunn, P.G. Russell, A study of abrasive wear under three-body conditions, *Wear*. 4 (1961) 345–355. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(61\)90002-3](https://doi.org/10.1016/0043-1648(61)90002-3).
- [18] V. Tomas, P. Jozef, K. Mario, B. Ivan, The Wear Measurement Process of Ball Nose end Mill in the Copy Milling Operations, *Procedia Engineering*. 69 (2014) 1038–1047. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.03.088>.
- [19] N. Mouhamed, Modélisation de l'usure par diffusion des outils de coupe en UGV, Université de Metz, thèse de doctorat, Université de Metz, 2000.
- [20] List G., Sutter G., Bi X. , Prédiction de l'Usure des Outils en Usinage Grande Vitesse, thèse de doctorat, (2009) 24–28.
- [21] J. Limido, Étude de l'effet de l'usinage grande vitesse sur la tenue en fatigue de pièces aéronautiques, thèse de doctorat, Toulouse 3, 2008. <http://www.theses.fr/2008TOU30280> (accessed June 8, 2018).
- [22] A. Lamikiz, L.N. López de Lacalle, J.A. Sánchez, M.A. Salgado, Cutting force estimation in sculptured surface milling, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 44 (2004) 1511–1526. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.05.004>.
- [23] S. Wojciechowski, P. Twardowski, Tool Life and Process Dynamics in High Speed Ball End Milling of Hardened Steel, *Procedia CIRP*. 1 (2012) 289–294. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2012.04.052>.

- [24] T.-S. Jung, M.-Y. Yang, K.-J. Lee, A new approach to analysing machined surfaces by ball-end milling, part I:, *Int J Adv Manuf Technol.* 25 (2005) 833–840. <https://doi.org/10.1007/s00170-003-1930-5>.
- [25] J.-S. Chen, Y.-K. Huang, M.-S. Chen, A study of the surface scallop generating mechanism in the ball-end milling process, *International Journal of Machine Tools and Manufacture.* 45 (2005) 1077–1084. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.11.019>.
- [26] B. Denkena, V. Böß, D. Nesper, P. Gilge, S. Hohenstein, J. Seume, Prediction of the 3D Surface Topography after Ball End Milling and its Influence on Aerodynamics, *Procedia CIRP.* 31 (2015) 221–227. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2015.03.049>.
- [27] Q. Zhang, S. Zhang, W. Shi, Modeling of surface topography based on relationship between feed per tooth and radial depth of cut in ball-end milling of AISI H13 steel, *Int J Adv Manuf Technol.* 95 (2018) 4199–4209. <https://doi.org/10.1007/s00170-017-1502-8>.
- [28] M. Boujelbene, A. Moisan, W. Bouzid, S. Torbaty, Variation cutting speed on the five axis milling, *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering.* (2007) 7–14.
- [29] C. Zhang, S. Guo, H. Zhang, L. Zhou, Modeling and predicting for surface topography considering tool wear in milling process, *Int J Adv Manuf Technol.* 68 (2013) 2849–2860. <https://doi.org/10.1007/s00170-013-4989-7>.
- [30] X. Zhang, K.F. Ehmann, T. Yu, W. Wang, Cutting forces in micro-end-milling processes, *International Journal of Machine Tools and Manufacture.* 107 (2016) 21–40. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2016.04.012>.
- [31] A. Moufki, D. Dudzinski, A. Molinari, M. Rausch, Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: forces and chip flow predictions, *International Journal of Mechanical Sciences.* 42 (2000) 1205–1232. [https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(99\)00036-3](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00036-3).
- [32] Kapoor S., Liu R., Wu X. J., Yao M. X., World Academy of Science, Engineering and Technology International Journal of Chemical, Molecular, Nuclear, Materials and Metallurgical Engineering. (n.d.).
- [33] M. Ben Said, K. Saï, W. Bouzid Saï, An investigation of cutting forces in machining with worn ball-end mill, *Journal of Materials Processing Technology.* 209 (2009) 3198–3217. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2008.07.028>.
- [34] A. Molinari, M. Nouari, Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting, *Wear.* 252 (2002) 135–149. [https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(01\)00858-4](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(01)00858-4).

- [35] 14:00-17:00, ISO 3002-2:1982, ISO. (n.d.).  
<http://www.iso.org/cms/render/live/fr/sites/isoorg/contents/data/standard/00/80/8054.html>  
1 (accessed August 6, 2019).
- [36] L. Sai, R. Belguith, M. Baili, G. Dessenin, W. Bouzid, An approach to modeling the chip thickness and cutter workpiece engagement region in 3 and 5 axis ball end milling, *Journal of Manufacturing Processes*. 34, Part A (2018) 7–17.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.05.018>.
- [37] S. Lotfi, B. Rami, B. Maher, D. Gilles, B. Wassila, Cutter-workpiece engagement calculation in 3-axis ball end milling considering cutter runout, *Journal of Manufacturing Processes*. 41 (2019) 74–82.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.03.025>.
- [38] A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures - [G. Johnson, W. Cook].pdf, (n.d.).  
<https://fr.scribd.com/document/363376500/A-constitutive-model-and-data-for-metals-subjected-to-large-strains-high-strain-rates-and-high-temperatures-G-Johnson-W-Cook-pdf> (accessed June 8, 2018).
- [39] A. Moufki, A. Molinari, D. Dudzinski, Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 46 (1998) 2103–2138. [https://doi.org/10.1016/S0022-5096\(98\)00032-5](https://doi.org/10.1016/S0022-5096(98)00032-5).
- [40] A. Moufki, A. Devillez, D. Dudzinski, A. Molinari, Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 44 (2004) 971–989. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.01.018>.
- [41] A. Moufki, D. Dudzinski, G. Le Coz, Prediction of cutting forces from an analytical model of oblique cutting, application to peripheral milling of Ti-6Al-4V alloy, *Int J Adv Manuf Technol*. 81 (2015) 615–626. <https://doi.org/10.1007/s00170-015-7018-1>.
- [42] K.A. Zvorykin, Work and stresses necessary, for separation of metal chips, *Proceedings of the Kharkov Technological Institute Ukraine*. (1893).
- [43] M.C. Shaw, *Metal Cutting Principles*, Clarendon Press, 1984.
- [44] G.I. Taylor, H. Quinney, The latent energy remaining in a metal after cold working, *Proc. R. Soc. Lond. A*. 143 (1934) 307–326. <https://doi.org/10.1098/rspa.1934.0004>.
- [45] T.M. Teitenberg, A.E. Bayoumi, G. Yucesan, Tool wear modeling through an analytic mechanistic model of milling processes, *Wear*. 154 (1992) 287–304.  
[https://doi.org/10.1016/0043-1648\(92\)90160-A](https://doi.org/10.1016/0043-1648(92)90160-A).

- [46] S.K. Choudhury, S. Rath, In-process tool wear estimation in milling using cutting force model, *Journal of Materials Processing Technology*. 99 (2000) 113–119. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00396-9](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00396-9).
- [47] H. Chandrasekaran, Friction in machining — Comparison of rake and flank wear-land friction, *Wear*. 36 (1976) 133–145. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(76\)90001-6](https://doi.org/10.1016/0043-1648(76)90001-6).
- [48] D.W. Smithey, S.G. Kapoor, R.E. DeVor, A worn tool force model for three-dimensional cutting operations, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 40 (2000) 1929–1950. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(00\)00017-1](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(00)00017-1).
- [49] B. Gassara, Conditions de coupe en fraisage à grande vitesse : effet de la variation de la vitesse d'avance, thèse de doctorat, 2013. <http://ethesis.inp-toulouse.fr/archive/00002583/> (accessed August 2, 2019).
- [50] R. Belguith, M. Baili, L. Sai, M.B. Said, G. Dessenin, W. Bouzid, Experimental investigation of tool wear and its effect on TiSiN-coated ball-end mill geometry in high-speed milling, *Int J Adv Manuf Technol*. (2019). <https://doi.org/10.1007/s00170-019-04165-4>.