REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR
ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

UNIVERSITE HADJ LAKHDAR « BATNA »
FACULTE DE TECHNOLOGIE
DEPARTEMENT DE GENIE MECANIQUE

FILIERE : MECANIQUE

MEMOIRE

Présentée pour l'obtention du diplôme de

MAGISTERE EN MECANIQUE

Spécialité : Construction Mécanique

Présenté par :

MAATAR Riadh

Prédiction des forces de coupe pour les fraises des formes complexes en utilisant le Modèle thermomécanique

---

Travail effectué au sein du Laboratoire de Recherche en Productique (U. BATNA)

MEMBRES DU JURY:

Dr M.ASSAS	*UNIV Batna*	*Président*
Dr B.BENMOHAMMED	*UNIV Batna*	*Rapporteur*
Dr M.BRIOUA	*UNIV Batna*	*Examinateur*
Dr R. BENBOUTA	*UNIV Batna*	*Examinateur*
Dr A.BOUCHELAGHAM	*UNIV Annaba*	*Examinateur*

Soutenue le 2011

Remerciements

Avant tout, je remercie le grand Dieu d'avoir guidé mes pas sur le bon chemin.

J'exprime ma profonde gratitude au Dr. **BENMOHAMMED Brahim** , Maître de conférences à l'Université de Batna, pour la patience et l'aide qu'il m'a accordé en tant que directeur de thèse et pour la qualité scientifique du travail qu'il a proposé.

Je remercie Monsieur **ASSAS Mekki**, Maître de conférences à l'Université de Batna, pour m'avoir fait le plaisir de présider ce jury de thèse.

Mes remerciements vont à Monsieur **R. BENBOUTA** et Monsieur **M.BRIOUA** Maître de conférences à l'Université de Batna, pour m'avoir fait l'honneur d'être membre de mon jury de cette thèse.

Je tiens à exprimer ma profonde reconnaissance à Monsieur **A.BOUCHELAGHAM**, Maître de conférences à l'Université de Annaba, pour avoir fait partie de ce jury.

Je voudrais remercier très vivement Monsieur **BENYOUSEF Ahmed** Maître de conférences à l'Université de BBA et Monsieur **HADDAD Djamel** Maître de conférences à l'Université de Batna pour son aide .

Que mes amis soient aussi récompensés par des grands merci, pour m'avoir apporté leur soutien et la chaleur humaine dont j'avais tant besoin.

Et par delà de tous mes remerciements, un grand merci à ma famille pour son soutien.

MAATAR Riadh

Table des Matières

Chapitre I

Etat de l'art sur la prédiction de l'effort de coupe en fraisage des formes complexe

Chapitre II

Modélisations géométrique de la coupe par la fraise de forme complexe

Chapitre III

La prédiction des zones de contact par (CAO) et la simulation des efforts de coupe en fraisage complexe

Notations

Symbole(s)	***Signification en français***	***Unité***
$V\,c$	*Vitesse de coupe*	*m/min*
N	*Vitesse de rotation*	*tr /min*
ω	*Vitesse angulaire*	*rad /s*
V_f	*Vitesse d'avance*	*mm/min*
$f\,z$	*Avance par dent*	*mm/dent*
t	*Temps*	*s*
dF_s	*La force élémentaire de cisaillement suivant* X_s	*N*
dN_s	*La force élémentaire normale suivant Zs*	*N*
F_c	*Effort de coupe*	*N*
F_a	*Effort d'avance*	*N*
F_t ,F_r ,F_a	*Efforts tangentiel, radial et axial*	*N*
$F\,x$, Fy, $F\,z$	*Composants des efforts en direction X, Y et Z*	*N*
dF_r, dF_a, dF_K	*Force différentielles dans le repère sphérique*	*N*
dF_x, dF_y, dF_z	*Force différentielles dans le repère cartésien*	*N*
K_t , K_r ,K_a	*Coefficients spécifiques de coupe en direction tangentielle radiale et axiale*	*N/mm²*
τ	*Contrainte en cisaillement*	*N/mm²*
T_t	*Température de transition*	*K*
T_f	*Température de fusion*	*K*
T	*Température a l'interface outil/coupeau*	*K*
dz	*Hauteur de l'aret élementaire*	*mm*
$R(z)$	*Rayon de la fraise complexe à une hauteur Z*	*mm*
Ap	*Epaisseur axiale de coupe*	*mm*
dw	*Longueur de coupe*	*mm*

Symbole(s)	***Signification***	***Unité***
D, R, Rr, Rz h	*Les paramètres géométriques de la fraise complexe*	*mm*
α, β	*Les paramètres géométriques de la fraise complexe*	*deg*
ϕ_n	*Angle de cisaillement*	*deg*
$\theta\ e$	*Angle d'entrée*	*deg*
$\theta\ s$	*Angle de sortie*	*deg*
$\lambda\ s$	*Angle d'inclinaison d'arête*	*deg*
γ	*Angle de coupe*	*deg*
α_r	*Angle de dépouille*	*deg*
$\kappa\ (z)$	*Angle de direction d'arête*	*deg*
$\varphi\ (i, j)$	*Position angulaire*	*deg*
λ_s	*Angle locale d'hélice*	*deg*
N_f	*Nombre de dents*	/
X, Y, Z	*Repère cartésien*	/
μ	*Coefficient de frottement*	/
v	*Coefficient de poisson*	/
A	*limite d'élasticité, loi de comportement de J&C*	/
B	*Facteur d'écrouissage, loi de comportement de J&C*	/
n	*Exposant d'écrouissage, loi de comportement de J&C*	/
c	*Coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation, loi de comportement de J&C*	/
m	*Exposant d'adoucissement thermique, loi de comportement de J&C*	/

Introduction

Tout au long de l'histoire de l'usinage, l'homme a cherché à améliorer les procédés de fabrication. Le développement de nouveaux procédés et l'optimisation de ceux déjà connus sont étroitement liés au développement socio-économique des pays industrialisés. Encore aujourd'hui, l'évolution des procédés reste la même : augmenter la productivité (baisse des coûts de revient et/ou augmentation des cadences), améliorer la qualité des pièces notamment au niveau de l'intégrité de surface et améliorer l'usinabilité des matériaux afin de pouvoir usiner des matériaux considérés jusqu'à présent comme inusinables.

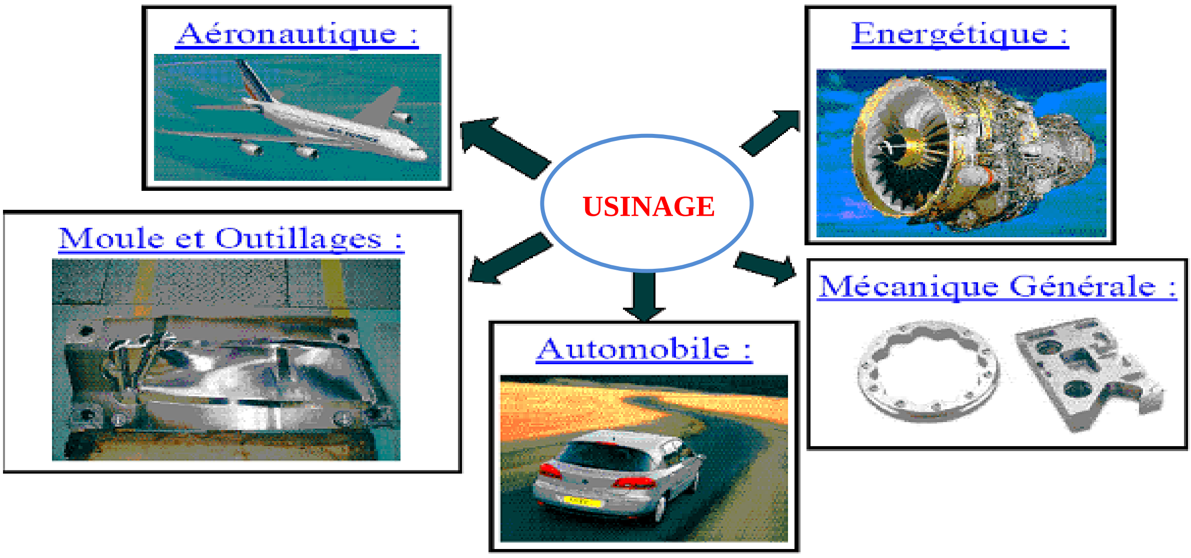
Les recherches sont axées sur les trois composants indispensables en usinage : l'outil, la pièce et la machine. Les outils, toujours en évolution, ont été développés avec l'emploi de matériaux de plus en plus résistants, et avec l'utilisation de dépôt facilitant l'écoulement du copeau et/ou formant une protection thermique de l'outil. La pièce a aussi fait l'objet de recherches notamment sur les géométries à respecter pour faciliter l'usinage, mais aussi avec des modifications chimiques ou microstructurales pour obtenir un matériau à usinabilité améliorée. La machine a permis une très forte évolution des procédés. Les améliorations se sont portées principalement sur l'augmentation des vitesses de production (machine de transfert, robotisation, machines UGV, machines parallèles…) et sur l'accroissement de la complexité des pièces réalisées (centre d'usinage 5 axes, machines multifonctions…).Ce qui a conduit à l'augmentation de la rigidité, de la puissance et des vitesses des différentes machines tout en améliorant l'ergonomie et la sécurité des opérateurs et la qualité des pièces.

Les fraisage que peut il présenter en termes de productivité lors d'opération de finition de pièces mécaniques?. Ces interrogations portent sur le domaine d'emploi, les types et caractéristiques d'outils, les conditions opératoires (vitesse de coupe, d'avance, profondeur de coupe…), les qualités géométriques obtenues, les temps et coût d'usinage… Par ailleurs, de nouvelles opérations de coupe conduisent à de nouvelles stratégies d'usinage. Et les éditeurs de logiciels répondent partiellement à cette attente.

Pour une pièce complexe, l'optimisation du processus va dépendre à la fois des contraintes fortes et invariantes imposées par les paramètres technologiques, mais également de la géométrie de la zone à usiner (contact outil /pièce), Donc, nous pouvons dire que la recherche de l'optimum technico-économique ? de l'usinage , doit se faire en utilisant une stratégie d'usinage adéquate qui ve conduira a produisent la meilleure qualité de surface.

Domaines d'application

Le fraisage des formes complexes est employé pour diverses applications dans les domaines, aéronautiques, automobiles, énergétiques, moules et matrices…



Domaines d'application du fraisage [**22]**

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

<u>*Chapitre I*</u>

Etat de l'art sur la prédiction de l'effort de coupe en fraisage

Dans ce chapitre nous proposons une étude bibliographique. Nous effectuons une revue des travaux scientifiques en coupe orthogonale et oblique ainsi que les différentes approches analytiques de modélisation de la coupe utilisées afin de prévoir les efforts de coupe en fraisage, comme les approches mécanistiques et thermomécanique pour la modélisation de la coupe oblique en fraisage (comportement du matériau contact à l'interface outil/pièce).

Enfin, nous présentons les modèles géométriques de la fraise de forme complexe Notre étude est consacrée à la modélisation de fraisage par une approche thermomécanique de la coupe oblique.

1.1 Introduction :

La mise en forme par enlèvement de matière est un procédé d'élaboration des pièces mécaniques. Un outil de coupe enlève de la matière à une pièce pour générer une nouvelle surface. Le processus de coupe représente un ensemble de phénomènes physico-chimiques et particulièrement dynamiques, déterminés : par des déformations élastiques, plastiques et élasto-viscoplastiques, des phénomènes thermiques et de frottement,…. etc.

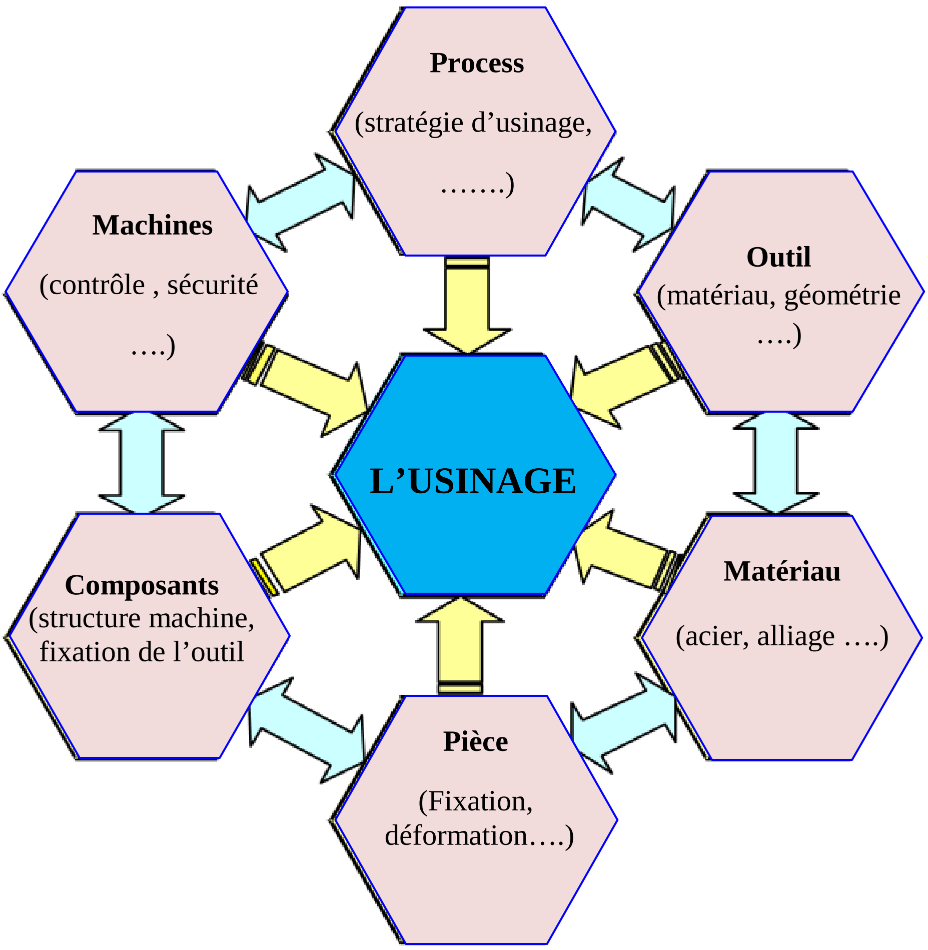


Figure I.1: Les éléments de l'usinage. **[26]**

1.2. La coupe:

Il existe différents types de configurations de la coupe : orthogonale et oblique. Ces différentes configurations sont appliquées aux procédés d'usinage, tels que : le rabotage, le tournage, le fraisage, le perçage,...etc.

I.2.1 La coupe orthogonale et oblique :

a) La coupe orthogonale : La coupe orthogonale représente la configuration la plus simple pour s'assurer une modélisation des efforts de coupe. Mais cette configuration ne représente pas la réalité industrielle, la situation de coupe orthogonale (Fig.I.2) se rencontre lorsque l'outil coupe la matière avec une seule arête de coupe et lorsque celle-ci est perpendiculaire à la vitesse de coupe.

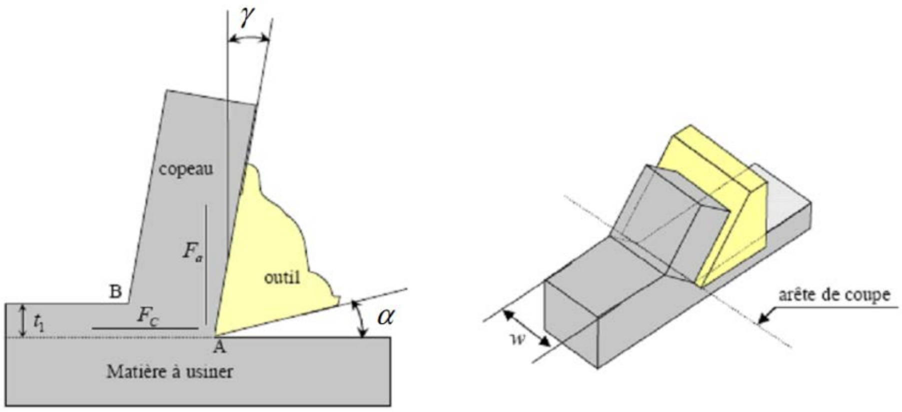


Fig.I.2 : Géométrie de la coupe orthogonale. **[2]**

b) La coupe oblique : Dans le cas d'une opération plus réaliste, l'outil présente une arête complexe. En chariotage par exemple, l'arête en contact avec la matière peut se décomposer en arêtes principale et secondaire, et qui sont reliées par un rayon d'outil. (Fig.I.3). Donc, la coupe est dite oblique lorsque l'arête de l'outil n'est plus perpendiculaire à la direction de coupe définie par la vitesse de coupe.

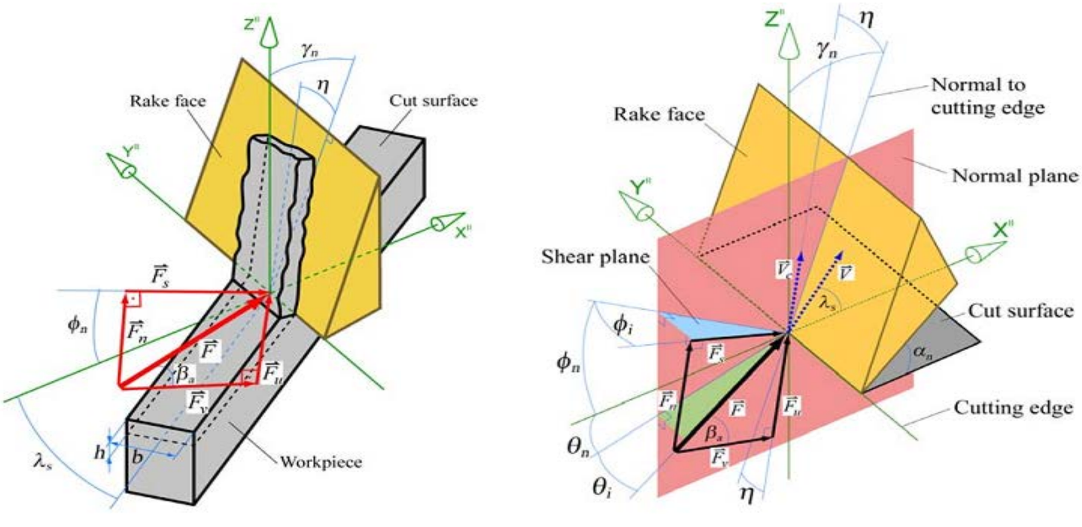


Fig.I.3 : Géométrie Coupe oblique. **[2]**

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

Désignation	Paramètres	Désignation	Paramètres
t_1	Epaisseur de coupe non déformé	α	angle de dépouille
w	Largeur de coupe	γ	Angle de coupe
V_c	Vitesse de coupe	λ_s	Inclinaison de l'arête
V_f	Vitesse d'avance		

Tableau 1. 1 : Paramètres de la coupe orthogonale et oblique

1.3. Le fraisage :

Le Fraisage est un procédé d'usinage par enlèvement de matière. Il se caractérise par le recours à une machine-outil : la fraiseuse est particulièrement adaptée à l'usinage de pièces prismatiques. L'outil classiquement utilisé est la fraise.

En fraisage, l'enlèvement de matière - sous forme de copeaux - résulte de la combinaison de deux mouvements : rotation de l'outil de coupe d'une part, et avance de la pièce à usiner d'autre part figure (Fig. I.4).

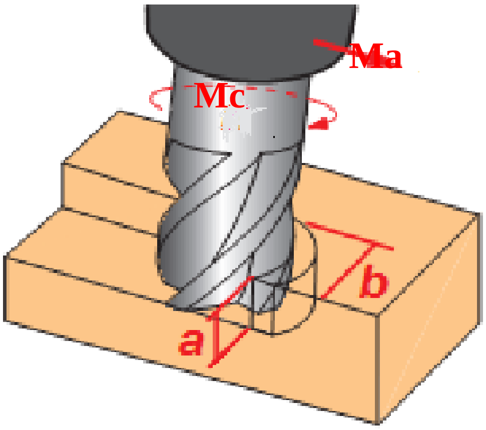


Fig. I.4 : Les mouvements de coupe en fraisage. **[48]**

1.3.1. Paramètres de coupe en fraisage :

La cinématique de l'opération de fraisage est caractérisée par des mouvements spécifiques de l'outil. Pour enlever de la matière en cours de l'opération , deux mouvements le mouvement de coupe développé par la broche (rotation autour de l'axe de l'outil), le mouvement d'avance (déplacement parallèle à l'axe de l'outil).

a) Mouvements de coupe Mc : Le mouvement de coupe est le mouvement principal transmis à l'outil, par la broche de la machine-outil

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

b) Mouvement d'avance Ma : Le mouvement relatif entre l'outil et la pièce, le mouvement d'avance, nécessaire à la génération de la surface de la pièce.

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

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

$$V_f = Z_n f_z N$$

I.3.2. Les modes de fraisage (opposition et avalant) :

Le mode de travail est défini par la direction principale du pas radial (P). Nous différentions deux modes de travail : en opposition et en avalant.

a) Fraisage en opposition :

Dans le fraisage en opposition la direction du déplacement de la table est opposée du sens de rotation de la fraise dans la zone de coupe . L'épaisseur de coupe, nulle au départ, augmente jusqu'à la fin de la passe. (Fig. 1.5-a),

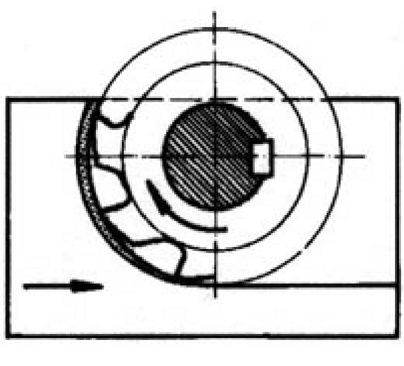


Fig.I.5- a : Fraisage en opposition et en opposition. **[16]**

b) Fraisage en avalant :

Dans le fraisage en avalant la direction de déplacement de la table est dirigée dans le même sens que de rotation de la fraise. L’épaisseur de copeau va donc diminuer jusqu’à être égale à zéro en fin de tour. (Fig. 1.5-b),

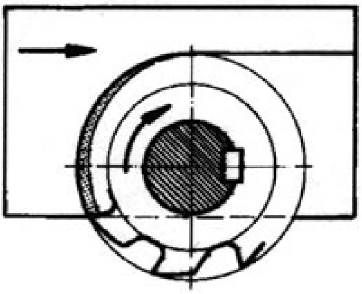


Fig.I.5-b : Fraisage en opposition et en avalant. **[16]**

I.3.3. Le fraisage des formes complexes :

C’est un usinage par enlèvement de matière est encore à ce jour le procédé de fabrication le plus répandu. Dans les industries mécaniques de fabrication des moules et des matrices d’injection plastique, les poches sont les formes géométriques les plus rencontrées, leur évidement est considéré comme un processus difficile et complexe. (Fig.I.6)

Fig.I.6 : Fraisage de forme complexe. **[25]**

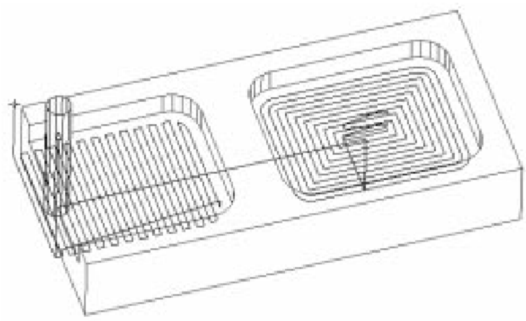


Fig.I.7: Stratégies pour l’évidement des poches. **[19]**

L'évidement de la poche peut être réalisé par balayage ou en colimaçon. On préfère actuellement un usinage par balayage de l'extérieur vers l'intérieur pour les poches ayant une ouverture de passage de la fraise, et en colimaçon de l'intérieur vers l'extérieur pour les poches fermées (Fig.I.7). **[19]**

I.3.4. La stratégie d'usinage :

Toute stratégie d'usinage se fonde sur la génération automatique des trajectoires successives de l'outil, les principaux objectifs qu'une stratégie d'usinage efficace doit remplir

Le respect la qualité et la productivité (débit et minimisation du temps d'usinage), le choix des paramètres de coupe dépend en fait d'un grand nombre de facteurs (entre autre la machine utilisée, l'outillage à réaliser, le matériau et les techniques de polissage).

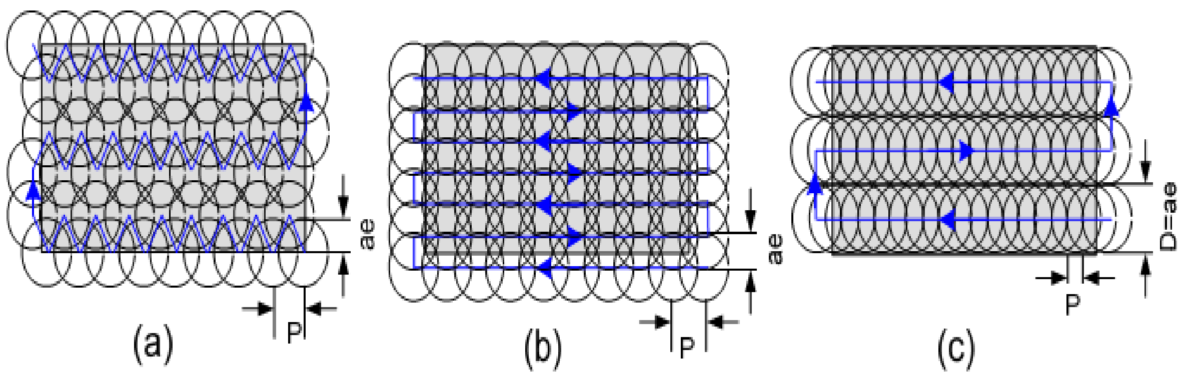


Fig.I.8 : Stratégies d'usinage, (a) zigzag-engagement partiel, (b) serpent-engagement partiel, (c) serpent-engagement complet. **[27]**

La stratégie d'usinage et les paramètres de coupe joue un rôle très important sur la qualité de la surface usinée. Pour chaque stratégie (Figure I.9) , la hauteur de crête correspond à l'épaisseur résiduelle laissée par la fraise lors de chaque engagement de l'outil

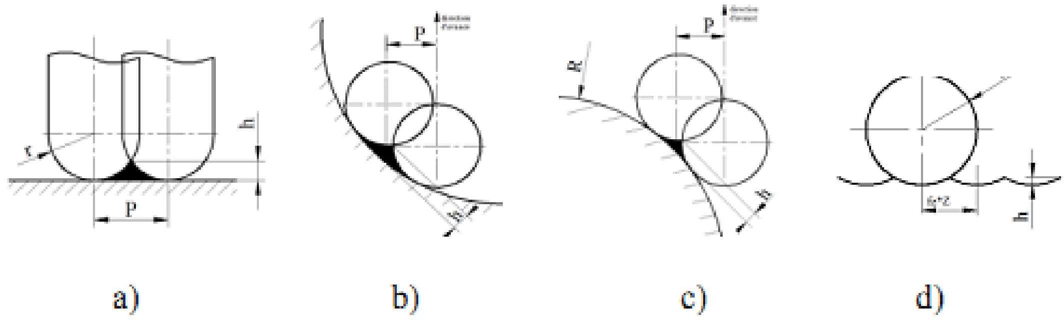


Fig.I.9 : Hauteur de crête. **[37]**

I.4. La modélisation de la coupe en fraisage :

L'essentiel des démarches de modélisation de la coupe depuis plus d'une cinquantaine d'années se situe aux niveaux microscopique et macroscopique corresponds à la démarche d'industrialisation du procédé. Fig. I.10

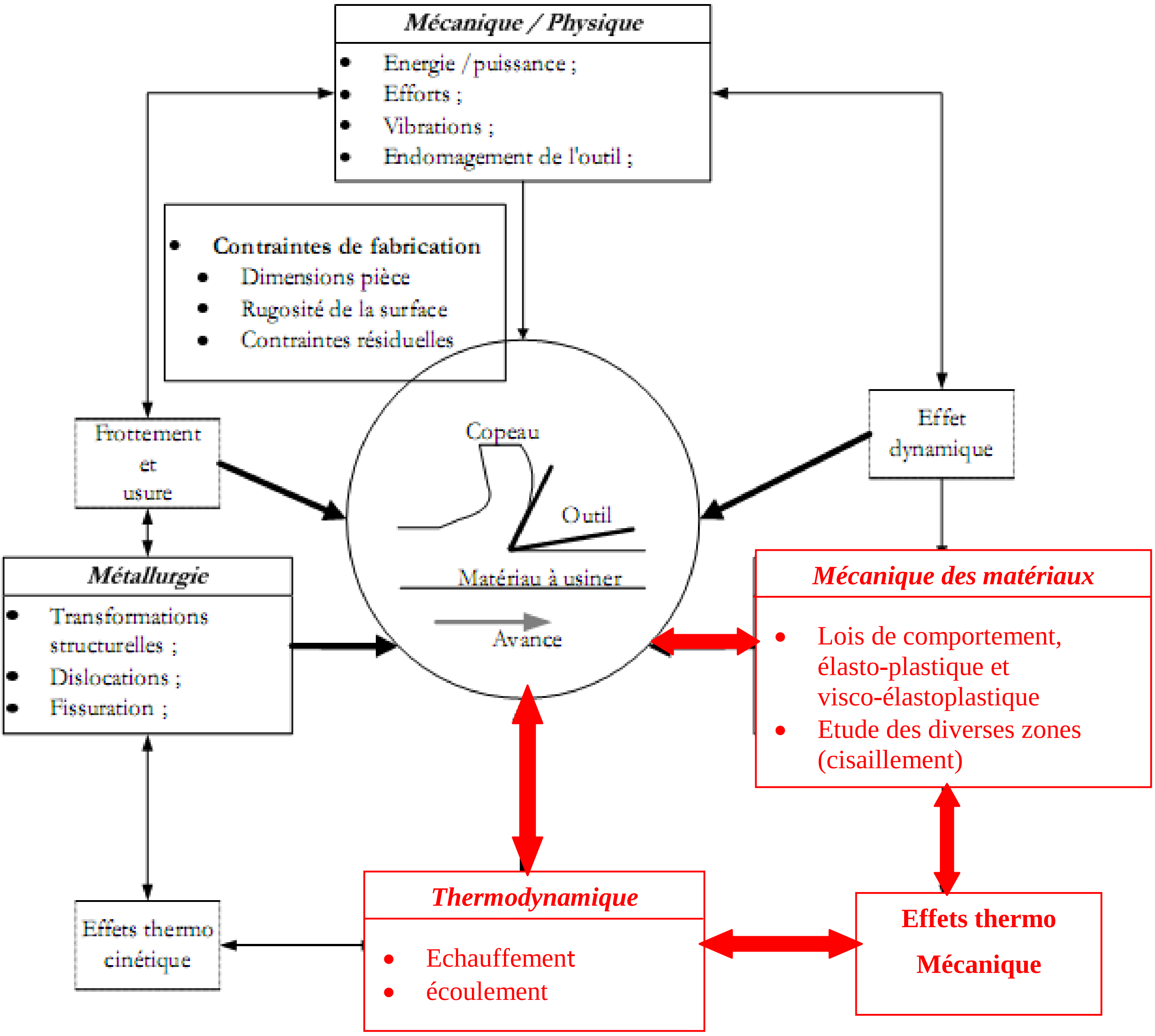


Fig.I.10 : Modélisation géométrique de la coupe . **[47]**

I.4.1 Types de modélisation des efforts de coupe :

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

(i) modèles d'efforts de coupe issus de l'expérimentation appelés modèles phénoménologiques (formalisation de type loi puissance) ;

(ii) modèles d'effort de coupe dit analytiques fondés sur les principes et les lois de la mécanique des milieux continus ;

(iii) modèles d'effort de coupe dit hybrides correspondant à une mixité de deux précédents.

I.4.2. Modélisations analytiques de la coupe :

Merchant [45] fut le premier à développer un modèle analytique de la formation du copeau pour prédire sa géométrie (largeur, longueur du contact avec l'outil) et l'effort de coupe. Ce modèle donne des résultats convenables en coupe orthogonale pour les opérations d'ébauches (hypothèse de déformation plane) et pour un copeau continu. Puis, G. Boothroyd [Boo_65] s'est intéressé à la thermique de la coupe. Ces deux théories restent la base des études actuelles. Plus tard, **Oxley [89]** propose un modèle analytique qui regroupeles aspects mécaniques et thermiques. Plus récemment, **A. Molinari [92]**et **D. Dudzinski[97],Mou [98]** ont développé un modèle plus performant qui prévoit la diminution de l'effort de coupe et de la longueur de contact avec l'augmentation de la vitesse de coupe.**[17]**

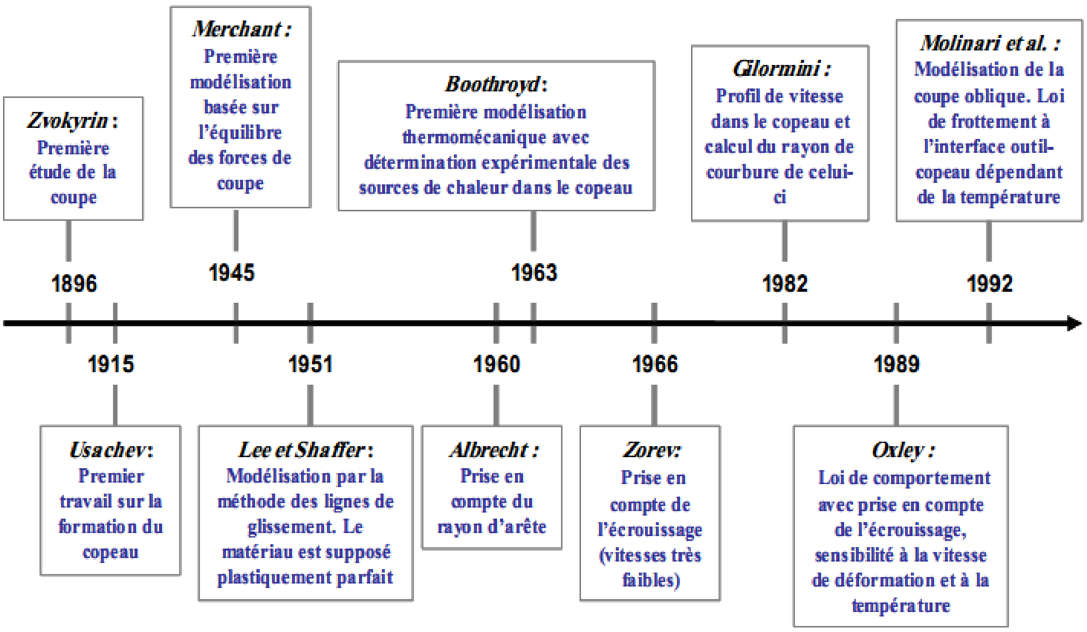


Fig.I.11 : Principaux acteurs de la modélisation analytique des procédés d'usinage .**[43]**

Merchant [28] s'est intéressé au procédé de coupe orthogonal stationnaire avec un copeau non segmenté. Son approche purement mécanique est basée sur l'équilibre des efforts appliqués au copeau Fig.I.12

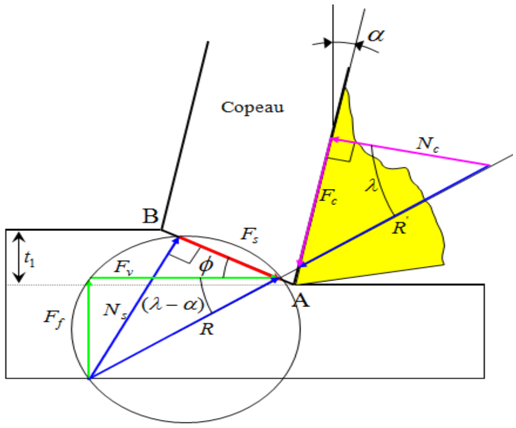


Fig.I.12 : Approche de Merchant (1945) . **[13]**

La surface de la section coupée vaut :

$$A_0 = h \cdot a_p$$

La surface de la zone de cisaillement vaut :

$$A_0 = (h \cdot a_p)/sin\ \phi$$

Merchant fait l'hypothèse de travail de coupe minimal. On obtient alors une expression linéaire de τ_{sh} en fonction de σ:

$$soit\ \tau_{sh} = \tau_{sho} + \sigma \cdot cotan(C)$$

$$et\ \sigma = \tau_{sh} \cdot \tan(\phi + \xi - \gamma)$$

$$donc\ \tau_{sh} = \frac{\tau_{sho}}{1 - \tan(\phi + \xi - \gamma) \cdot cotan(C)}$$

On obtient alors les expressions des efforts uniquement en fonction des données :

$$F_v = \frac{2A_0 \cdot \tau_{sho} \cdot \sin(C) \cdot \cos(\xi - \gamma)}{\cos(2\phi - C + \xi - \gamma) - \cos(C - \xi + \gamma)}$$

$$et\ F_f = \frac{2A_0 \cdot \tau_{sho} \cdot \sin(C) \cdot \sin(\xi - \gamma)}{\cos(2\phi - C + \xi - \gamma) - \cos(C - \xi + \gamma)}$$

En simplifiant ainsi l'expression des efforts, elles deviennent :

$$F_v = \frac{2A_0 \cdot \tau_{sho} \cdot \sin(C) \cdot \cos(\xi - \gamma)}{1 - \cos(2\phi)} et\ F_f = \frac{2A_0 \cdot \tau_{sho} \cdot \sin(C) \cdot \sin(\xi - \gamma)}{1 - \cos(2\phi)}$$

Naisson [41] , Appliquer le modèle de coupe orthogonale de Merchant est montrer l'influence des divers paramètres physiques liés aux procédés sur les paramètres des modèles. Des essais de coupe orthogonale faire avec des variations de vitesses et d'angle de coupe, ainsi que d'avance.

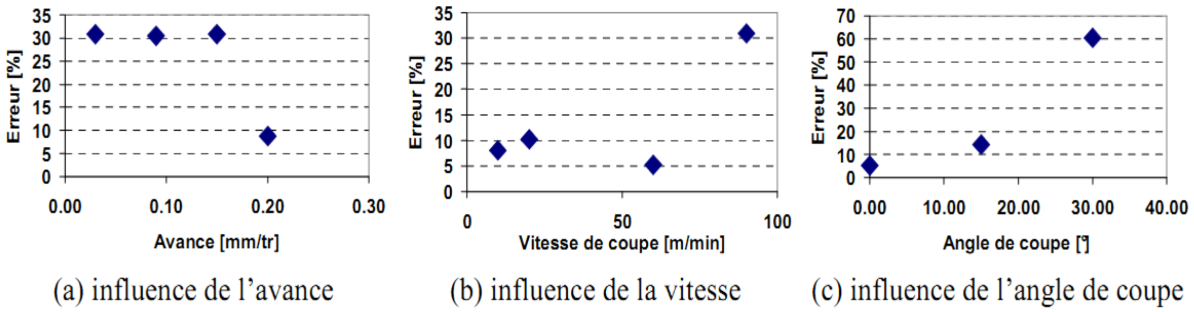


Fig I.13 : Influence des paramètres de coupe sur les efforts de coupe . **[41]**

Oxley [23] Propose en s'appuyant sur les travaux de Boothroyd (1963), un modèle « thermomécanique ». Il est le premier auteur à proposer une modélisation complète du procédé de coupe orthogonale. Oxley utilise un comportement thermo-viscoplastique pour le matériau usiné et Prend en compte à la fois les zones de cisaillement primaire et secondaire en supposant un contact Collant à l'interface outil/copeau. Figure I.14

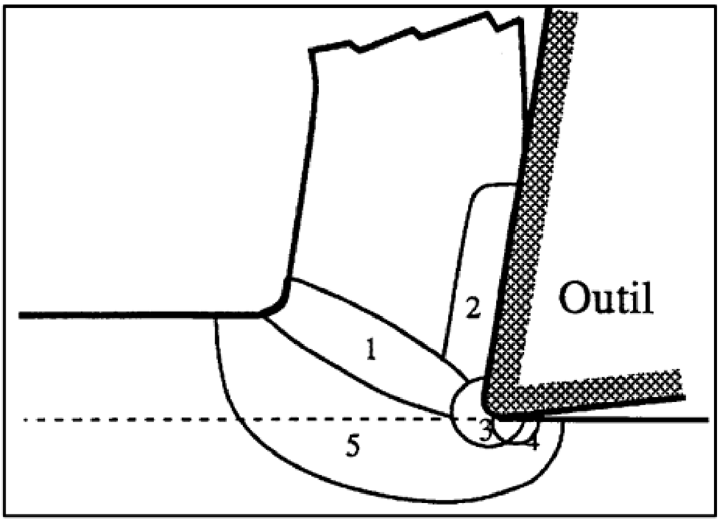


Fig I.14 : Principale zones de cisaillement du copeau, **[21].**

Zone 1 : zone de cisaillement primaire. Elle provient du changement de direction d'écoulement de la matière ; cette zone est le siège de cisaillement et de taux de cisaillement intenses engendrant une forte élévation thermique due à la dissipation.

Zone 2 : zone de cisaillement secondaire, induite par le frottement du copeau sur l'outil. Cette zone est à la fois soumise à de forts taux de cisaillement et à une forte élévation de température engendrée par le frottement.

Zone 3 : zone de séparation du métal en pointe de l'outil. Dans cette région, l'outil exerce un effort de compression sur le matériau qui est refoulé et se sépare en deux parties ; le copeau et la pièce usinée. La présence d'un chanfrein entre la face de coupe et la face de dépouille au niveau de cette zone de retenue favorise la création d'arêtes rapportées.

Zone 4: zone de frottement au niveau de la surface de dépouille. Dans cette zone, les interactions avec l'outil sont moins importantes qu'au niveau de la zone de cisaillement secondaire, mais ici c'est la matière constituant la pièce usinée qui est directement sollicitée.

Zone 5 : zone d'amorce de déformation. La formation du copeau provoque des déformations plastiques et élastiques de la structure du matériau en amont de l'outil conduisant à des contraintes résiduelles en surface de la pièce usinée.

I.4.3. Modélisation thermomécanique de la coupe :

Molinari et Dudzinski puis Moufki ont proposé Un modèle thermomécanique de la coupe capable de déterminer les efforts de coupe dans la bande de cisaillement et la longueur de Contact outil/copeau, la pression à la pointe de l'outil et le champ de température le long de la face de coupe. (Fig.I.15)

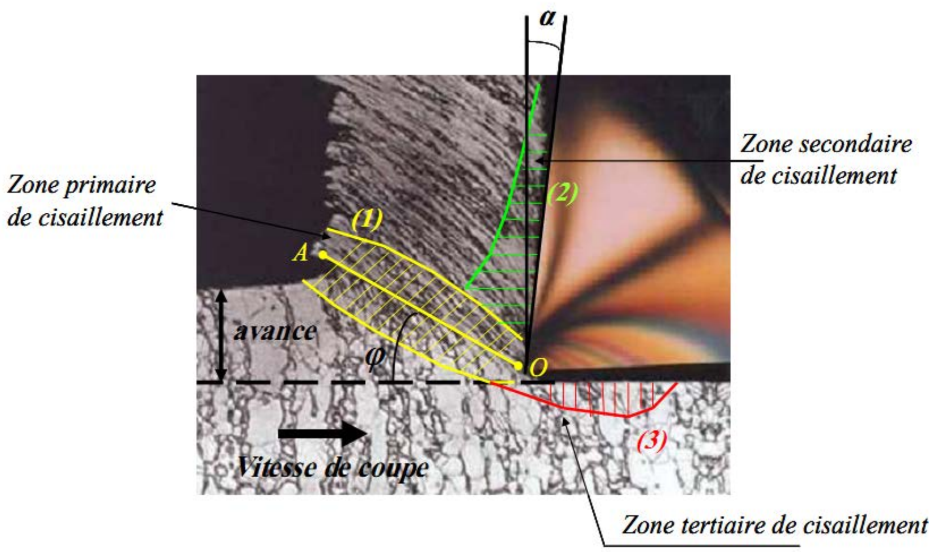


Fig.I.15 : Zones de cisaillement en usinage . **[47]**

Cette zone est supposée être une fine bande d'épaisseur constante h inclinée d'un angle φ par rapport à la direction de la vitesse de coupe V.

a) Modélisation de la zone primaire (la bande de cisaillement) :

Le calcul des efforts est ainsi conduit en introduisant le comportement thermomécanique du matériau usiné et des paramètres de coupe rendant compte du frottement à l'interface outil-copeau.

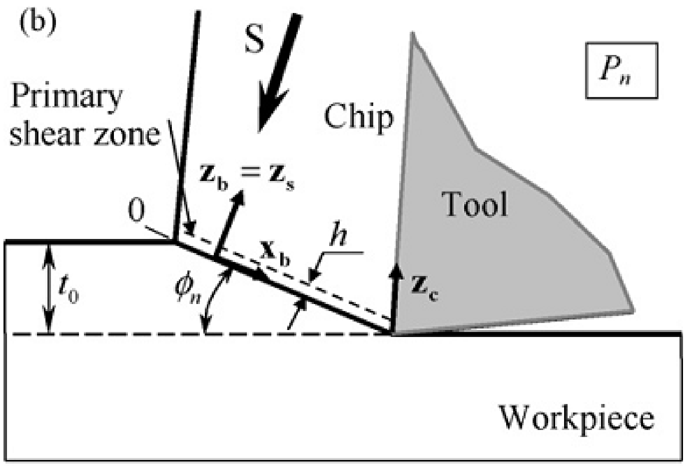


Fig.I.16 : Paramètres de la zone de cisaillement . **[7]**

L'ensemble des équations du modèle a été résolu dans le cadre d'un état stationnaire induisant l'hypothèse d'un écoulement continu du copeau. Afin d'utiliser l'hypothèse de déformations planes, La profondeur de coupe doit être petite devant la largeur de coupe.

Dans la modélisation de la zone primaire, le contact à l'interface outil/copeau est supposé totalement glissant. L'outil est lui supposé non déformable sans rayon d'arête de coupe

b) Les Equations du modèle :

Dans la première version du modèle de (Molinari et Dudzinski), le comportement thermo-viscoplastique du matériau est décrit par une loi en puissance dont la forme est donnée par la relation de Molinari et Clifton **[8]:**

$$\tau = \mu_0 \left(\gamma_0 + \gamma\right)^n \tilde{\dot{\gamma}}^m \tilde{\theta}^\nu \qquad \text{(I.1)}$$

Désignation	Paramètres	Désignation	Paramètres
τ	Contrainte de cisaillement	γ_0	pré déformation
n	coefficient d'écrouissage ($n > 0$),	μ_0	une constante du matériau
m	la sensibilité à la vitesse de déformation ($m > 0$)	ν	l'adoucissement thermique ($\nu < 0$) .

Tableau 1. 2 : Paramètres de la loi de comportement thermo-viscoplastique

L'écoulement est supposé unidimensionnel. Ainsi, La Vitesse d'une particule dans le repère (x, y) , lié à cette bande est donnée par les composants :

$$\begin{aligned} \tilde{v}_x &= \tilde{v}_x(\tilde{y},\tilde{t}) \\ \tilde{v}_y &= \tilde{v}_y(\tilde{y},\tilde{t}) \\ \tilde{v}_z &= 0 \end{aligned} \tag{I.2}$$

Sachant que l'élasticité est négligée, l'hypothèse d'incompressibilité $\frac{d\tilde{v}_y}{d\tilde{y}} = 0$ est alors utilisée, induisant la relation :

$$V_{NO} = V_{N1} = V \sin\varphi \tag{I.3}$$

D'après le diagramme des vitesses (Fig.I.17), l'expression de la vitesse du copeau est obtenue en Fonction des angles de cisaillement (φ) et de coupe (α).

$$V_C = \frac{V_N}{\cos(\varphi-\alpha)} = \frac{V \sin\varphi}{\cos(\varphi-\alpha)} \tag{I.4}$$

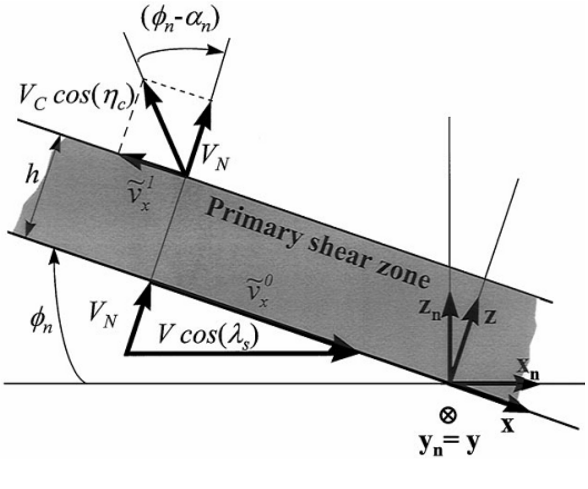


Fig.I.17 : Diagramme des vitesses dans la bande de cisaillement, **[12]** Les vitesses dans le plan de cisaillement à l'entrée et à la sortie de la bande de cisaillement sont données par les Relations (I.38).

$$\begin{aligned}\tilde{v}_x(\tilde{y}=0,\tilde{t}) &= V_{S0} = -V\cos\varphi \\ \tilde{v}_x(\tilde{y}=h,\tilde{t}) &= V_{S1} = V_C\sin(\varphi-\alpha)\end{aligned} \tag{I.5}$$

Les équations de la quantité de mouvement dans un problème unidimensionnel se réduisent à l'expression suivante :

$$\frac{\partial\tilde{\tau}}{\partial\tilde{y}} = \rho\left(\frac{\partial\tilde{v}_x}{\partial\tilde{t}} + \tilde{\dot{\gamma}}V_N\right) \tag{I.6}$$

La température dans la zone primaire est déterminée à partir de l'équation de la chaleur :

$$\rho c\left(\frac{\partial\tilde{\theta}}{\partial\tilde{t}} + \frac{\partial\tilde{\theta}}{\partial\tilde{y}}V_N\right) = \beta\tilde{\tau}\tilde{\dot{\gamma}} + \kappa\frac{\partial^2\tilde{\theta}}{\partial\tilde{y}^2} \tag{I.7}$$

Où β (coefficient de Taylor-Quinney) représentant la fraction de la déformation plastique transformée en chaleur.

La relation de compatibilité donne la vitesse de glissement en fonction de la vitesse de l'écoulement de la matière à travers l'équation (I.8).

$$\tilde{\dot{\gamma}} = \frac{\partial v_x}{\partial\tilde{y}}$$

La vitesse de glissement est la dérivée particulaire du glissement et elle est donnée par :

$$\tilde{\dot{\gamma}} = \left(\frac{\partial\gamma}{\partial\tilde{t}} + \frac{\partial\gamma}{\partial\tilde{y}}V_N\right)$$

Afin d'obtenir des équations adimensionnelles, on définit les variables sans dimension suivantes :

$$y = \frac{\tilde{y}}{h} \qquad \gamma = \frac{\tilde{\dot{\gamma}}}{\tilde{\dot{\gamma}}_R} \qquad t = \tilde{t}\,\tilde{\dot{\gamma}}_R$$

$$\theta = \frac{\tilde{\theta}}{\tilde{\theta}_0} \qquad \tau = \frac{\tilde{\tau}}{\tilde{\tau}_R} \qquad v_x = \frac{v_x}{V_N}$$

Où (h) est l'épaisseur de la bande de cisaillement, (θ_0) la température de la pièce avant usinage, (V_N) la vitesse normale. ($\tilde{\tau}_R$) est une contrainte de référence donnée par :

$$\tilde{\tau}_R = \mu_0^{\,n} \dot{\tilde{\gamma}}_R^{\,m} \tilde{\theta}_0^{\,\nu} \tag{I.11}$$

La vitesse de déformation de référence $\dot{\tilde{\gamma}}_R$ est prise égale à la vitesse de déformation moyenne dans la bande :

$$\dot{\tilde{\gamma}}_R = \dot{\tilde{\gamma}}_m = \frac{1}{h}\int_0^h \dot{\tilde{\gamma}} d\tilde{y} = \frac{V}{h}\frac{\cos\alpha}{\cos(\varphi-\alpha)} \tag{I.12}$$

Le système d'équations (II.6) à (II.9) revient au système sans dimension suivant :

$$\dot{\gamma} = \frac{\partial \gamma}{\partial t} + C\frac{\partial \gamma}{\partial y} \tag{I.13}$$

$$\frac{\partial \tau}{\partial y} = D\left(\frac{\partial v_x}{\partial t} + \dot{\gamma}\right) \tag{I.14}$$

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} + C\frac{\partial \theta}{\partial y} = B\tau\dot{\gamma} + K\frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \tag{I.15}$$

$$\tau = (\gamma_0 + \gamma)^n \dot{\gamma}^m \theta^\nu \tag{I.16}$$

où les nombres *B*,*C*,*D*,*K* sont définis par :

$$B = \frac{\beta \tilde{\tau}_R}{\rho c \theta_0} \qquad C = \frac{V_N}{h\dot{\tilde{\gamma}}_R} = \frac{\sin\varphi\cos(\varphi-\alpha)}{\cos\alpha} \tag{I.17}$$

$$D = \frac{\rho V_N h \dot{\tilde{\gamma}}_R}{\tilde{\tau}_R} = \frac{\rho V^2 \sin\varphi\cos\alpha}{\tilde{\tau}_R \cos(\varphi-\alpha)} \qquad K = \frac{\kappa}{\rho c h^2 \dot{\tilde{\gamma}}_R} = \frac{\kappa\cos(\varphi-\alpha)}{\rho c h V\cos\alpha}$$

Les nombres *B, D, K* caractérisent respectivement la production de chaleur par déformation plastique, les effets d'inertie et le phénomène de conduction. Le nombre *C* est un facteur géométrique.

Comme il a été énoncé dans l'introduction du modèle, l'hypothèse d'un écoulement de copeau continu induisant un état stationnaire a été choisie. De plus, les très hautes vitesses atteintes lors de l'usinage ne laissent pas le temps à la chaleur de l'écoulement adiabatique justifie ainsi et permet de simplifier la relation (I.15) en supprimant les termes de conduction. Le Système d'équations précédent (I.13) à (I.16) devient :

$$\dot{\gamma} = C\frac{\partial \gamma}{\partial t} \qquad (I.18)$$

$$\frac{\partial \tau}{\partial y} = D\dot{\gamma} \qquad (I.19)$$

$$C\frac{\partial \theta}{\partial t} = B\tau\dot{\gamma} \qquad (I.20)$$

$$\dot{\gamma} = \tau^{\frac{1}{m}}\left(\gamma_0+\gamma\right)^{\frac{-n}{m}}\theta^{\frac{-\upsilon}{m}} \qquad (I.21)$$

La combinaison des équations (I.18) et (I.19) puis (I.18) et (I.20) donnent, après intégration par Rapport la variable y, les évolutions de la contrainte (τ) et de la température θ

$$\tau = DC\gamma + \tau_0 \qquad (I.22)$$

$$\theta = 1 + B\left(\tau_0\gamma + \frac{DC\gamma^2}{2}\right) \qquad (I.23)$$

Ces relations, une fois introduites dans la loi de comportement, permettent d'exprimer la vitesse de Déformation pour un état stationnaire.

$$\dot{\gamma} = \left(DC\gamma+\tau_0\right)^{\frac{1}{m}}\left(\gamma_0+\gamma\right)^{\frac{-n}{m}}\left[1+B\left(\tau_0\gamma+\frac{DC\gamma^2}{2}\right)\right]^{\frac{-\upsilon}{m}} \qquad (I.24)$$

La résolution de cette équation nécessite des conditions aux limites en déformation. Il a été supposé qu'il n'y a des déformations que dans la zone primaire de cisaillement (y $\in$ [0;h])

$$\gamma\left(y=0\right)=0 \qquad (I.26)$$

$$\gamma\left(y=h\right)=\gamma_1=\frac{V_{S1}-V_{S0}}{V_N}=\tan\left(\varphi-\alpha\right)+\frac{1}{\tan\varphi} \qquad (I.27)$$

Il reste à déterminer la contrainte à l'entrée de la bande (***τ_0***). Pour ce faire, Moufki et al. (1998) Combinent les relations (II.18) et les relations de compatibilité afin d'obtenir l'équation intégrale (II.28) qui est résolue de manière itérative.

$$\int_0^{\gamma_1}\frac{V_N}{\dot{\gamma}\left(\gamma,y\right)}d\gamma - h = 0 \qquad (I.28)$$

A ce stade de l'étude, la contrainte, la température, la déformation et de la vitesse de déformation Ont été exprimées en fonction de la hauteur ***h*** de la bande de cisaillement et de l'angle de Cisaillement . La détermination de cette première donnée se fait à l'aide d'observations expérimentales **Shaw[46]** qui ont permis de donner une estimation de la largeur moyenne de la bande. Les auteurs ont choisi pour la suite la modélisation h= 0.025 mm.

c) Modèle thermomécanique de la coupe oblique :

Pour une arête élémentaire, on est dans le cas de la coupe oblique pour laquelle la zone primaire de cisaillement est modélisée comme une bande de cisaillement d'épaisseur constante h, (Fig.I.18). La contrainte due aux autres zones de déformation est négligée.

L'angle normal de cisaillement (ϕ_n) est donné par la loi de Merchant modifiée :

$$\phi_n = A_1 + A_2(\alpha_n - \lambda_f) \qquad (\text{I.29})$$

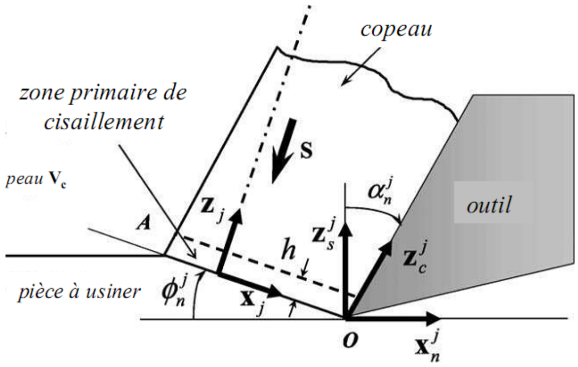


Fig. I.19 : Formation élémentaire de coupeau. Paramètres de la bande de cisaillement, **[11].**

Avec A_1 et A_2 qui sont des constantes selon le matériau à usiner et(λ_f)est l'angle moyen de frottement à l'interface Outil-Coupeau. L'angle de l'écoulement de coupeau (η_C) sur la surface de l'outil (Fig.1.19) est calculé à partir de l'équation suivante :

$$\cos(\phi_n - \alpha_n)\sin\phi_n \sin\eta_c + \left(\cos\alpha_n - \sin(\phi_n - \alpha_n)\sin\phi_n\right)\tan\lambda_f \sin\eta_c \cos\eta_c$$
$$-\tan\lambda_s \cos^2(\phi_n - \alpha_n)\cos\eta_c + \tan\lambda_f \tan\lambda_s \sin(\phi_n - \alpha_n)\cos(\phi_n - \alpha_n)\cos^2\eta_c = 0 \qquad (\text{I.30})$$

L'angle caractéristique de la direction de cisaillement (η_s) dans le plan primaire de cisaillement est déterminé par la relation:

$$\eta_s = \tan^{-1}\left(\frac{\tan\eta_c \sin\phi_n - \tan\lambda_s \cos(\phi_n - \alpha_n)}{\cos\alpha_n}\right) \qquad (\text{I.31})$$

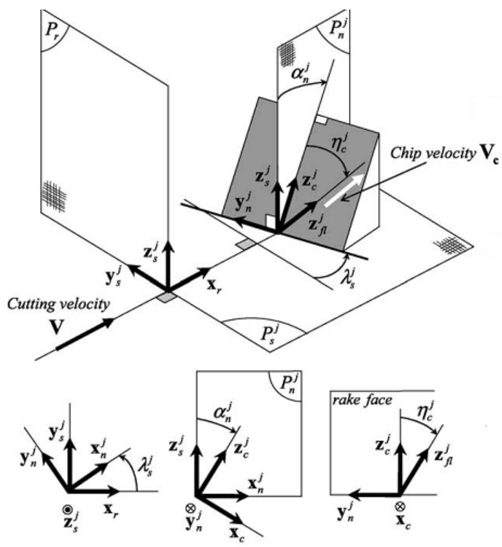


Fig. I.20 : Représentation de la coupe oblique associée à chaque arête élémentaire «j». **[10]**

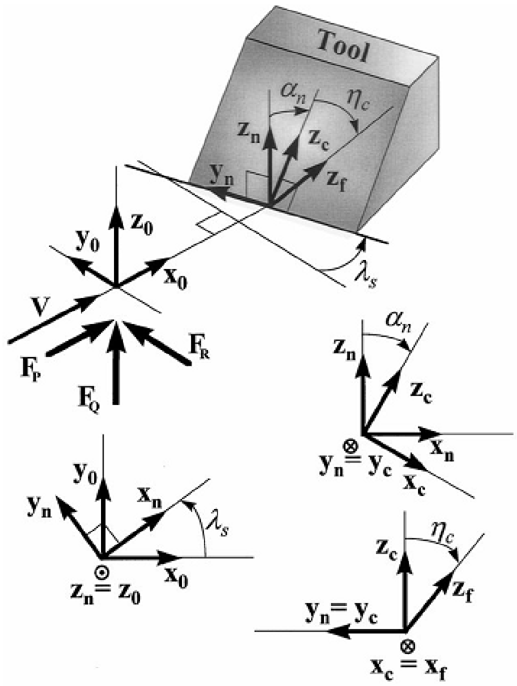


Fig. I.21 : Direction d'écoulement du coupeau, **[6]**

L’ensemble des paramètres décrivant l’écoulement thermomécanique de la matière dans la zone primaire de cisaillement est suppose ne dépendre que de la position ***zj*** le long de la normal au plan de cisaillement (Fig. I.21) .

Le matériau est décrit par une loi phénoménologique de type Johnson-Cook donnée par la relation (I.32).

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}}\left[A + B\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^n\right]\left[1 + m\ln\left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0}\right)^n\right]\left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^\nu\right] \qquad (I.32)$$

d) Loi de la contrainte de cisaillement de Johnson-Cook :

Le choix d'une loi d'écoulement plastique est un point très important dans la Modélisation du cisaillement. Elle doit prendre en compte les phénomènes d'écrouissage du durcissement dynamique et d'adoucissement thermique, et doit être valable pour des gammes de déformations, de vitesses de déformations et de températures étendues. L'identification de ces paramètres nécessite de mètre en œuvre des essais mettant en jeu des grandes déformations, des vitesses de déformation élevées et une large gamme de températures.

Pour décrire la contrainte d'écoulement plastique nous avons choisi une loi empirique multiplicative de type loi de Johnson-Cook **[25]**. Elle exprime la contrainte d'écoulement en fonction de la déformation équivalente, de la vitesse de déformation équivalente et de la température.

Johnson et Cook introduisent une température de transition T_t au dessus de laquelle l'effet de la température sur la contrainte d'écoulement n'est pas négligeable. La loi d'écoulement s'écrit :

$$T \le T_t \Rightarrow \sigma\left(\varepsilon_{eq}, \dot{\varepsilon}_{eq}, T\right) = \left(A + B\left(\varepsilon^P{}_{eq}\right)^n\right)\left(1 + C\ln\left(\frac{\left(\varepsilon^P{}_{eq}\right)}{\varepsilon_0}\right)\right) \qquad (I.33)$$

$$T_f > T > T_t \Rightarrow \sigma\left(\varepsilon_{eq}, \dot{\varepsilon}_{eq}, T\right) = \underbrace{\left(A + B\left(\varepsilon^P{}_{eq}\right)^n\right)}_{Terme\,d'ecrouissage}\underbrace{\left(1 + C\ln\left(\frac{\left(\varepsilon^P{}_{eq}\right)}{\varepsilon_0}\right)\right)}_{Terme\,dynamique:\,f_d}\underbrace{\left(\left(1 - \frac{T - T_t}{T_f - T_t}\right)^m\right)}_{Terme\,d'adoucissement:\,f_a} \qquad (I.34)$$

Cette loi d'écoulement se décompose en trois termes : un terme d'écrouissage, un terme dynamique et un terme d'adoucissement.

Le terme relatif à l'écrouissage correspond à la contrainte d'écoulement à vitesse de déformation constante

Le deuxième terme est un facteur multiplicatif noté (f_d) caractérisant le durcissement dynamique du matériau.

Le troisième terme de la loi est un facteur noté (f_a) correspondant au phénomène d’adoucissement thermique , Cette loi peut également s’écrire dans le cas d’une sollicitation de torsion et permet de relier la contrainte de cisaillement (τ) et la déformation de cisaillement (***g^p***)

$\sigma_{eq} = \sqrt{3\tau}$ et $\varepsilon_{eq} = \dfrac{g^p}{\sqrt{3}}$

Et la loi de Johnson et Cook, on obtient l’expression de la contrainte de cisaillement :

$$\tau\left(g^P, \dot{g}^P, T\right) = \left(A' + B'\left(g^P\right)^n\right)\left(1 + \dot{C}\ln\left(\frac{\left(\dot{g}^P_{eq}\right)}{\dot{g}_0}\right)\right)\left(\left(1 - \frac{T - T_t}{T_f - T_t}\right)^m\right) \qquad (\text{I.35})$$ A

vec : $A' = \dfrac{A}{\sqrt{3}}, B' = \dfrac{B}{\left(\sqrt{3}\right)^{n+1}}, \dot{C} = C, \dot{g}_0 = \sqrt{3\dot{\varepsilon}_0}$

A partir des équations de la conservation de la quantité de mouvement et de l’énergie (sous conditions adiabatiques) et de la loi constitutive du matériau usine, on obtient les expressions de la contrainte ((1.34)), de la température 1.36)) et de la vitesse de déformation:

Des équations du mouvement sont réduites à une relation simple :

$$\frac{\mathrm{d}\tau}{\mathrm{dz}_s} = \rho V \cos\lambda_s \sin\phi_n \dot{\gamma} \qquad (\text{I.36})$$

L'équation de la conservation de l'énergie est écrite comme suit :

$$\rho c V \cos\lambda_S \sin\phi_n \frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{dz}_s} = \beta\tau\dot{\gamma} \qquad (\text{I.37})$$

L’équation de la température donne :

$$T = T(\gamma, \tau_0) = T_w + \frac{\beta}{\rho c}\left(\rho(V\cos\lambda_s \sin\phi_n)^2 \frac{\gamma^2}{2} + \tau_0\gamma\right) \qquad (\text{I.38})$$

Ou ρ, c et β représentent respectivement la densité, la capacité calorifique et le coefficient de Taylor- Quinney T_w est la température absolue dans la bande avant l'usinage. la température initiale de la pièce.

$$\begin{aligned} \mathrm{d}F_r &= -\mathrm{d}F_S \cos\eta_S \sin\phi_n - N_S \cos\phi_n \\ \mathrm{d}F_\kappa &= \mathrm{d}F_S \cos\eta_S \left[\tan\eta_S \cos\lambda_S + \cos\phi_n \sin\lambda_S\right] - \mathrm{d}N_S \sin\phi_n \sin\lambda_S \\ \mathrm{d}F_\psi &= -\mathrm{d}F_S \cos\eta_S \left[\tan\eta_S \sin\lambda_S - \cos\phi_n \cos\lambda_S\right] - \mathrm{d}N_S \sin\phi_n \cos\lambda_S \end{aligned} \qquad (\text{I.39})$$

où dF_s est la force élémentaire de cisaillement suivant X_s et dF_s est la force élémentaire normale suivant Z_s. Elles sont données par les expressions suivantes:

$$\mathrm{d}F_S = -\frac{t_0 \mathrm{d}w}{\cos\lambda_S \sin\phi_n}\tau_h$$
$$\mathrm{d}N_S = \frac{\tan(\phi_n - \alpha_n) + \tan\lambda_f \cos\eta_C}{1 - \tan\lambda_f \cos\eta_C \tan(\phi_n - \alpha_n)}\cos\eta_S \mathrm{d}F_S \qquad (\mathrm{I}.40)$$

e) Les travaux relatifs au modèle

Dans ces travaux, la prédiction des efforts de coupe est réalisée à partir d’une approche thermomécanique de la coupe oblique **Moufki [9]**. Le calcul des efforts est ainsi conduit en introduisant le comportement thermomécanique du matériau usiné et des paramètres rendant compte du frottement à l’interface outil-copeau.

Fontaine [31] Ce travail récent a pour objectif la détermination de la force de coupe pour le fraisage avec un outil hémisphérique;
Un grand nombre d'essais de coupe, sur une pièce en acier 42CrMo4 de hauteur H_0=20 (mm), d'une longueur L_0 de 50 (mm) et d'une largeur W_0 de 50 (mm) (Fig.I.22),

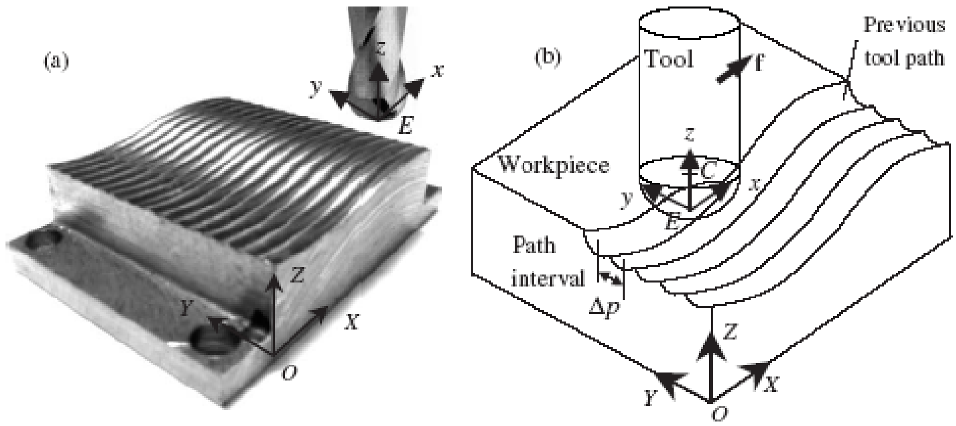


Fig.I.22 : Essai de fraisage hémisphérique
(a) Pièce usinée, (b) Représentation géométrique , **[31]**

La figure Fig.I.45 present les essais ont été réalisés sans lubrifiant sur une fraiseuse triaxiale verticale pour valider le modèle proposé, avec une fraise hémisphérique à deux hélices : d’un diamètre de12 (mm), d'un angle d'hélice de 17°, d’un angle normal de coupe

α_n=0°. Un dynamomètre à six-composantes de type Kistler (modèle 9265B) a été utilisé pour mesurer les forces de coupe.

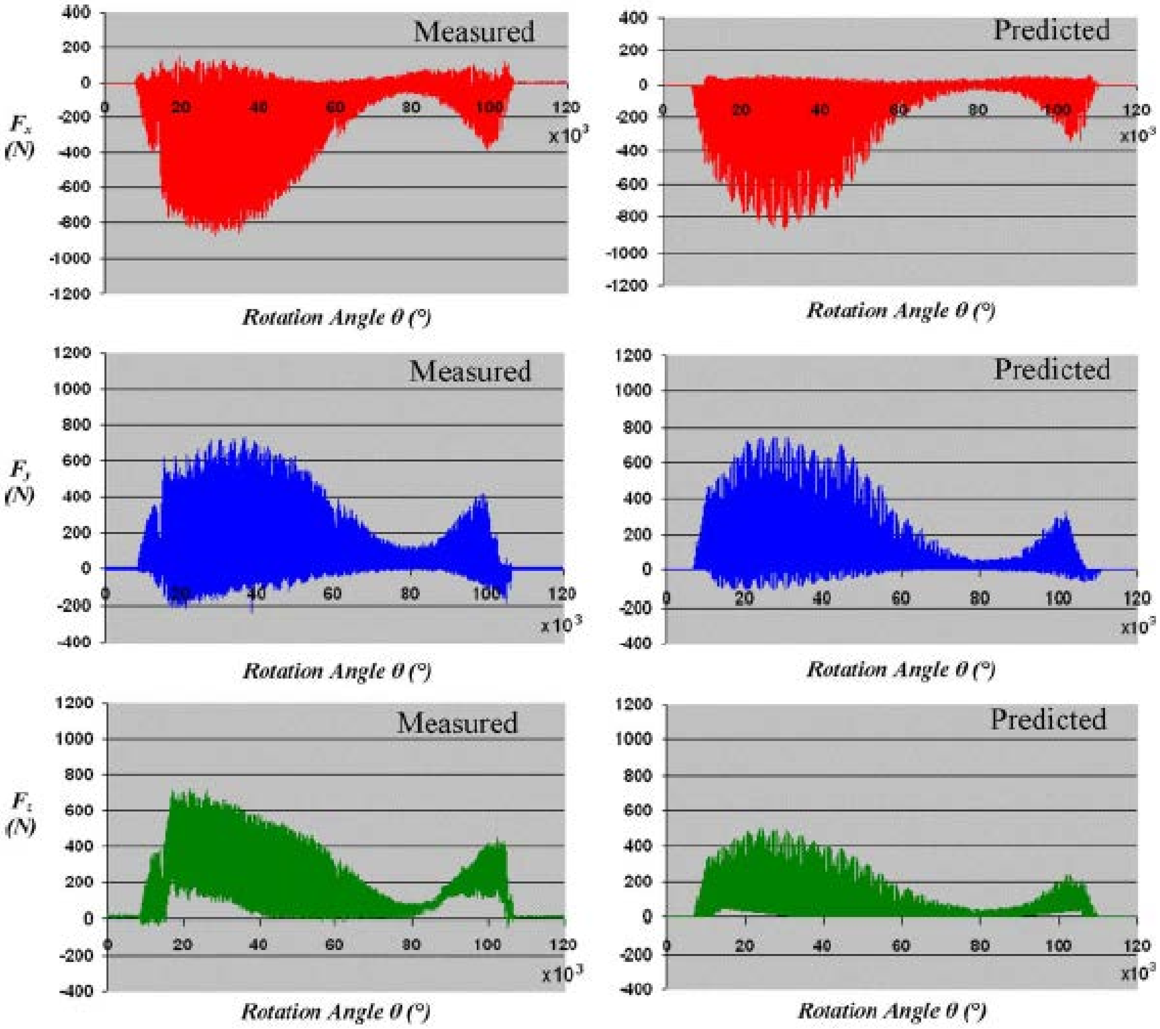


Fig.I.23 : Forces de coupe mesurées et simulées pour 3980 tour/min, **[31]**

Fontaine [30] : ce travail récent à étudier l’influence de l’inclinaison de la surface usinée sur les forces de coupe dans le fraisage hémisphérique. Les forces de coupe sont calculer par le le modèle thermomécanique de [M. Fontaine, A. Moufki], les essais on été menés sur l’acier a 42CrMo4 (AISI 4142) sur une machine 3 axes (CNC), les composants des forces de coupe sont mesurées par un dynamomètre Kistler (model 9265B)

Paramètres de modèle:

A1 =40◦; *A2* = 0.5. Coefficient de frottement : µf = 1.04 (λf =46◦). Paramètres loi de Johnson–Cook : *A* =612MPa; *B* = 436MPa; $\gamma_0^{\cdot}$ = 0.001 s−1; *n* = 0.15; *m*= 0.008;ν = 1.46; *Tr* = *Tw* = 293K; *Tm* = 1793K ; ρ = 7800 kg/m3; *c* = 500J/(kgK); β = 0.9. Épaisseur de la zone primaire : h = 0.025mm.

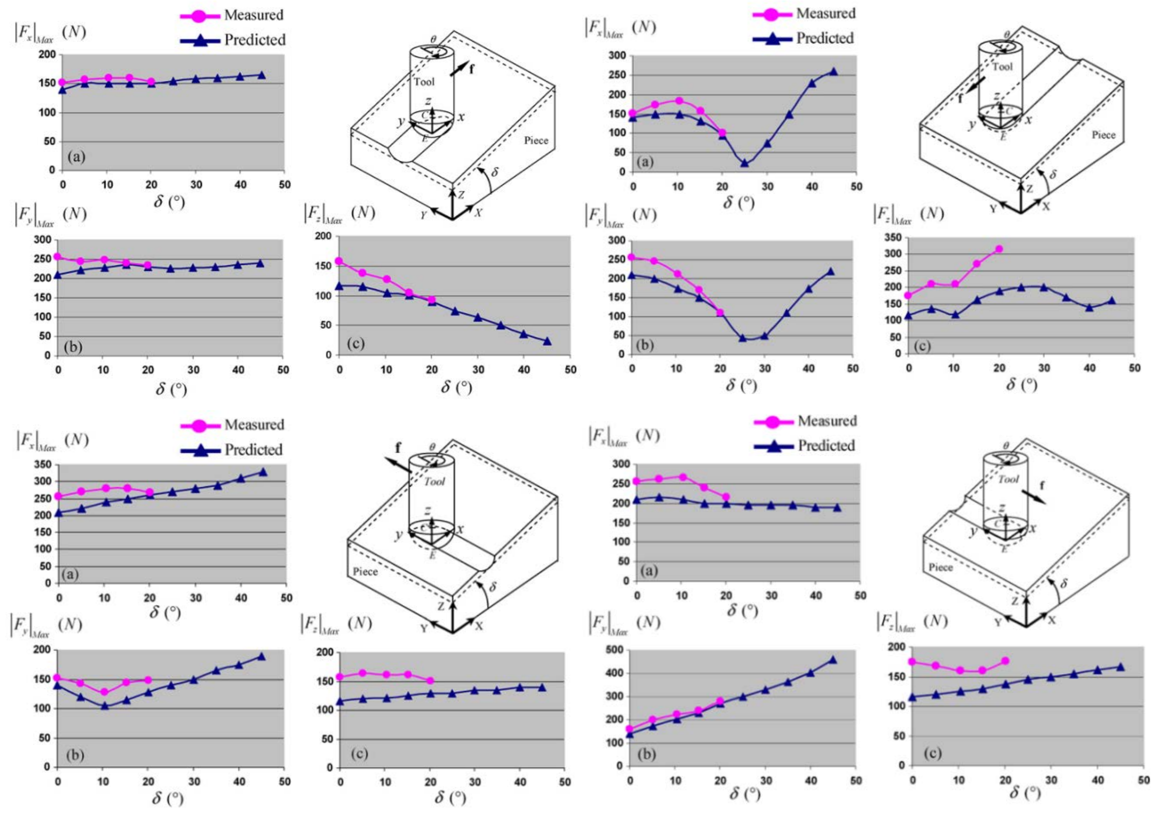


Fig.I.24 : Comparaison entre les efforts de coupe mesurés et simulés [**29**.**30**]

Fontaine[32] : Cette étude présente une méthode d'optimisation de la géométrie des outils en fraisage à partir de la prédiction des efforts de coupe. L'outil de calcul employé est un modèle analytique thermomécanique permettant la simulation d'une large gamme d'opérations de fraisage 3 axes.

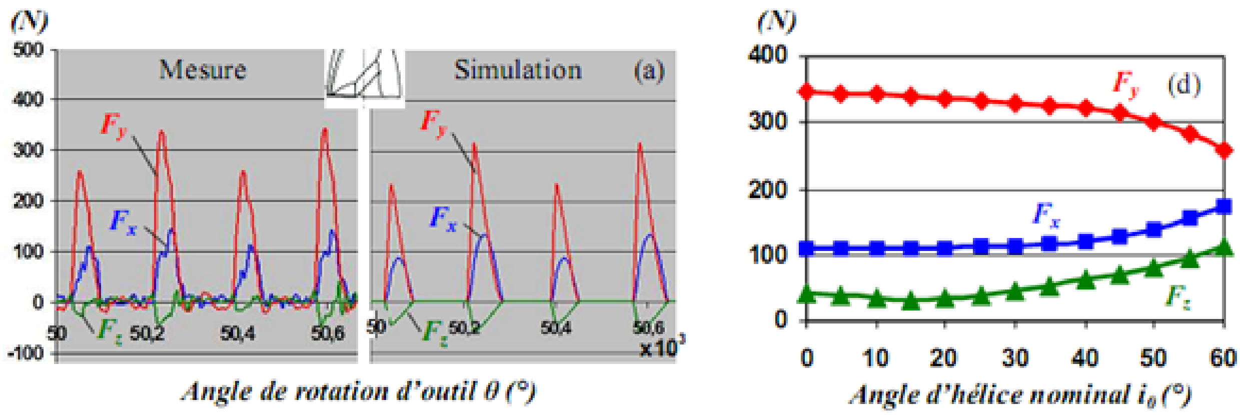


Fig.I.25 (a) : Efforts de coupe mesurés et simulés pour un essai de fraisage d'épaulement (quart d'immersion, avalant) : Ω = 5000 tr/min, ft = 0,05 mm/dent,.

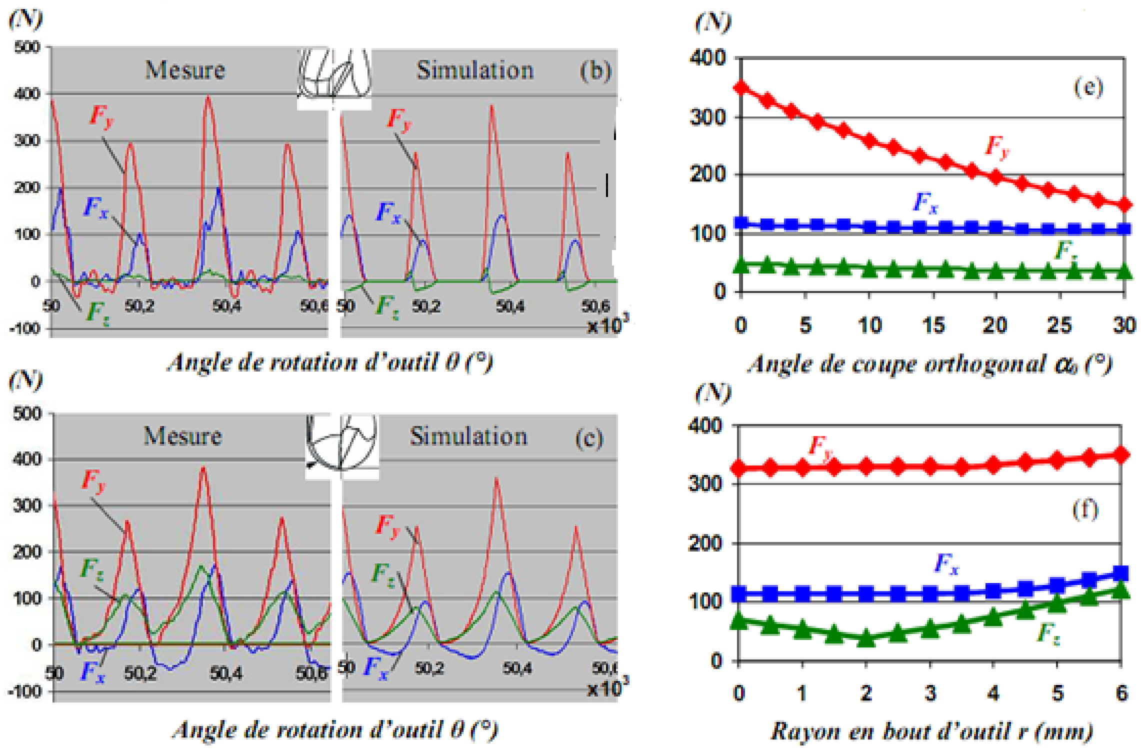


Fig.I.25 (b, c) : Efforts de coupe mesurés et simulés pour un essai de fraisage d'épaulement (quart d'immersion, avalant) : Ω = 5000 tr/min, ft = 0,05 mm/dent,. **[3]**

L'influence de paramètres géométriques caractéristiques tels que l'angle d'hélice, l'angle de coupe ou le rayon d'enveloppe en bout d'outil est étudiée et démontre la capacité de ce type de modèle à fournir des critères d'optimisation pour la conception et le choix des outils de coupe. Fig.I.25

Albert [23] : présente cette étude les phénomènes mis en jeu dans le cas du fraisage, (coupe non continue, section de copeau non constante) pour lequel l'optimisation du procédé devient alors délicate. Il s'agit de déterminer expérimentalement l'influence des paramètres géométriques et cinématiques sur les paramètres énergétiques figure Fig I.26

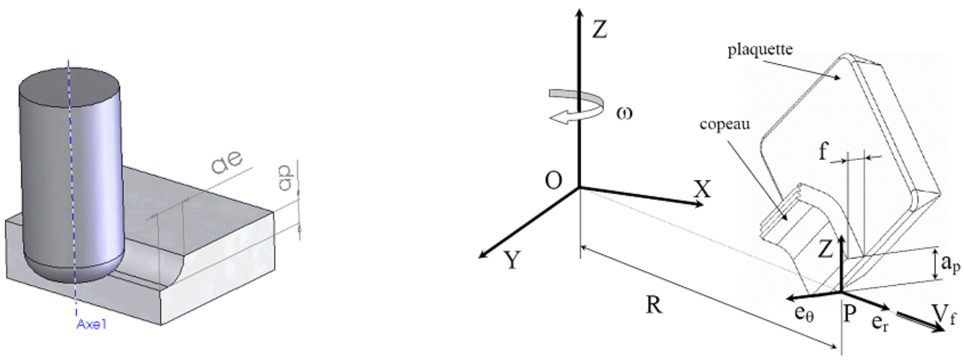


Fig I.26 : Les paramètres de coupe . **[23]**

Les essais effectués sur un centre d'usinage horizontal à commande numérique 4 axes d'une puissance maximale de 15 kW, pouvant atteindre une vitesse de rotation de 6000tr/min et une avance de 4m/min en vitesse travail

Masse volumique : 7800kg/m^3	Température de fusion 1500 °C
Diffusivité thermique : K=4,6.10^{-5} $m^2.s^{-1}$	Chaleur spécifique : Cp=379J/kg°K
Contrainte à rupture : σ_r=900MPa	Module de Young : E=210GPa
Dureté : 260 Hv	

Coefficients composant la loi de comportement de Johnson-Cook	
Indice de viscosité : m=5,5.10^{-3}	Indice d'écrouissage : n=0,0563
B=-7,9.10^{-4}	A=1,288

Tab 1.3 caractéristiques thermomécanique de l'acier 42CrMo4

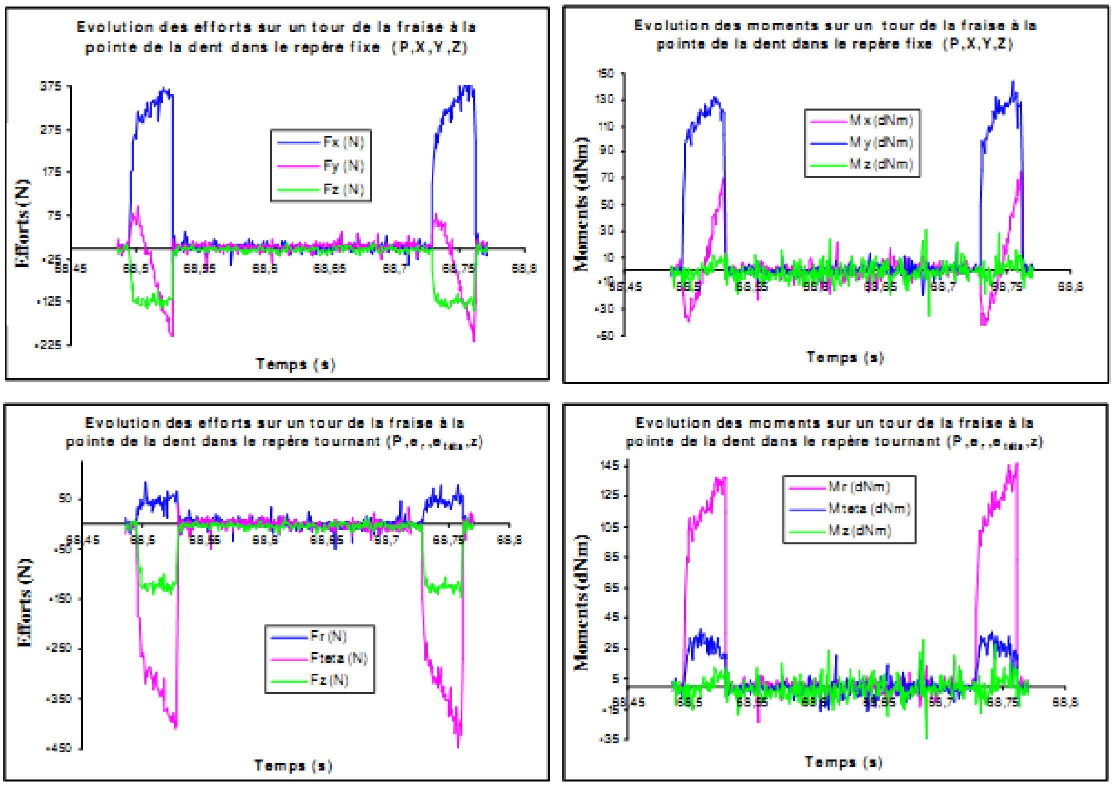


Fig.I . 27 : Exemples de signaux de mesure des 6 composantes des actions mécaniques dans les deux repères. **[23]**

Jrad [33] Cette étude présente deux approches complémentaires de modélisation et de simulation sont utilisées pour l'opération de perçage. La première correspond à un modèle analytique composé d'une partie géométrique et d'une partie thermomécanique. La deuxième approche fait appel à la simulation numérique du perçage avec un code commercial aux éléments finis.

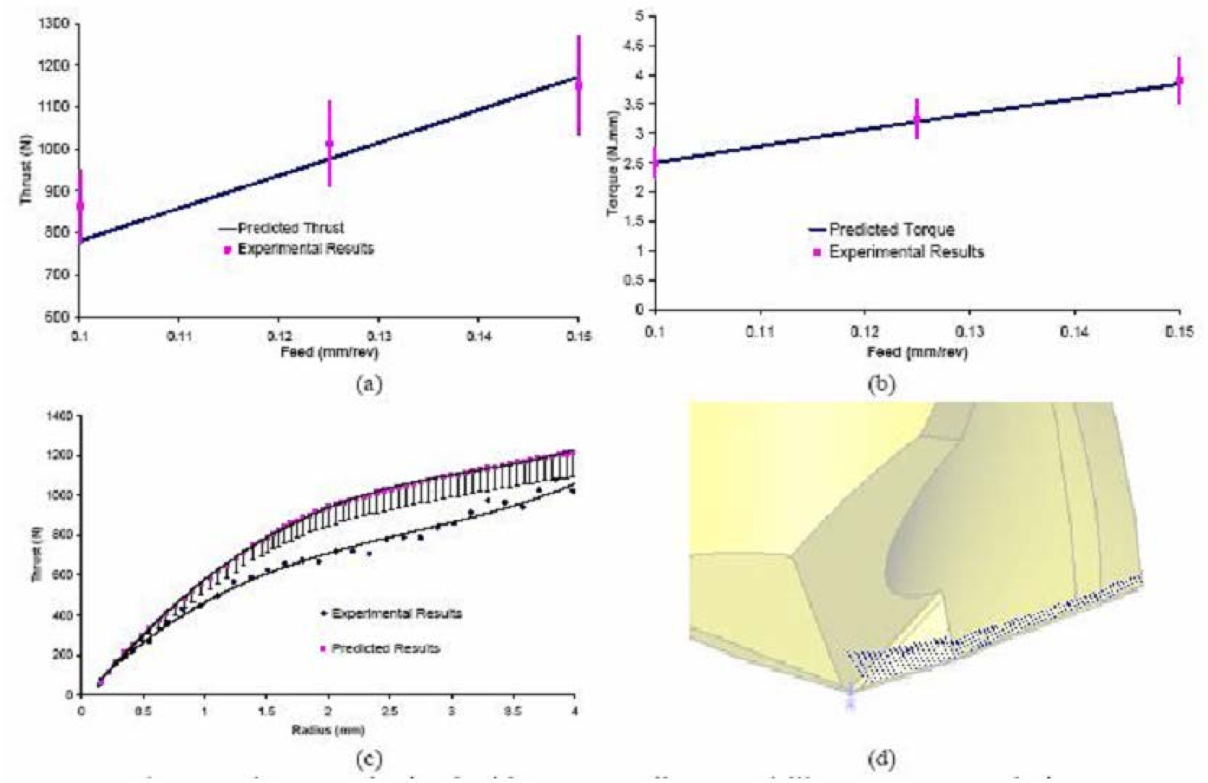


Fig. I.28 : Le couple et l'effort axial obtenus avec un foret de diamètre 8 mm, une pièce de 42CrMo4 , avec une vitesse de rotation de 2000 tr/min et une avance de 0,15mm/tr.**[33]**

La simulation permet de mieux appréhender la formation du copeau et son écoulement et d'étudier plus finement l'incidence de la géométrie sur les répartitions des contraintes et des températures de l'outil et de la pièce usinée.

I.4.4 Modèles semi mécanistique :

Le premier modèle réaliste développé le fut par Taylor au début du 20ème siècle. Les approches présentées ici sont toutes fondées sur l'utilisation directe de résultats d'essais de coupe (efforts ou morphologie des copeaux). En tournage, il relie l'effort tangentiel à la section du copeau (vision géométrique) par un coefficient constant Pour le fraisage, nous pouvons citer plusieurs approches de modélisation comme par exemple l'approche mécanistique, l'approche semi mécanistique

Altintas[40,49],présenté un modèle d'effort semi mécanistique qui prévoit la répartition des charges de cisaillement et de frottement sur les faces de coupe et les faces de la dépouille des dents de la fraise hémisphérique. Les modèles mécanistique exigent des essais relativement nombreux, et sont applicables à un couple particulier d'outil (géométrie et matériaux d'outils par exemples) et de pièce (formes, matériaux entre autres) .

a) Modèle d'effort semi mécanistique:

Ce modèle d'effort présenter par **Lamikiz [5]** est basé sur un ensemble de coefficients qui dépendent du matériau de la pièce et de l'outil, de la géométrie de l'outil Fig.I.29

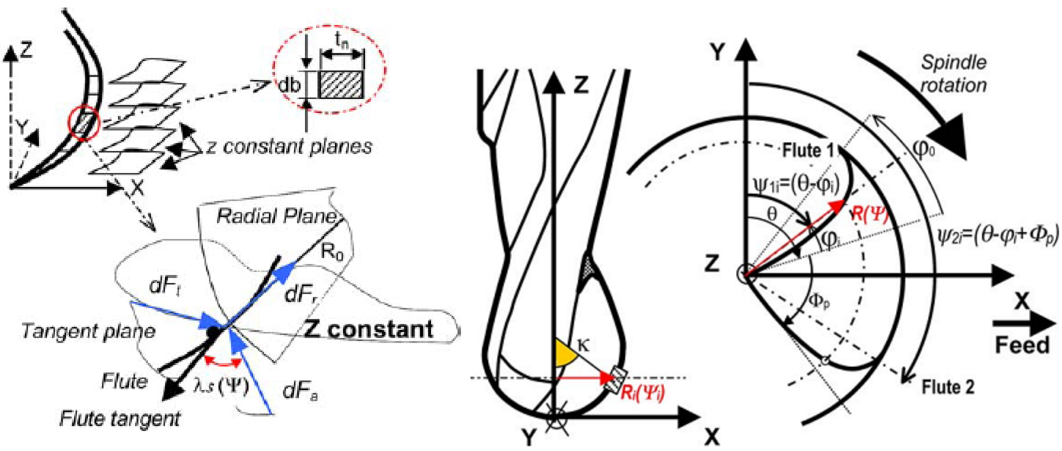


Fig.I.29 : Génération de l'arête tranchante de la fraise hémisphérique et Discrétisation de l'outil, **[5].**

Les composantes tangentielles, radiales et axiales de l'effort de coupe sont données comme suit:

$$\begin{cases} \mathrm{d}F_t(\theta,z) = K_{te}\mathrm{d}S + K_{tc}.t_n(\Psi,\theta,k)\mathrm{d}b \\ \mathrm{d}F_r(\theta,z) = K_{re}\mathrm{d}S + K_{rc}.t_n(\Psi,\theta,k)\mathrm{d}b \\ \mathrm{d}F_a(\theta,z) = K_{ae}\mathrm{d}S + K_{ac}.t_n(\Psi,\theta,k)\mathrm{d}b \end{cases} \quad \text{(I.41)}$$

dF_t, dF_r et dF_a sont les composantes tangentielles, radiales et axiales de l'effort de coupe qui sont données en fonction des coefficients spécifiques de coupe $(K_{rc}, K_{re}, K_{tc}, K_{te}, K_{\psi c}, K_{\psi e})$ sont fonction du matériau de l'outil et de la pièce à usiner.

L'épaisseur du copeau non déformé peut être calculé par l'équation (I.42).

$$\begin{array}{ll} t_n(\Psi,\theta,k) = fz.\sin(\Psi_P).\sin(\kappa_p) & \text{Si} \begin{cases} 0 \le \kappa_p \le \kappa_{\lim} \\ 0 \le \Psi_P \le \Psi_{\lim} \end{cases} \\ t_n(\Psi,\theta,k) = 0 & \text{Si} \begin{cases} \kappa_p \ge \kappa_{\lim} \\ \Psi_P \ge \Psi_{\lim} \end{cases} \end{array} \quad \text{(I.42)}$$

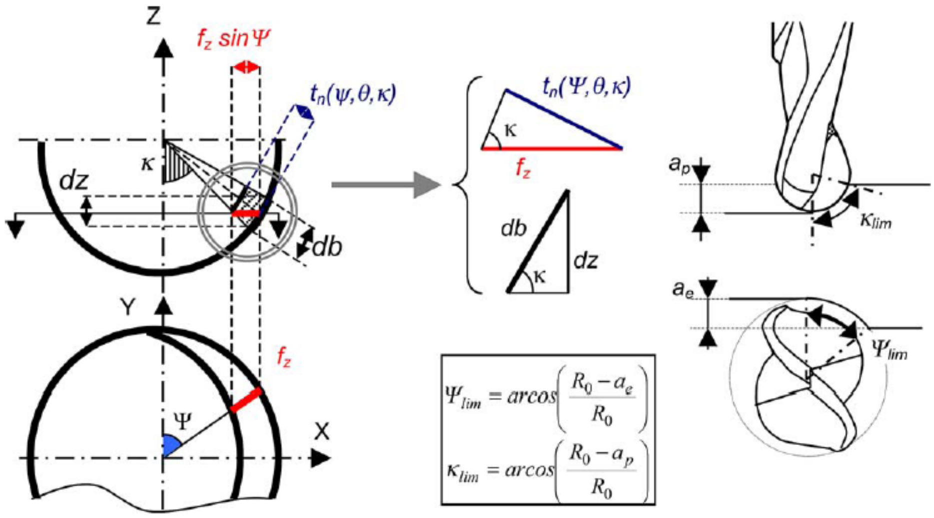


Fig.I.30 : Epaisseur de copeau non déformé, **[5]**

La largeur d'une arête élémentaire (Fig. 1.30) au point *P* est donnée par:

$$\mathrm{d}b = \frac{\mathrm{d}z_p}{\sin(\kappa_p)} \tag{I.43}$$

La longueur de chaque arête élémentaire (Fig. 1.30) en fonction de sa position angulaire est donnée par l'équation (I.44).

$$\mathrm{d}S_{ji} = \left\|\mathrm{d}\overrightarrow{r_{ji}}\right\| = \sqrt{\left[R_i^{'}(\varphi_i)\right]^2 + R_i^2(\varphi_i) + \frac{R_0^2}{\tan^2(i_0)}}\,\mathrm{d}\varphi \tag{I.44}$$

Pour obtenir la force résultante, il est nécessaire d'effectuer une intégration numérique des forces élémentaire le long de l'hélice en contact avec la pièce, (Fig.1.31).

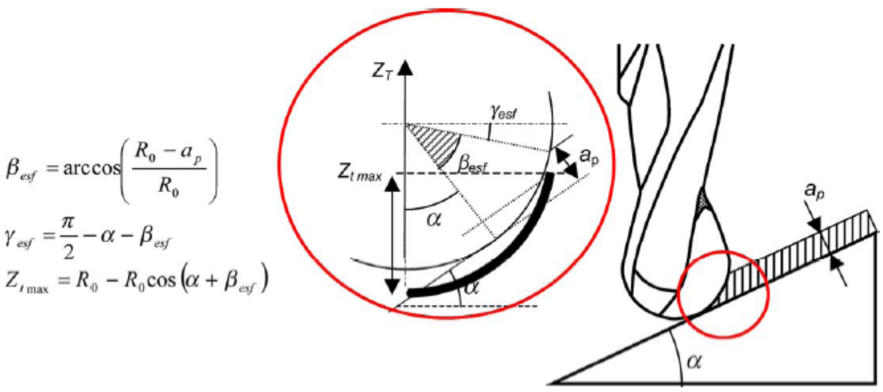


Fig.I.31 : Les zones de contact dans le cas d'une pente, **[5]**.

La force de coupe en fonction du contact Outil-Pièce devient :

$$\begin{cases} F_{xj}(\theta(z)) = \int_0^{zt_{sup}} (-\mathrm{d}F_{rj}.\sin(k_j)\sin(\Psi_j) - \mathrm{d}F_{tj}.\cos(\Psi_j) - \mathrm{d}F_{aj}.\cos(k_j)\sin(\Psi_j))\mathrm{dz} \\ F_{yj}(\theta(z)) = \int_0^{zt_{sup}} (-\mathrm{d}F_{rj}.\sin(k_j)\cos(\Psi_j) + \mathrm{d}F_{tj}.\sin(\Psi_j) - \mathrm{d}F_{aj}.\cos(k_j)\cos(\Psi_j))\mathrm{dz} \\ F_{xj}(\theta(z)) = \int_0^{zt_{sup}} (+\mathrm{d}F_{rj}.\cos(k_j) - \mathrm{d}F_{aj}.\sin(k_j))\mathrm{dz} \end{cases} \quad (I.45)$$

b) Les travaux scientifiques relatifs au modèle mécanistique

Gradis [22] : Ce travail présent l’expression de coefficients spicifique de modèle mécanistique estimés de la dans le cas d’nue fraise de forme complexe .La forme de copeau , angle d’ immersion, et les forces de coupe au point P.

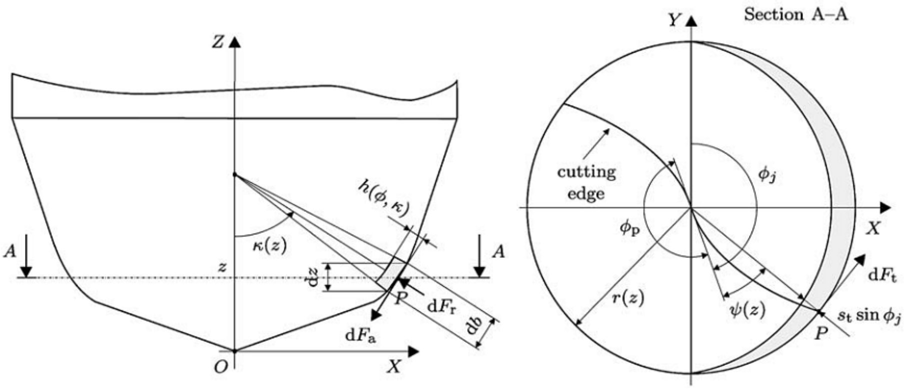
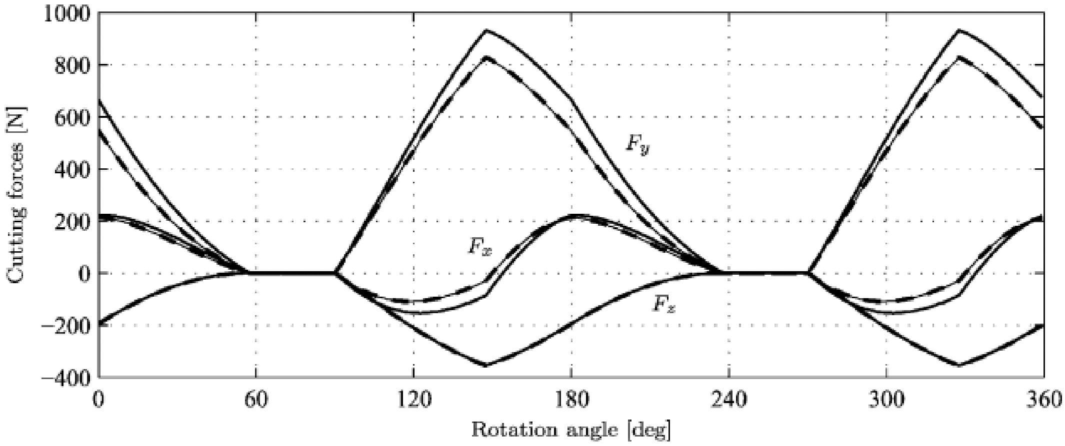


Fig.I.32 : Modéle géomètre de la fraise de forme complexe . **[22]**

Les résultats de Simulation et expérimental les forces de coupe (Fx, Fy, Fz) sont mesurées avec une table dynamométrique, Les essais ont été réalises sur un matériau de GGG70.

Coefficients spécifiques: K_{tc}=2172.1; K_{rc}=848.90; K_{te}=17.29; K_{re}=7.79.

Pressions spécifiques: K_{ae}=-6.63 N/mm. ;K_{ac}=-725.07 N/mm2.



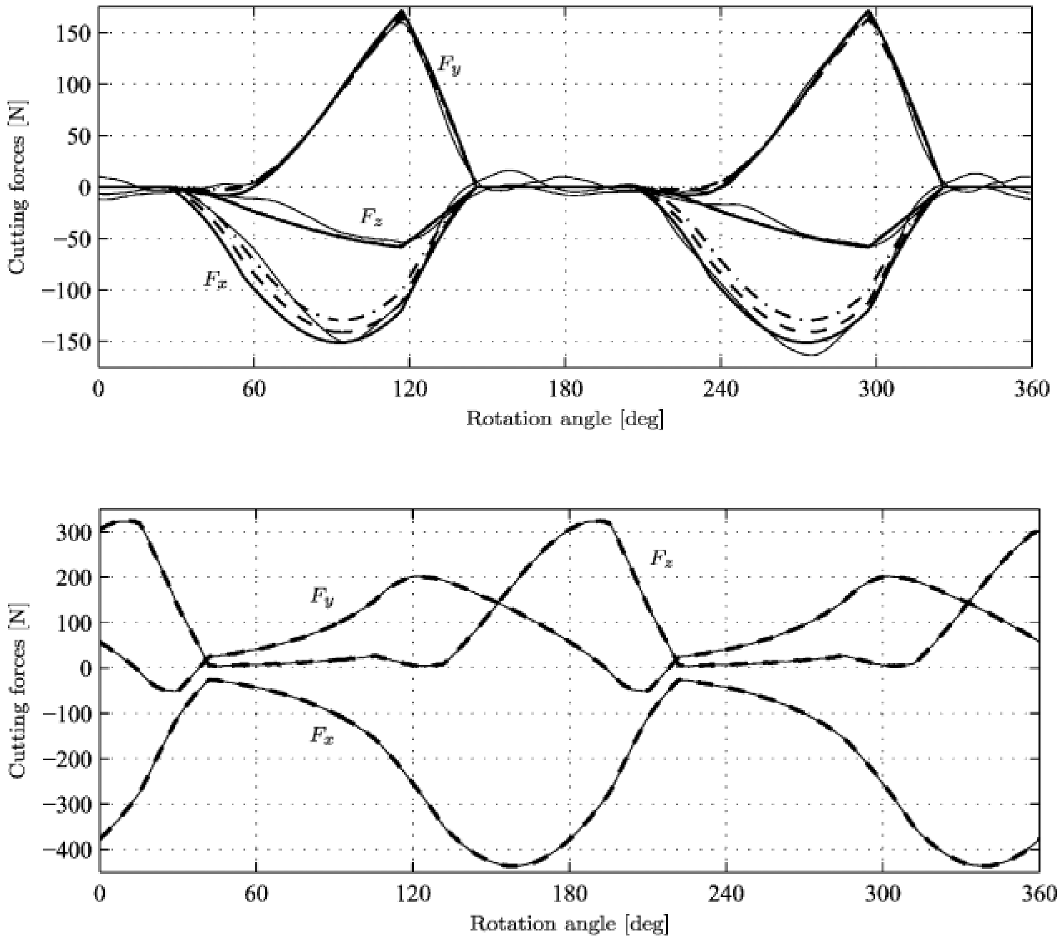


Fig.1.33 : Forces mesurés et simulés pour les fraises hémisphérique, torique et de forme complexe, **[22]**

BISSEY1 [43] : Récent à déterminer l'influence des angles de coupe et d'hélice sur les variations d'efforts de coupe, et de les intégrer dans une relation de coupe. Des essais on été menés dans l'acier a moules X38 CrMoV 5 (AISI H11), avec des fraises carbure monobloc d'angles de coupe différents et a denture droite.

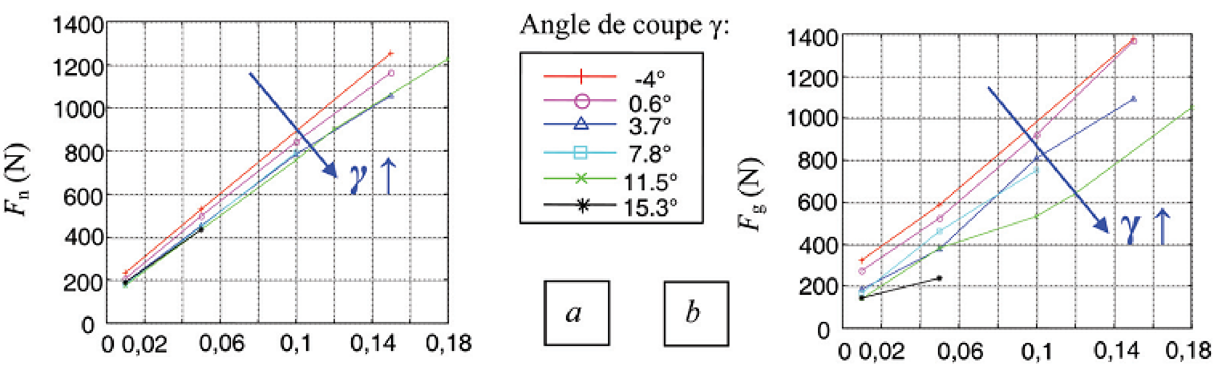


Fig.I.34 : Influence de l'épaisseur de coupe et de l'angle de coupe sur F_n(a) et F_g(b) **. [43]**

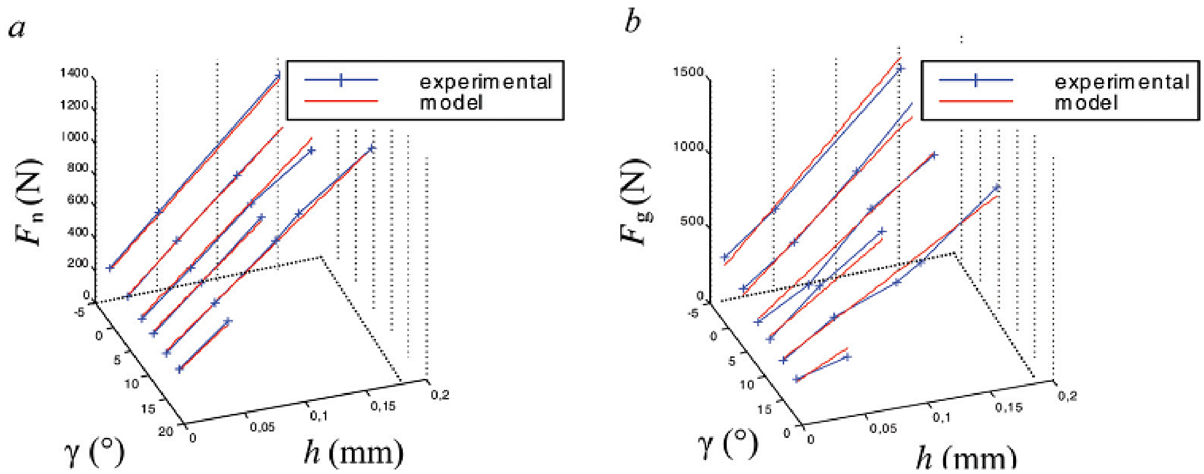


Fig.I.35 : Influence de l'épaisseur de coupe et de l'angle de coupe sur les composantes normale (a) et de frottement (b) et le modèle associe .**[43]**

Limido [23] Cette étude introduit une approche globale de la modélisation du procédé de fraisage, ceci dans le cadre de la création de liens entre paramètres d'usinage et durée de vie en fatigue. Un modèle de fraisage permettant le calcul des efforts de coupe ainsi que la surface générée est présenté. Il se base sur le couplage de plusieurs modèles : modèle d'intersection outil/pièce, modèle numérique 2D, modèle mécanistique 3D.

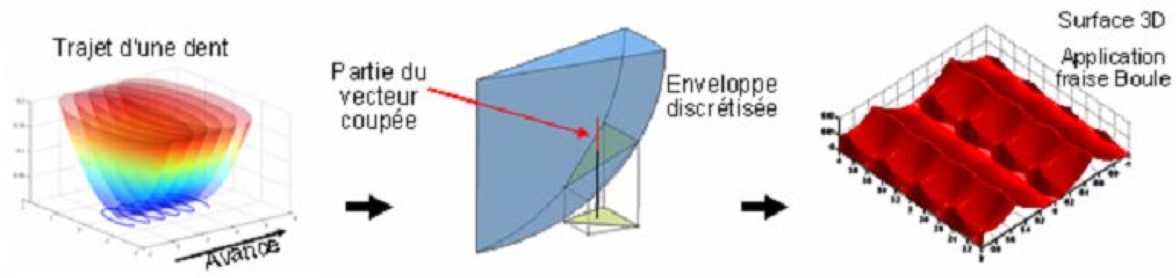
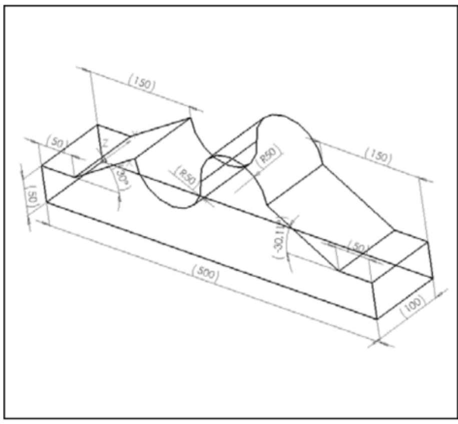


Fig.I.36 : Principe de modélisation de la surface . **[23]**

La figure (*Fig.I.36)* illustre le principe de la modélisation sur un cas de fraisage hémisphérique. Le trajet de l'arête de coupe est discrétisé pour chaque pas de rotation. Un algorithme d'intersection permet de déterminer la quantité de matière enlevée. Cette phase est illustrée par l'intersection d'un incrément de rotation avec un vecteur de la Z-map. On en déduit la texture 3D de la pièce.

Smaoui [35] : Simulation des forces de coupe dans le cas de fraisage hémisphérique des surfaces complexes .Pour cette l'application, il développé un trajectoire de la fraise sur Matlab a partir de la conception de la pièce en 3D



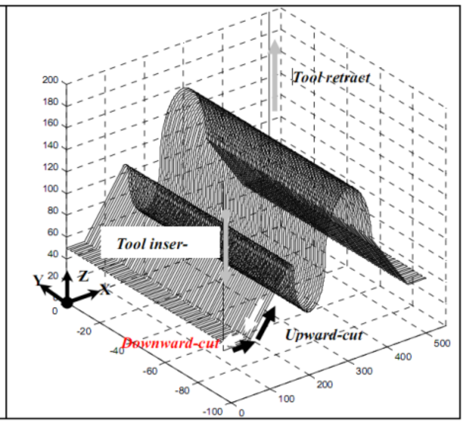


Fig.I.37 La conception de la pièce en 3D Fig.I.38 trajectoire de l’outil sur Matlab. **[35]**

Les efforts de coupe sont calculés selon la nature de la trajectoire à usinée (plat, incliné ...) et suivant la direction d'usinage X (ci-dessous ou-X).

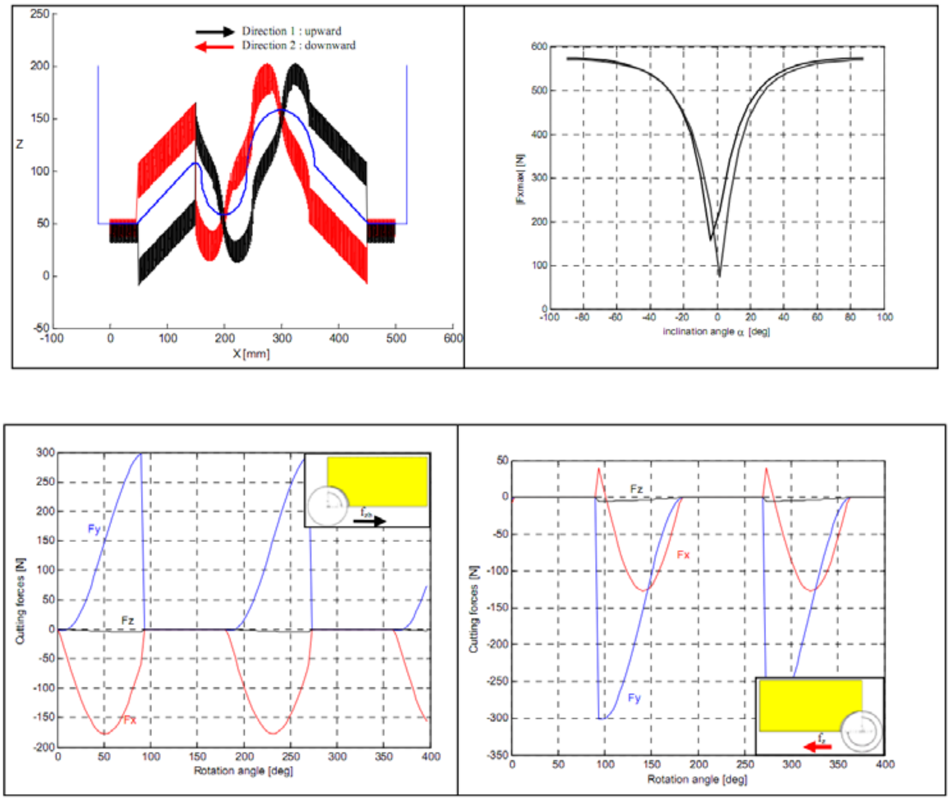


Fig.I.39 : L’évolution les efforts de coupe en opposition et en avalent . **[35]**

La figure (Fig.I.39) montre l’évolution les efforts de coupe, après la fin de trajectoire d'outil. Cette trajectoire est de type de Zig-Zag pour les deux modes de fraisage en opposition et en avalent

Ammar [1] : proposé un modèle d’efforts de coupe en fraisage 2.5 axes qui tient compte de la variation de la passe radiale. La simulation d’usinage est appliquée sur une poche complexe avec plusieurs stratégies d'usinage afin de déterminer les variations des efforts de coupe et leurs répartitions en fonction des conditions d'usinage, figure. Fig. I.26

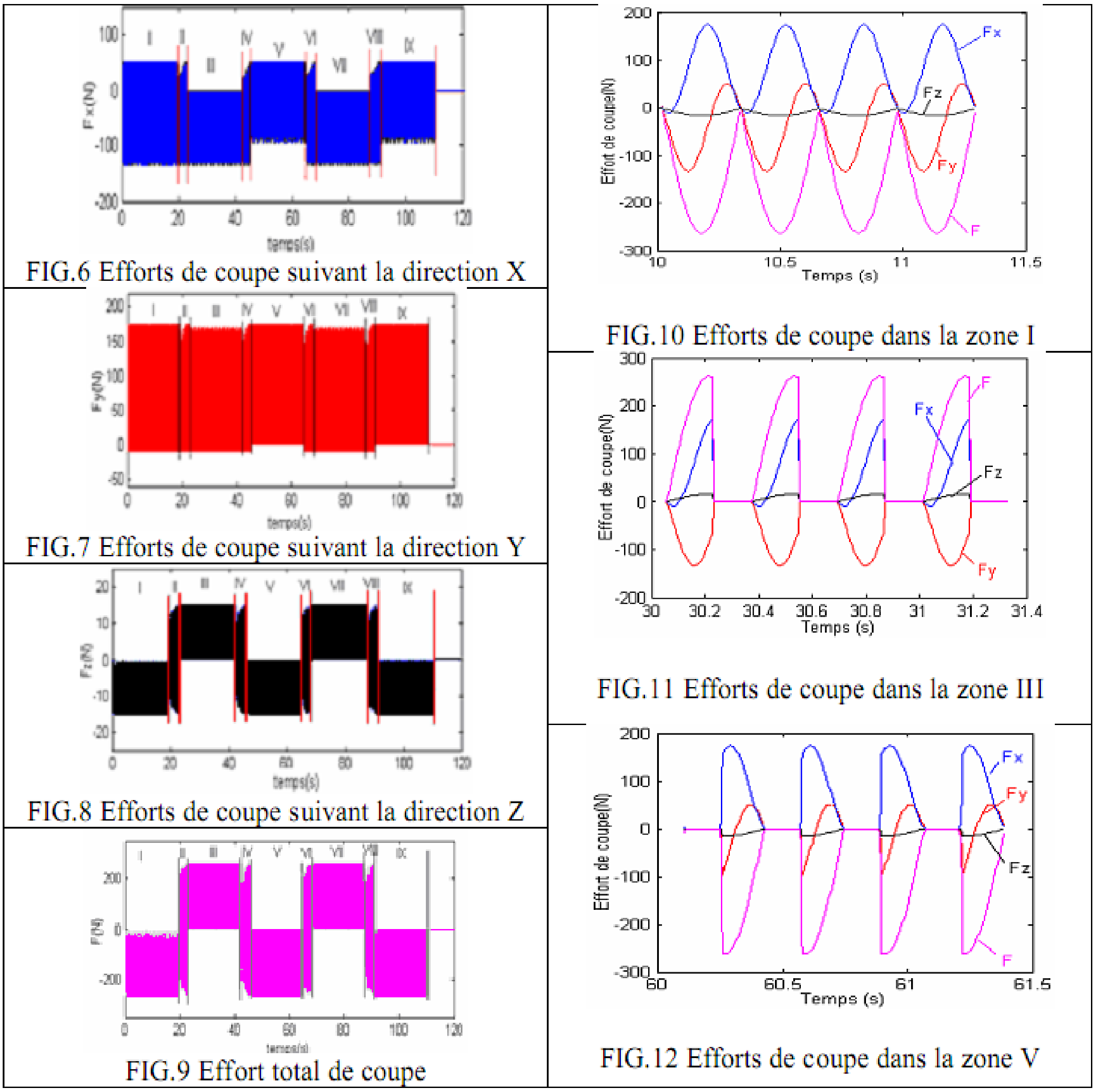


FIG.6 Efforts de coupe suivant la direction X

FIG.7 Efforts de coupe suivant la direction Y

FIG.8 Efforts de coupe suivant la direction Z

FIG.9 Effort total de coupe

FIG.10 Efforts de coupe dans la zone I

FIG.11 Efforts de coupe dans la zone III

FIG.12 Efforts de coupe dans la zone V

Fig.I.40 : Efforts de coupe stratégie d'usinage en zigzag .**[1]**

Benyoucef [2]*:* Ce travail récent a d'étudier la géométrie de la fraise hémisphérique ainsi que les différents angles de coupe et leurs relations. Présenté aussi l'application de l'approche mécanistique dans le cas du fraisage des surfaces simples et complexes pour calculer les forces de coupe,

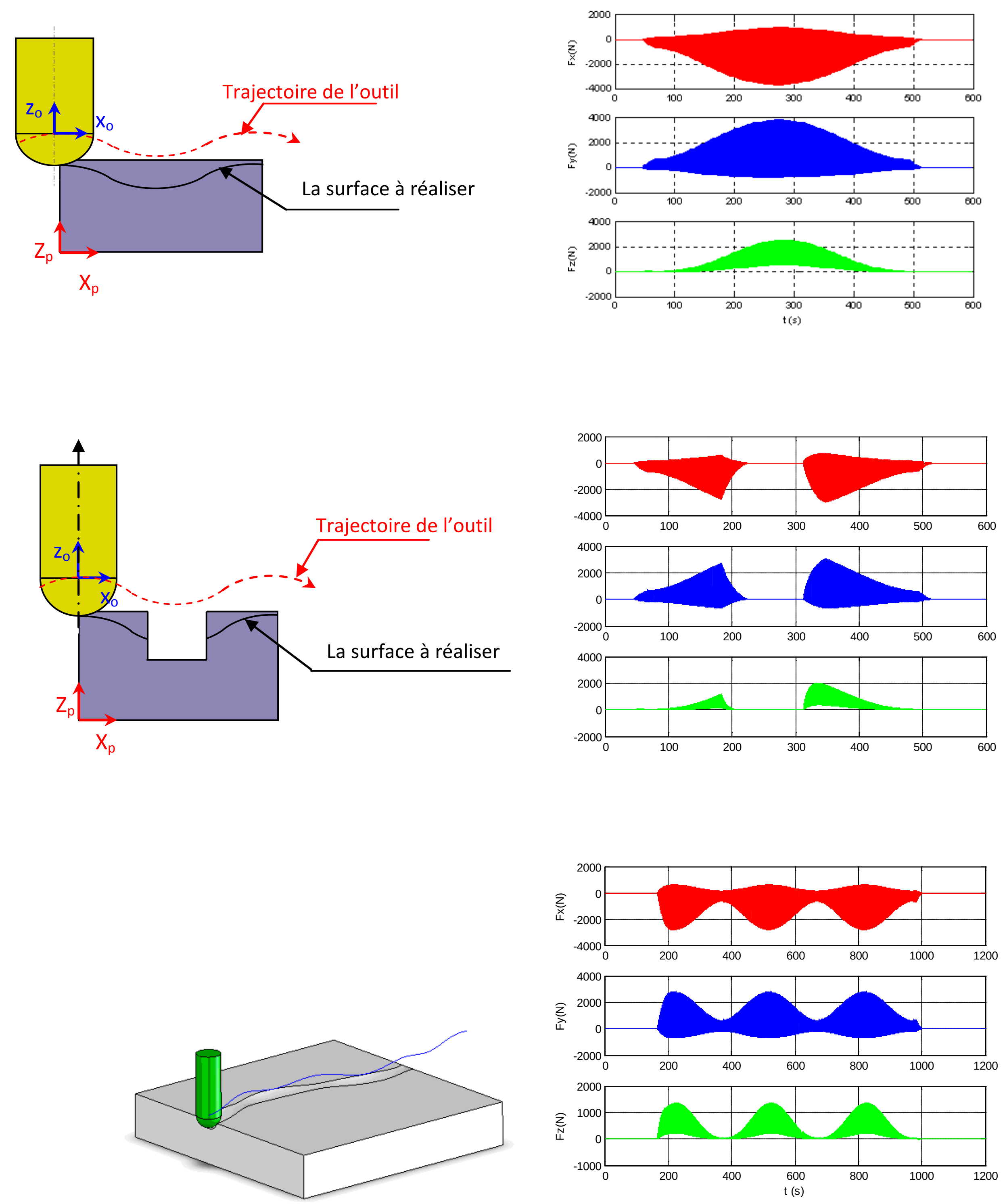


Fig.I.41 : Efforts de coupe simulés pour différents trajectoire de la fraise hémisphérique,**[2]**

Benyoucef [4] Développer un nouveau modèle pour les trajectoires de de la fraise hémisphérique dans l'espace pour calculé les forces de coupe, il basant sur les zones de contact Outil-Pièce. Fig.I.42

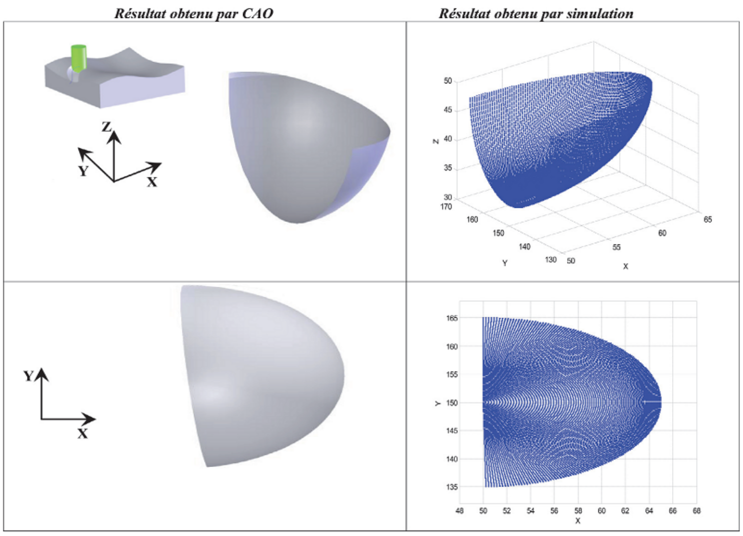


Fig.I. 42. : Zone de contact Outil-Pièce pour . **[4]**

I.5. Modélisation géométrique des fraises

Le modèle géométrique de la fraise porte essentiellement sur la définition des dimensions de l'ensemble (plaquette, porte plaquette) pour les fraises a plaquette et sur l'enveloppe de pour la fraise monobloc **[42]** , une hypothèse importante prise en considération l'outil est considéré comme un corps infiniment rigide.

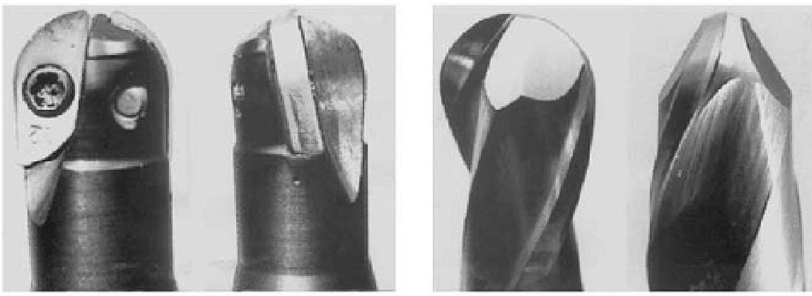


Fig.I.43 : Les fraises a plaquette et la fraise monobloc . **[42]**

I.5.1. Les travaux scientifiques relatifs des fraises de forme complexe :

Presque tous les travaux qui existent modélisent la géométrie des fraises de forme hémisphérique **[6], [13] ,[14]** et **[38]** ou torique **[23], [32]** et **[50]** , ce type des fraises sont utilisés beaucoup plus dans la modélisation thermomécanique et mécanistique de la coupe

Engin [44] a été l'un des premières à s'intéresser au fraisage par la fraise de forme complexe.il présenté un modèle géométrique bien détaillé de la fraise de forme complexe. Pour calculer l'effort de coupe par l'approche mécanistique en montré sur la figure (*Fig.I.44*)

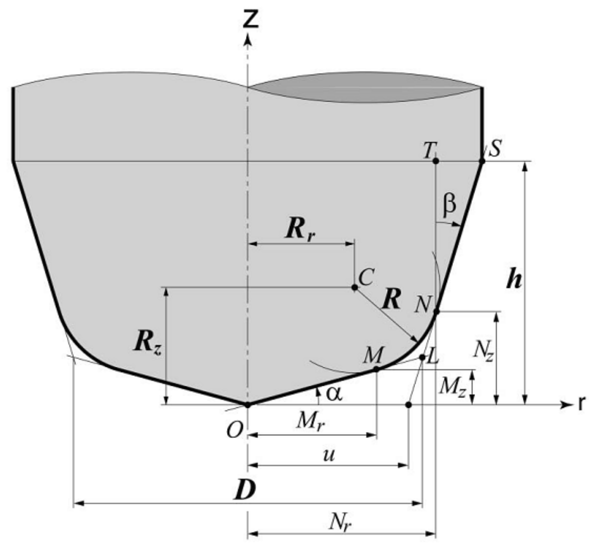


Fig.I.44 : Géométrie générale de l'outil, **[44]**

La partie tranchante se trouvent sur la surface de l'enveloppe de l'outil qui est défini par (CAD/CAM). Cette enveloppe se compose d'une surface cylindrique et d'une surface quelconque définie par sept paramètres géométriques *D, R, Rr, Rz,* α*,* β *et h.* La géométrie de l'hélice est définie par Position angulaire $\psi(z)$ d'un point *P* à la hauteur z

$$\psi(z) = \frac{\ln(z\cot\alpha)\lambda_s}{\cos\alpha}$$

$$\psi(z) = \frac{(R + z - C_z)\tan\lambda_s(z)}{R}$$

$$\lambda_s(z) = \lambda_s \Rightarrow \psi(z) = \frac{\ln(N_x - (N_z - z))\tan\lambda_s}{R}$$

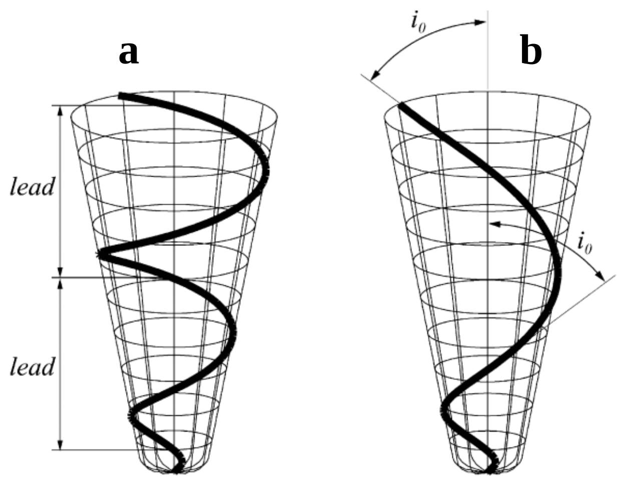


Fig.I.45 : Modélisation de la partie tranchante, (a) pas d'hélice constant - (b) angle d'hélice constant. **[44]**

Benyoucef [3] Développer un modèle géométrique pour déterminer la hauteur de crête lors d'une opération de fraisage avec une fraise de forme, pour généraliser par la suite l'étude à n'importe quelle forme de fraises.

D'après l'incrément de passe (a), on se trouve dans trois représentations

$$\begin{cases} H = (a/2).\tan\alpha & \text{Si : } 0 \le a/2 \le M_X \\ H = C_Z - \sqrt{R^2 - \left(a/2 - C_X\right)^2} & \text{Si : } M_X < a/2 < N_X \\ H = C_Z - R\sin\beta + \dfrac{a/2 - (C_X + R\cos\beta)}{\tan\beta} & \text{Si : } N_X \le a/2 \le R_0 \end{cases}$$

Les coordonnées des points M et N suivant *X* et *Z* sont données par les équations suivantes :

$$\begin{cases} M_X = C_X + R\sin\alpha \\ M_Z = C_Z - R\cos\alpha \end{cases} \qquad \begin{cases} N_X = C_X + R\cos\beta \\ N_Z = C_Z - R\sin\beta \end{cases}$$

C_X et C_Z sont les coordonnées du point *C* dans le repère (X, Y, Z) attaché au bout de la fraise.

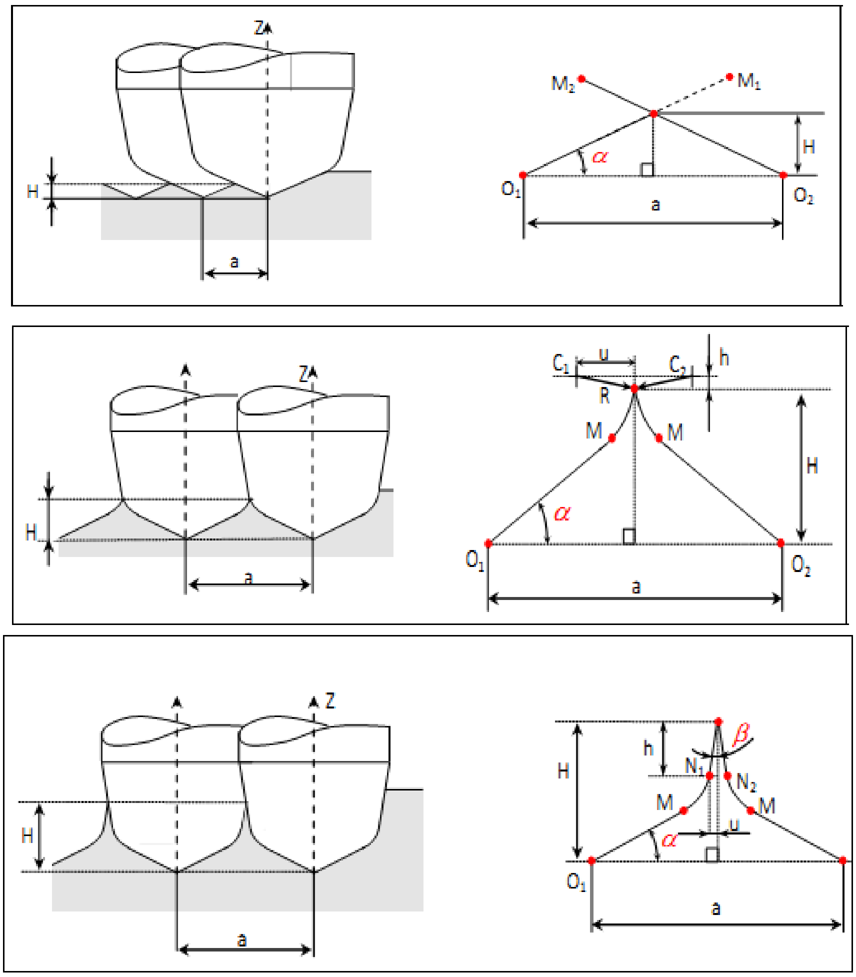


Fig.I.46: La hauteur de crête (H). **[3]**

Benmohammed [4] développé un programme de simulation sous MATLAB pour déterminer cette hauteur de crête, étudié aussi l'influence de l'incrément de passe (a) et de la forme de la fraise sur l'évolution de (H).les résultats sont obtenues par la géométrie d'une fraise monobloc à 2 dents de forme complexe en ARS (Acier Rapide Spécial

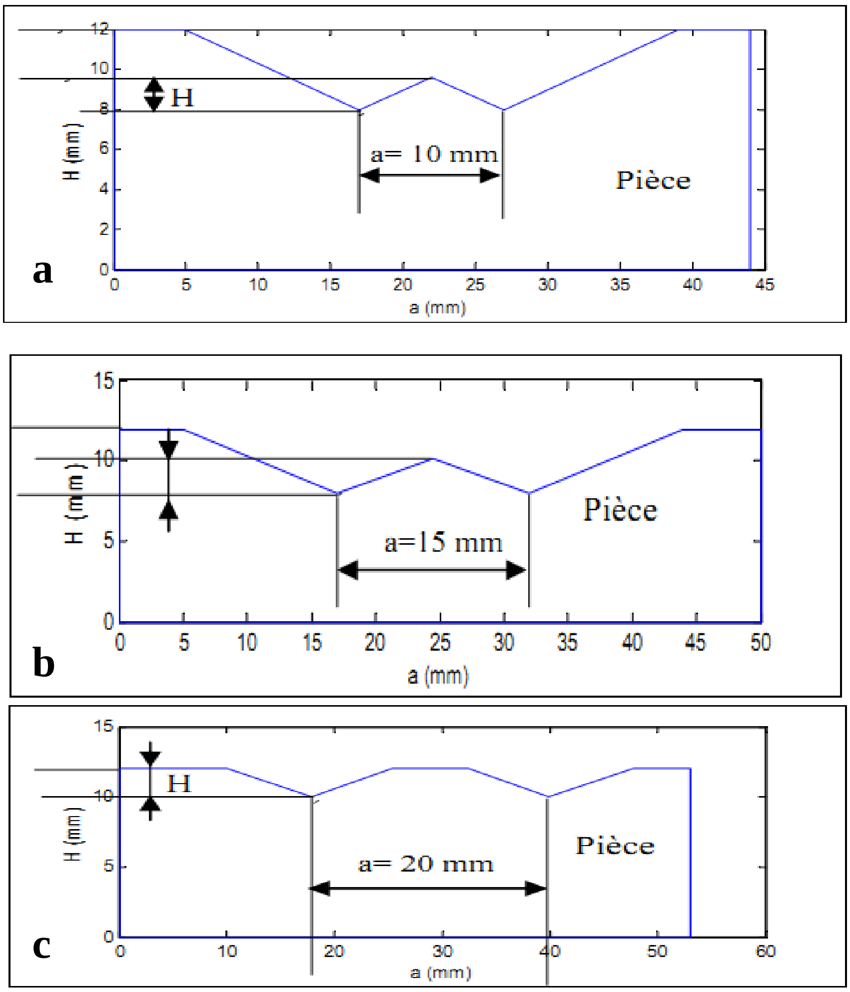


Fig.I.47 : Résultats de simulation de Hauteur de crête pour une fraise de forme complexe. D = 30mm α= 15° β= 15 ° C_X = 8 mm , C_Z = 11 mm h=20 mm R = 8.5 mm $\lambda = 20^o$(angle de dépouille) (a =10, 15et 20 mm). **[4]**

Les courbes représentent l'évolution de la hauteur de crête (H) en fonction de l'incrément de passe (a) dans les trois zones :

Dans la zone (OM), la hauteur de crête est presque nulle lorsqu'on prend un incrément de passe très faible, figure (Fig.I.47 - a).

Dans la deuxième zone (MN), la hauteur de crête augmente en fonction de l'incrément de passe et elle prend une forme parabolique qui est due à la forme de la fraise, figure (Fig.I.47 - b).

Dans la zone (NS) la hauteur de crête croit rapidement en fonction de l'incrément de passe, figure (Fig.I.47 - c) .

Shangjian [45] présente une méthodologie et un algorithme pour analysé de répétition de l’enveloppe de la fraise de forme complexe

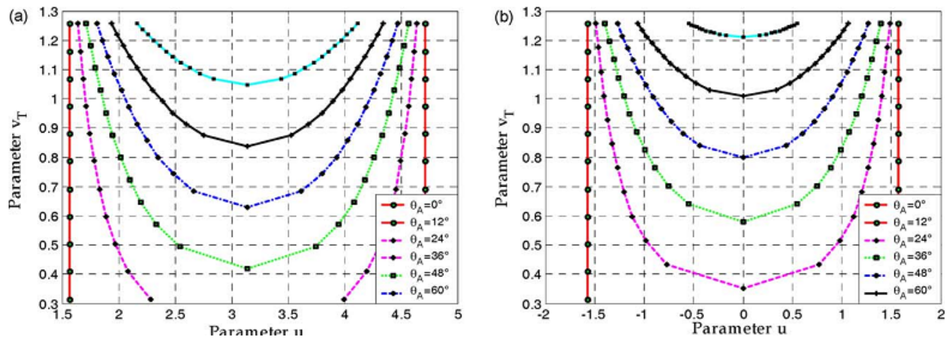


Fig.I.48 : La répétition 2D de profile de la fraise complexe (paramètres de géométriques de la fraise: R_1=20, R_2=20, h=h_0, α=40°, β=10°). **[45]**

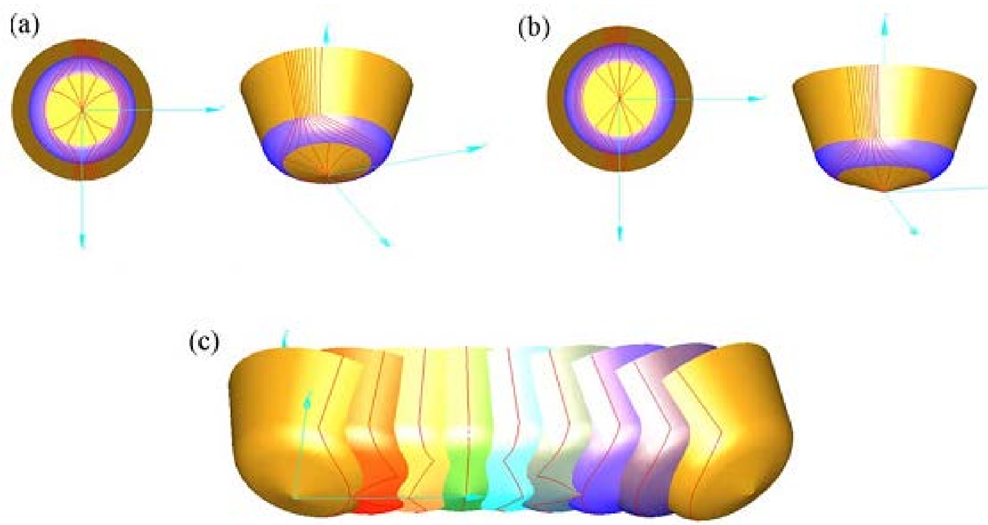


Fig.I.49 : La répétition 3D de profile de la fraise complexe(paramètres de géométriques de la fraise: R_1=20, R_2=20, h=h_0, α=40°, β=10°) . **[45]**

I.5. Conclusion

Suite à l'analyse des différentes méthodes de modélisation existantes à l'heure actuelle dans la littérature, La forces coupe est influencée principalement par les propriétés du matériau à usiner, la géométrie de l’outil, les conditions de coupe,

Presque tous les travaux qui existent modélisent la géométrie des fraises de forme hémisphérique ou torique, ce type des fraises sont utilisés beaucoup plus dans la modélisation thermomécanique et mécanistique de la coupe, par contre en trouve quelque prédictions des forces de coupe par le modèle thermomécanique appliquer sur la fraise de forme complexe , pour cette raison nous propose le modèle thermodynamique pour la prédation des forces de coupe.

Chapitre II

Modélisations géométrique de la coupe par la fraise de forme complexe

Dans cette partie on a présentées le modèle géométrique de la fraise de forme complexe pour définir les zones de contacte (outil/pièce) pour différentes positions de la fraise.

Pour calculer l'effort de coupe en fraisage nous proposons le modèle thermo mécanique de la coupe oblique, qui est basés sur le principe de la segmentation. La fraise est décomposée en série d'arêtes élémentaires suivant l'axe de la fraise

L'effort exercé sur une arrête de coupe est obtenue par sommation des composantes des efforts qui s'appliquent sur chaque élément. Une sommation sur toutes les arêtes engagées dans la matière permet d'obtenir l'effort global exercé sur l'outil à un instant donné.

II.1. Modèle géométrique de la de fraise de forme complexe

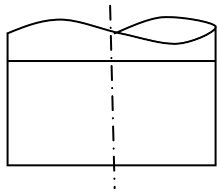
II.1.1 Caractéristiques géométriques des fraises

Il existe plusieurs manières de classer les fraises. On se base généralement sur les critères de construction (monoblocs, brasés, indexés ou à plaquettes rapportées), de nombre de tailles, l'entité d'usinage à réaliser (rainure, marche, profil quelconque) .Dans notre étude nous choisissons une classification des types des fraises en basant sur sa géométrie

II.1.2 Différent types de fraises

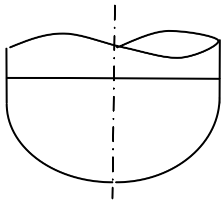
Le rapport entre ces. paramètres (D, R, Cx, Cz, α, β et h) peut définir une variété d'outils utilisés dans l'industrie (Fig. II.1)

Fraise cylindrique



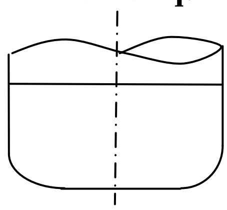
$D \neq 0, R = 0, C_X = D/2$
$C_Z = 0, \alpha = \beta = 0, h \neq 0$

Fraise hémisphérique



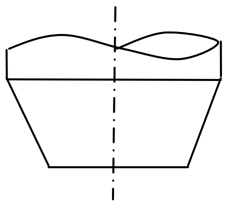
$D \neq 0, R = C_Z = D/2$
$C_X = 0, \alpha = \beta = 0, h \neq 0$

Fraise torique



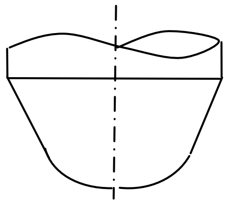
$D \neq 0, R = C_X = C_Z = D/4$
$\alpha = \beta = 0, h \neq 0$

Fraise conique



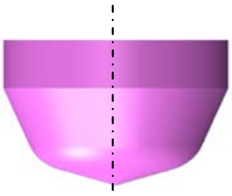
$D \neq 0, R = 0, C_X = D/2$
$C_Z = 0, \alpha = 0 \beta \neq 0, h \neq 0$

Fraise hémisphérique



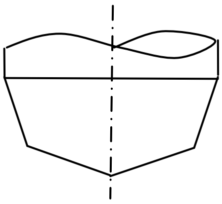
$D \neq 0, R = C_Z \neq 0, C_X = 0$
$\alpha = 0, \beta \neq 0, h \neq 0$

Fraise de forme complexe



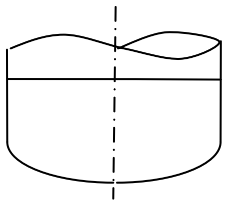
$D \neq 0, R \neq 0, C_Z \neq 0$
$C_X \neq 0, \alpha \neq \beta \neq 0, h \neq 0$

Fraise double cône



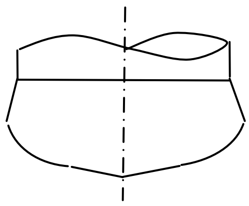
$D \neq 0, R = 0, C_X = D/2$
$C_Z = 0, \alpha \neq, \beta \neq 0, h \neq 0$

Fraise ronde



$D \neq 0, R \neq 0, C_X = 0$
$C_Z = 0, \alpha = \beta = 0, h \neq 0$

Fraise complexe



$D \neq 0, R \neq 0, C_X = 0$
$C_Z \neq 0, \alpha \neq 0, \beta \neq 0, h \neq 0$

Fig. II.1 : Les différents types d'outils. **[44]**

II.1.3 Géométrie d'une fraise de forme complexe

Les paramètres outil sont définis dans un repère local R(X, Y, Z) lié à la pointe de l'outil notée **O** (Fig. II.2). Les arêtes de coupe sont tracées sur l'enveloppe de l'outil composée d'une surface cylindrique de rayon R_0 et d'une surface complexe définie par sept paramètres géométriques $D, R, Cx, Cz, \alpha, \beta$ *et h* .

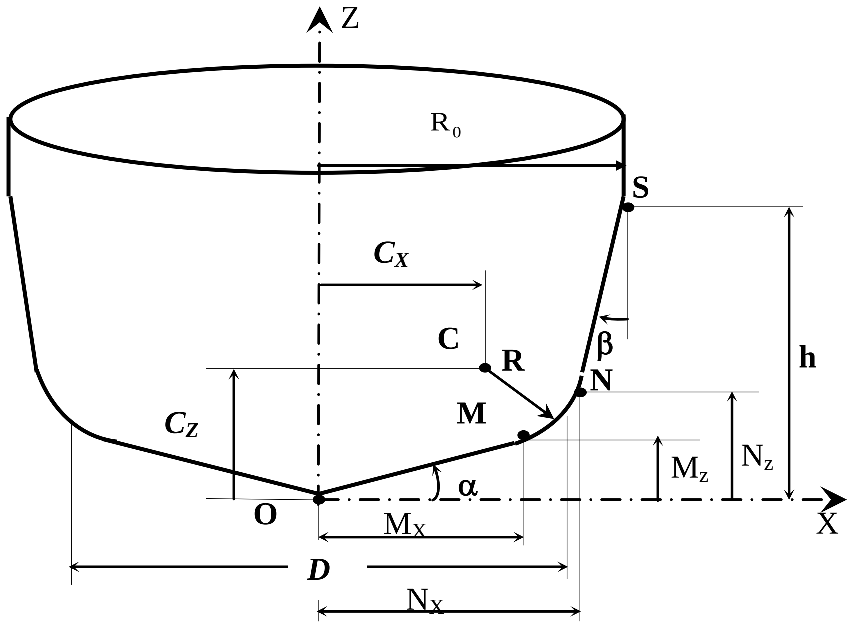


Fig. II.2 : Géométrie générale de la fraise de forme complexe.

- D : diamètre de la fraise pris dans sa partie inférieure par rapport à la tangente au point L,
- R : rayon de courbure définissant la forme de la fraise,
- Cx : position du point C (centre du rayon de courbure) selon OX,
- Cz : position du point C (centre du rayon de courbure) selon OZ,
- α : angle d'attaque,
- β : angle d'engagement,
- h : hauteur de la courbure de la fraise par rapport à l'axe OX

II.1.4 Discrétisation de la fraise complexe

Les arêtes de coupe engagées dans la matière sont décomposées en une série d'arêtesélémentaires à partir de l'incrément axial dz, (Fig.II.3). Pour un point courant P à une hauteur z, la base de vecteurs unitaires (e_r ,e_k, e_ψ) est introduite.

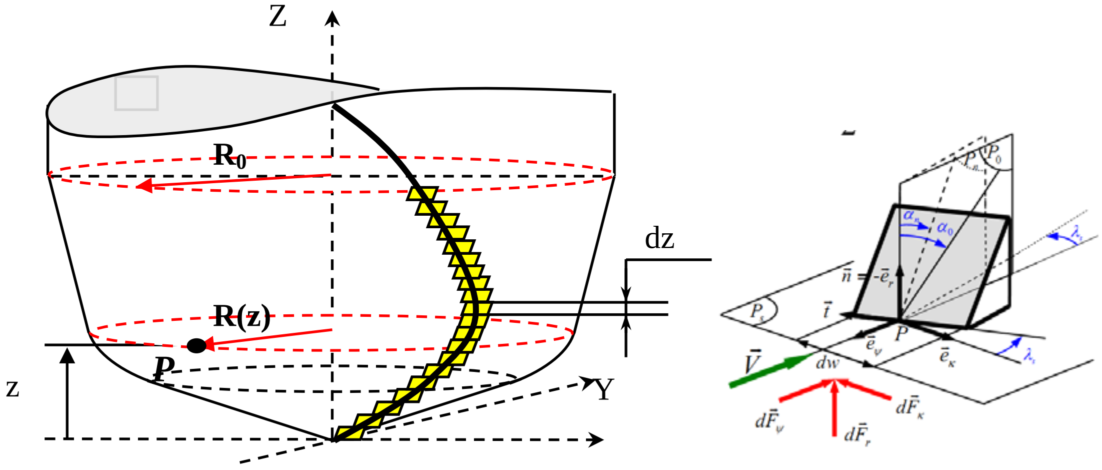


Fig. II.3: Décomposition de l'outil en arêtes élémentaires.

II.2.Paramètres géométriques de l'arête élémentaire

La face de coupe est inclinée d'un angle de coupe (α_n) par rapport à la verticale. La quantité de matière enlevée est représentée par l'épaisseur du copeau non déformé (t_1) et la profondeur de passe (*dw*). (Fig. II.4).

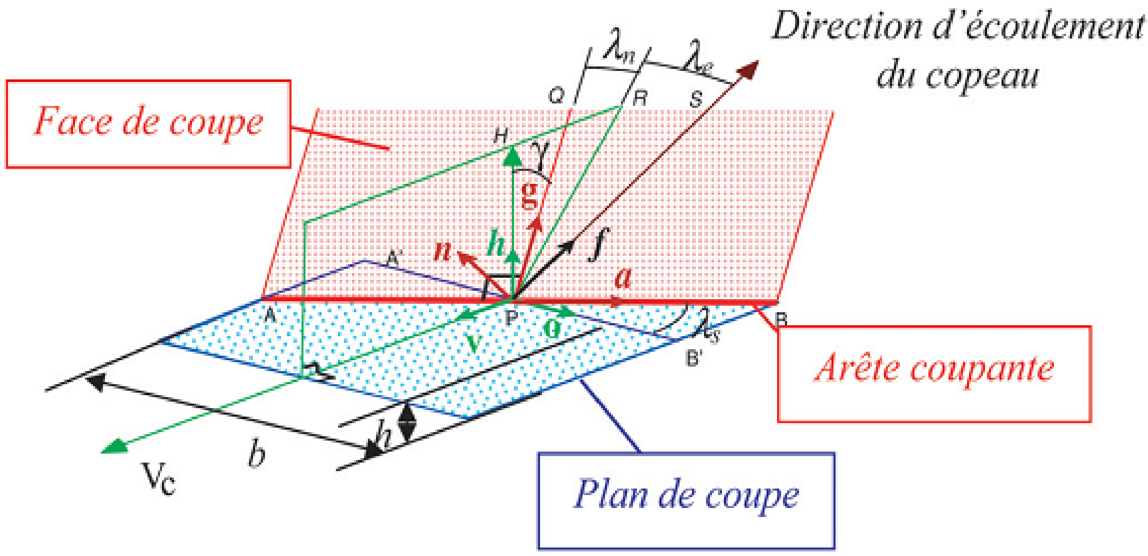


Fig.II.4:. Modélisation de la coupe oblique. **[43]**

II.2.1 Présentation des différents systèmes de coordonnées

D'après la figure (Fig. II.4) on définit quatre plans

- P_s : Plan tangent à l'arête et contenant la vitesse de coupe, la base associée à ce plan est $(\mathbf{x}_s, \mathbf{y}_s, \mathbf{z}_s)$ avec $\mathbf{x}_s$ et $\mathbf{y}_s$ appartient à P_s et $\mathbf{z}_s$ est perpendiculaire à P_s.

La direction de l'arête de coupe est définie dans le plan P_s par le vecteur unitaire $\mathbf{y}_n$ tel que $(\mathbf{y}_s, \mathbf{y}_n) = \lambda_s$ angle de l'inclinaison d'arête (lorsque $\lambda_s = 0$ la coupe est dite orthogonale).

- P_n : Plan normal à l'arête et la base associée est $(\mathbf{x}_n, \mathbf{y}_n, \mathbf{z}_n)$, avec $\mathbf{x}_n, \mathbf{z}_n$ appartient à P_n et $\mathbf{y}_n$ est perpendiculaire à P_n $(\mathbf{x}_s, \mathbf{x}_n) = \lambda_s$ et $\mathbf{z}_n = \mathbf{z}_s$.
- P_c : Plan de coupe est défini par les vecteurs unitaires $\mathbf{y}_c, \mathbf{z}_c$ tels que :

$\mathbf{y}_c = \mathbf{y}_n$ direction de l'arête, $(\mathbf{z}_s, \mathbf{z}_c) = \alpha_n$ angle de coupe normal.

$\mathbf{x}_c$ complète la base associée au plan de coupe P_c, $\mathbf{x}_c$ est perpendiculaire au plan de coupe P_c est tel que $(\mathbf{x}_n, \mathbf{x}_c) = \alpha_n$

- P_{rad} : Plan radial est défini par les vecteurs $\mathrm{X_s}$ **et** $\mathrm{Z_s}$. ce plan coupe le plan de coupe P_c suivant la direction $\mathbf{z}_r$ tels que $(\mathbf{z}_s, \mathbf{z}_r) = \alpha_r$ (α_r : angle de coupe radial).

II.2.2 La géométrie globale de la fraise de forme complexe

La géométrie globale de la fraise est décrite dans la figure (Fig.II.5). Les parties tranchantes se trouvent sur la surface de l'enveloppe de l'outil. Cette enveloppe se compose d'une surface cylindrique de rayon R_0 et d'une surface quelconque définie par sept paramètres géométriques (*D, R, Cx, Cz, α, β, h*) qui sont :

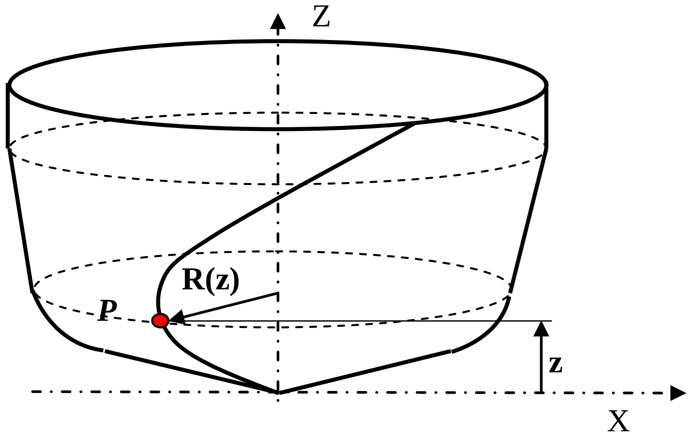


Fig. II.5 : La position du point de l'arête élémentaire à la hauteur z

Pour un point P situé sur l'enveloppe de la fraise à l'altitude z le long de l'axe de rotation, le rayon local R(z) de l'outil mesuré dans le plan (x, y) est :

$$\begin{cases} R(z) = \dfrac{z}{\tan\alpha} & \text{dans la zone OM} \\ R(z) = \sqrt{R^2 - (C_Z - z)^2} + R_X & \text{dans la zone MN} \\ R(z) = \dfrac{D}{2}(1 - \tan\alpha\tan\beta) + z\tan\beta & \text{dans la zone NS} \end{cases} \tag{II.1}$$

Les coordonnées des points M et N suivant *X* et *Z* sont données par les équations suivantes :

$$M_x = \frac{C_z \tan\alpha + C_x + \sqrt{(R^2 - C_{x2})\ \tan^2\alpha + 2\,C_x C_z \tan\alpha - (C_z^2 - R^2)}}{\tan^2\alpha + 1} \tag{II.2}$$

pour $0 \le \alpha \le 90$ $\qquad M_z = M_x \tan^2\alpha$

$$N_z = \frac{(C_z - u)\tan\beta + C_z + \sqrt{(R^2 - C_z)\ \tan^2\beta + 2C_z(C_x - u)\ \tan\beta - (C_x - u)^2 - R^2}}{\tan^2\alpha + 1} \tag{II.3}$$

pour $\beta < 90 \Rightarrow N_x = u + N_z \tan\beta$

Où C_X et C_Z sont les coordonnées du point *C* dans le repère (X, Y, Z)

II.2.3 La géométrie locale de la fraise de forme complexe

Les arêtes de coupe engagées dans la matière sont décomposées en une série d'arêtes élémentaires à partir de l'incrément axial *dz*, Pour un point courant ***P*** à une hauteur z, la base de vecteurs unitaires (e_κ, e_ψ, e_r) est introduite. Ces vecteurs sont associés aux coordonnées sphériques (R_0, κ, ψ) du point ***P***, Fig.3. L'angle κ est fonction de la hauteur z considérée :

$$\kappa(z) = \alpha \quad , \quad R(z) = \frac{z\ (\psi)}{\tan\alpha} \qquad \text{Sur le con } (OM)$$

$$\kappa(z) = \sin^{-1}\left(\frac{r(z)\ -\ C_x}{R}\right) \quad , \quad R(z) = C_x + \sqrt{(R^2 - (C_z - z\ (\psi))^2} \qquad \text{Sur l'arc } (MN)$$

$$\kappa(z) = \frac{\pi}{2} - \beta \quad , \quad R(z) = N_x + (z\ (\psi) - N_z)\ \tan\beta \qquad \text{Sur le con } (NS)$$

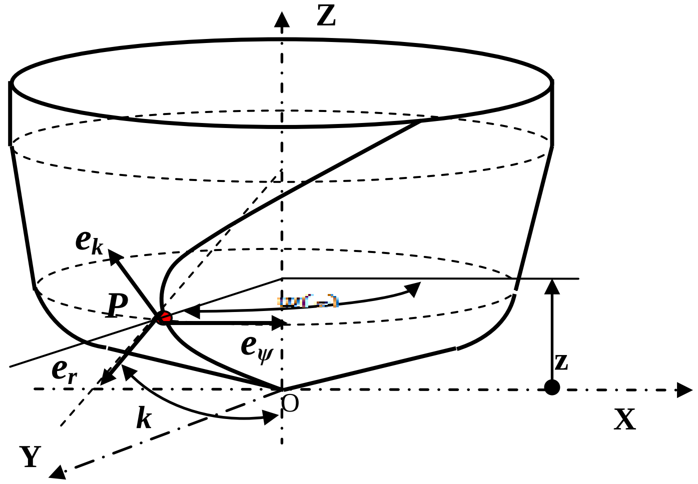


Fig. II.6 : Présentation des différents systèmes de coordonnées sur arêtes élémentaires.

κ : Angle dans le plan vertical entre un point de l'hélice et l'axe Z

ψ : Angle dans le plan horizontal entre un point de l'hélice *P* et l'axe Y

II.2.4 Position angulaire de l'arête élémentaire

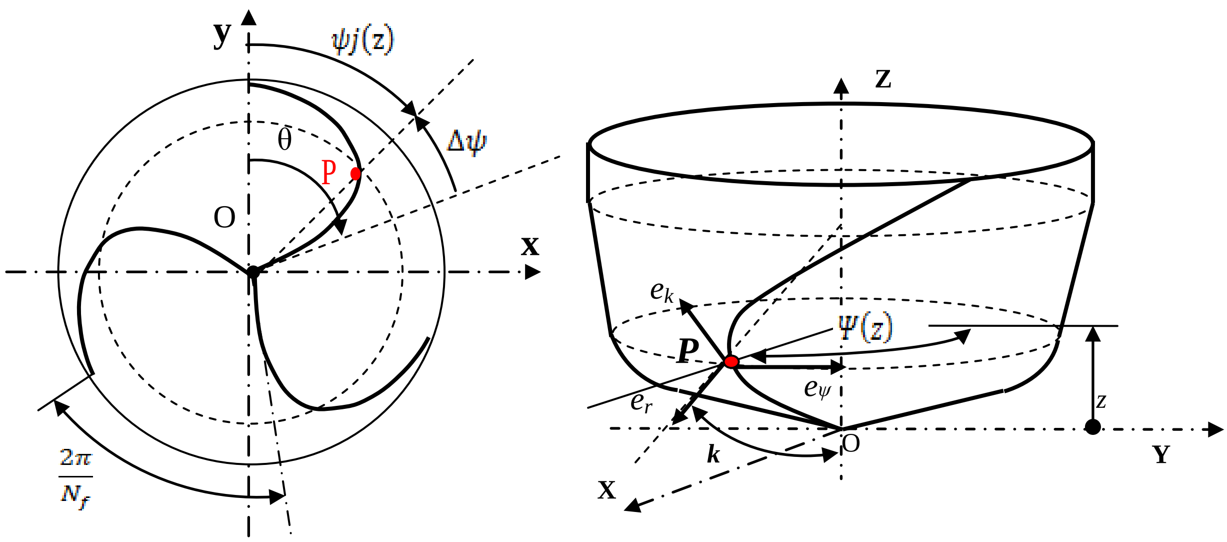


Fig. II.7 : La position angulaire de l'arête élémentaire.

Le point courant ***P*** sur l'arête numéro *j* à la hauteur z, est repéré par sa position angulaire ψ_j(z) mesurée positive depuis l'axe y et définie par:

$$\psi_j(z) = \theta - \Delta\psi + (j-1)\frac{2\pi}{N_f} \tag{II.4}$$

où N_f est le nombre de dents (arêtes de coupe) et θ l'angle de rotation de l'outil dans la broche mesuré également positif depuis l'axe y autour de l'axe z. $\Delta\psi$ est l'angle de décalage entre la pointe de l'outil (z = 0) et le point courant *P* considéré, Figure (Fig. II.8)

- **La zone conique OM** $(Z \le M_Z)$:

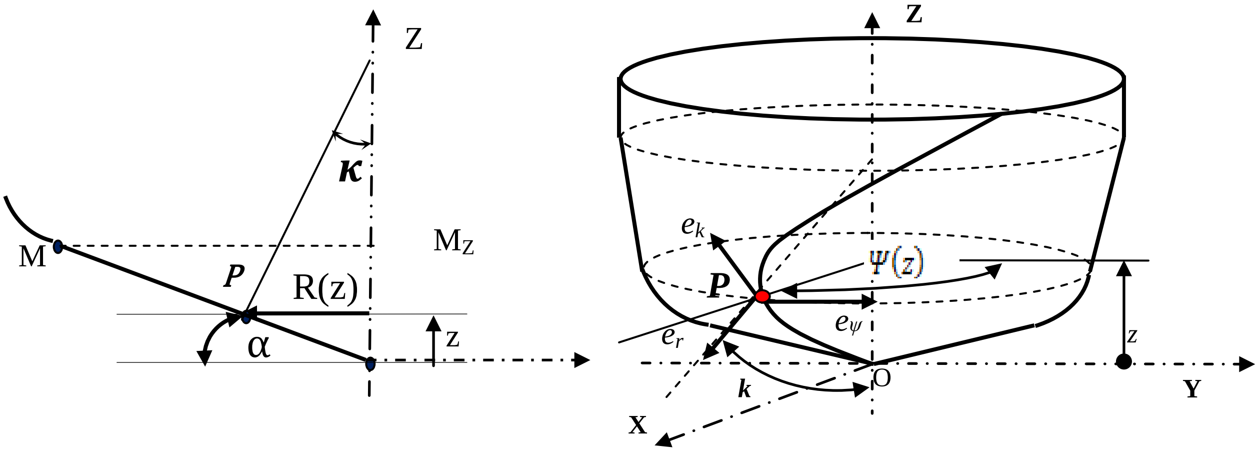


Fig. II.8 : L'angle d'hélice pour $(Z \le M_Z)$

- **La zone d'Arc MN** $(M_Z \le Z \le N_Z)$:

En raison de l'évolution du décalage radial de l'axe de la fraise, l angle d'hélice varie au long de la dente par l'expression suivante Figure. (Fig. II.9)

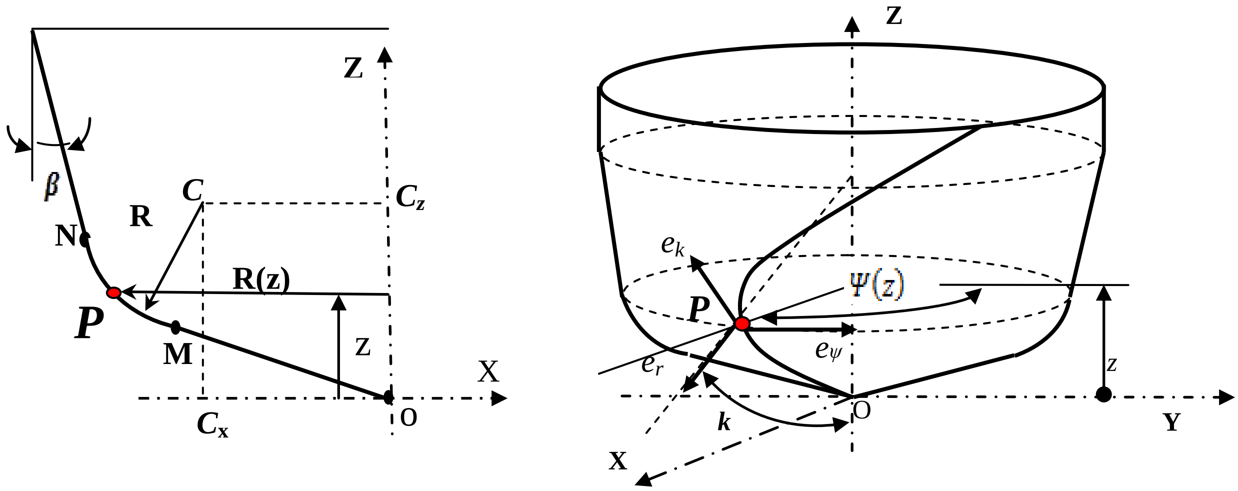


Fig. II.9 : L'angle d'hélice pour $(M_Z \le Z \le N_Z)$

$$\lambda_s(z) = \tan^{-1}\left(\frac{\left(R(z) - C_x\right)\tan\lambda_s}{R}\right) \qquad \text{(II.5)}$$

Comme l'arc n'est pas un quart de cercle par ce qu'il tangent avec le cône, il ya une discontinuité sur l'angle d'hélice au point ***M***. l'angle est $\psi(z)$ est calcule par l'expression suivante

$$\psi(z) = \frac{\left(R + z - C_z\right)\tan\lambda_s(z)}{R} \qquad \text{(II.6)}$$

Le dernier décalage angulaire au point ***M*** et ***N*** formé entre le cône et l'arc, est donné par Les expression suivantes

$$\psi_{as} = \frac{\left(R + M_z - C_z\right)\tan\lambda_s(z)}{R} \qquad pour\left(z = M_z\right) \qquad \text{(II.7)}$$

$$\psi_{ae} = \frac{\left(R + N_z - C_z\right)\tan\lambda_s(z)}{R} \qquad pour\left(z = N_z\right) \qquad \text{(II.8)}$$

- **La zone conique NS** $(Z > N_Z)$

La position angulaire da point (*P*) a la hauteur $Z < N_Z$ donnée par l'expression suivante :

$$\lambda_s(z) = \lambda_s \Rightarrow \psi(z) = \frac{\ln\left(N_x - \left(N_z - z\right)\right)\tan\lambda_s}{R} \qquad \text{(II.9)}$$

II.3 Modélisation les contacts de la fraise complexe sur une surface plane

L'idée est ici de considérer une surface gauche à usiner et de récupérer la décomposition en segments de droite provenant d'une application FAO afin de construire localement un plan incliné de longueur finie en contact avec l'outil . (Fig. II.9)

La première étape de la concrétisation de cette idée été de proposer une prédiction la plus précise possible des efforts de coupe en fraisage et d'étendre un modèle d'engagement outil/matière pour des plans inclinés successifs.

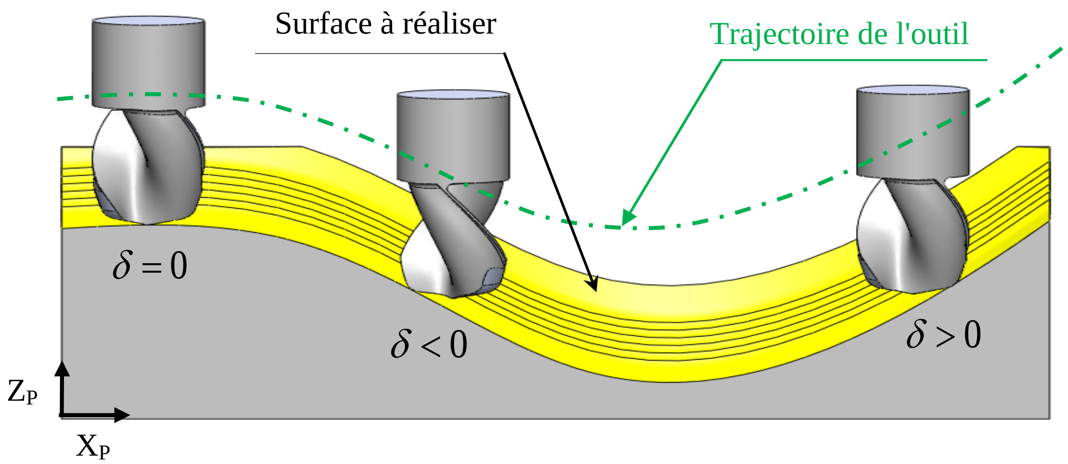


Fig. II.10 : Représentation des différents cas d'usinage

II.3.1 Le contact (Outil-Pièce) d'une pente nulle

La pente d'une surface inclinée est définie par l'angle (δ), dans ce cas, la zone contact (outil-pièce) est défini par les paramètres géométriques $Ap, C_p, Z_{\tan}$

Avec :

δ : L'angle d'inclinaison définit localement la pente entre deux points de contact outil-surface et l'horizontale. Cet angle peut être calculé différemment selon la direction locale d'avance de l'outil.

C_P : l'altitude de l'enveloppe dans la matière sur l'axe z.

Z_{tan} : l'altitude de l'enveloppe hors la matière sur l'axe z.

- Pour l'angle de la pente varier entre $0 < \delta < \alpha$

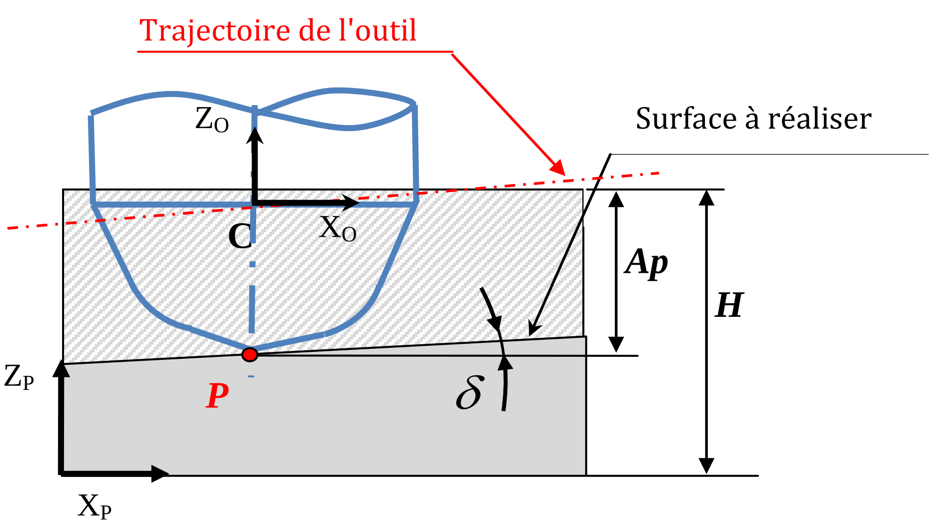


Fig. II.11 : Cas d'une pente croissante

Le profondeur de passe est donnée par l'équation (1.6).

$$\begin{aligned}
&Ap = H - \left(f(x) - C_p \right) \\
&C_p = h - Z_{\tan} \\
&Z_{\tan} = 0 \Rightarrow C_p = h \\
&Ap = H - \left(f(x) - h \right)
\end{aligned} \quad \text{(II.10)}$$

II.3.2 Le contact (Outil-Pièce) d'une pente croissante

- *Pour l'angle de la pente varier entre* $\alpha \leq \delta \leq \frac{\pi}{2} - \beta$

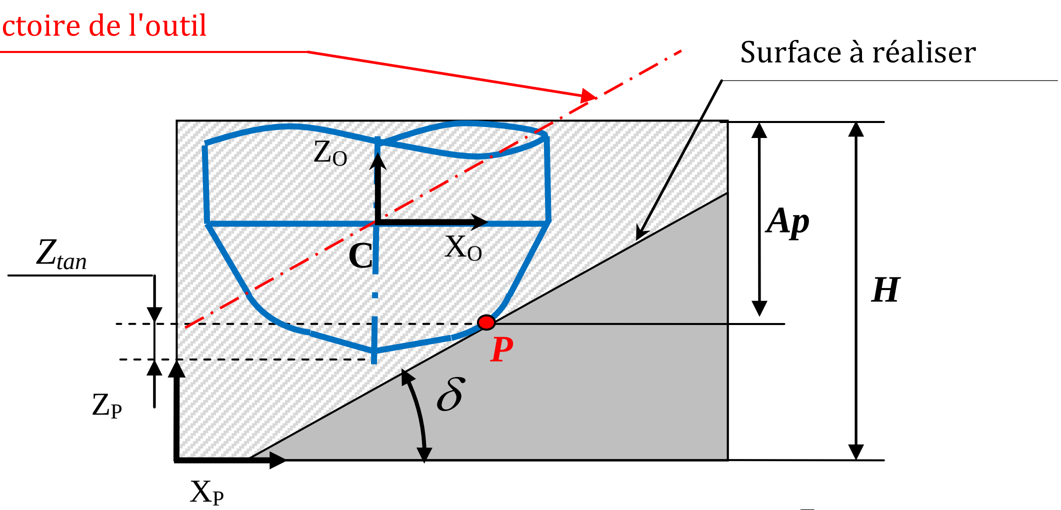


Fig. II.12 :Cas d'une pente croissante $\alpha < \delta < \frac{\pi}{2} - \beta$

Le profondeur de passe est donnée par l'équation (II.11).

$$\begin{aligned}
&Ap = H - \left(f(x) - C_p \right) \\
&C_p = h - Z_{\tan} \\
&Z_{\tan} = C_z - R\cos\delta \\
&Ap = H - \left(f(x) - \left(h - \left(C_z - R\cos\delta \right) \right) \right)
\end{aligned} \quad \text{(II.11)}$$

Pour l'angle de la pente varier entre $\delta > \frac{\pi}{2} - \beta$

$$\begin{aligned}
&Ap = H - f(x) \\
&Z_{\tan} = h \qquad \Rightarrow C_p = R_0
\end{aligned} \quad \text{(II.12)}$$

On usine uniquement par la partie cylindrique de la fraise

II.3.3 Le contact (Outil-Pièce) d'une pente décroissante

Si la pente au point x_0 de la trajectoire est négative (Fig. II.23) et le contact Outil-Pièce qui est défini par (***Ap***), qui est donné par la relation suivante:

Si maintenant la pente au point x_0 de la trajectoire est $0<\delta$ ou nulle, le contact Outil-Pièce sera défini par l'expression

- *Pour l'angle de la pente varier entre* $\delta < -\alpha$

Le profondeur de passe est donnée par l'équation (I.13).

$$
\begin{aligned}
&Ap = H - \left(f\left(x\right) - C_p \right) \\
&C_p = h - Z_{\tan} \\
&Z_{\tan} = 0 \Rightarrow C_p = h \\
&Ap = H - \left(f\left(x\right) - h \right)
\end{aligned} \qquad \text{(II.13)}
$$

- *Pour l'angle de la pente varier entre* $\alpha < \delta < \frac{\pi}{2} - \beta$

Le profondeur de passe est donnée par l'équation (II.14).

$$
\begin{aligned}
&Ap = H - \left(f\left(x\right) - C_p \right) \\
&C_p = h - Z_{\tan} \\
&Z_{\tan} = C_z - R\cos\delta \Rightarrow C_p = h - \left(C_z - R\cos\delta\right) \\
&Ap = H - \left(f\left(x\right) - h + \left(C_z - R\cos\delta\right)\right)
\end{aligned} \qquad \text{(II.14)}
$$

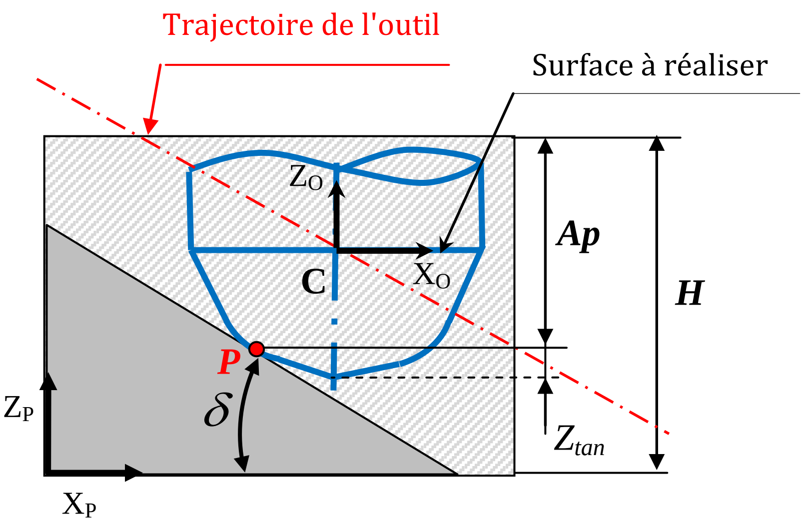


Fig II.13 : Cas d'une pente décroissante

Sur l'enveloppe de la fraise on a deux zones, dans la première zone on peut dire qu'on est dans le cas du perçage et dans la deuxième zone, on est dans le cas du fraisage de face

$$\begin{cases} Si \quad 0 \le Z \le Ap \quad \{0° < \psi_j < 360° \quad \text{fraisage} \\ Si \quad 0 \le Z \le Ap \quad \{180° < \psi_j < 360° \quad \text{perçage} \end{cases} \tag{II.15}$$

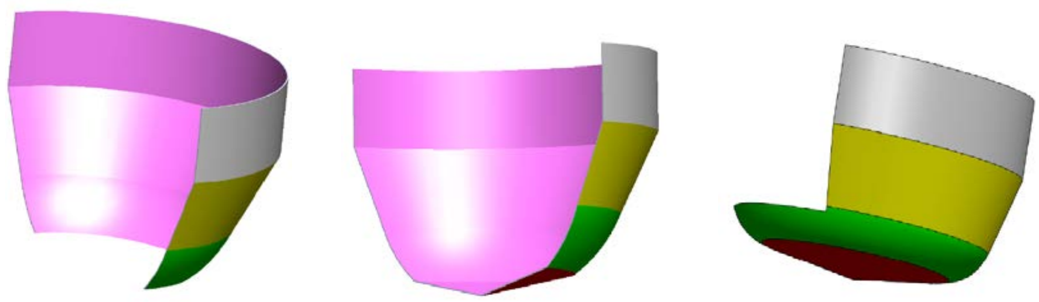


Fig.II.14 Représentation le contact de la fraise complexe dans des différents cas d'usinage (a) pente décroissante (b) pente nulle, (c) pente croissante.

II.3.4 Validation le modèle géométrique pour une fraise torique

Pour une fraise torique les équations de modèle géométrique sont simplifiées, on obtient les relations suivantes :

- *Pour la pente décroissante variant entre* $X_0 < X_{US} < X_1$ (Fig. II.15)

L'angle d'inclinaison est donnée par les équations suivantes :

$$\delta_0 = \sin^{-1}\left(\frac{X_1 - X_0}{Rg}\right)$$
$$\delta = \sin^{-1}\left(\frac{X_{US} - X_0}{Rg}\right) \tag{II.16}$$

La profondeur de passe est donnée par les équations suivantes :

$$Z_{\tan} = R_t - R_t \cos\delta$$
$$Ap = Rg\cos\delta_0 - Rg\cos\delta \tag{II.17}$$

$$\begin{cases} Si \quad 0 \le Z \le Ap & \{180° < \psi_j < 360° \quad \text{usinage} \\ Si \quad 0 \le Z \le Z_{tan} & \{0° < \psi_j < 360° \quad \text{perçage} \end{cases} \tag{II.18}$$

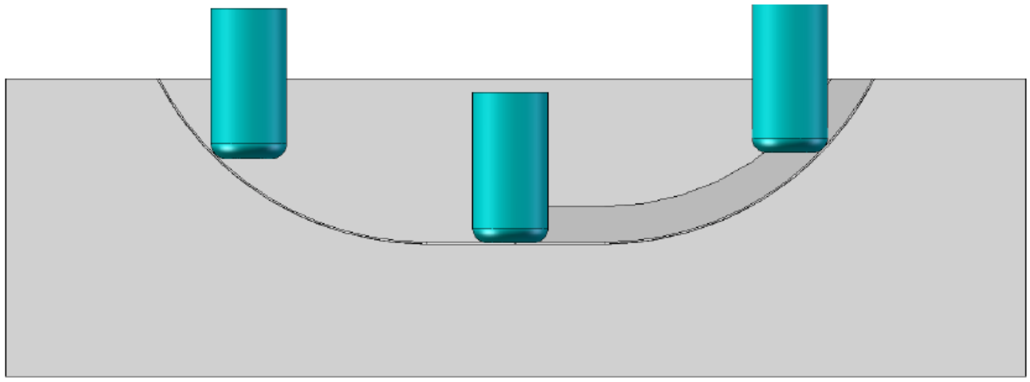


Fig.II.15 Représentation des différents cas d'usinage pour une fraise torique

- *Pour la zone variant entre* $X_1 < X_{US} < X_2$ (Fig. II.15)

Le profondeur de passe est donnée par l'équation (II.19).

$$\begin{aligned} &\delta_0 = 0 \\ &\delta = 0 \\ &Z_{tan} = 0 \\ &Ap = Rg - Rg\cos\delta_0 \\ &Si \quad 0 \le Z \le Ap \\ &\text{on usine uniquement } \left(0° < \psi_j < 180°\right) \end{aligned} \tag{II.19}$$

- *Pour l'angle de la pente croissante variant entre* $X_2 < X_{US} < X_3$.(Fig.II.15)

Le profondeur de passe est donnée par l'équation (II.20).

$$\begin{aligned} &\delta = \sin^{-1}\left(\frac{X_{US} - X_2}{Rg}\right) \\ &Z_{tan} = R_t - R_t\cos\delta \\ &Ap = \left(Rg - Rg\cos\delta_0\right) - Z_{tan} \\ &Si \quad Z_{tan} \le Z \le Ap \quad \text{on usine uniquement } \left(0° < \psi_j < 180°\right) \end{aligned} \tag{II.20}$$

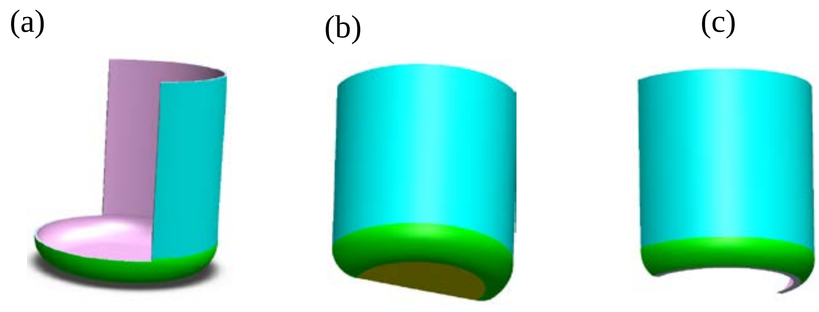


Fig. II.16 Le contact (outil/pièce) d'une fraise torique :(a) pente décroissante (b) pente nulle, (c) pente croissante

II.3.5 Validation le modèle géométrique pour une fraise hémisphérique

Pour une fraise hémisphérique les équations de modèle géométrique sont simplifiées, on obtient les relations suivantes :

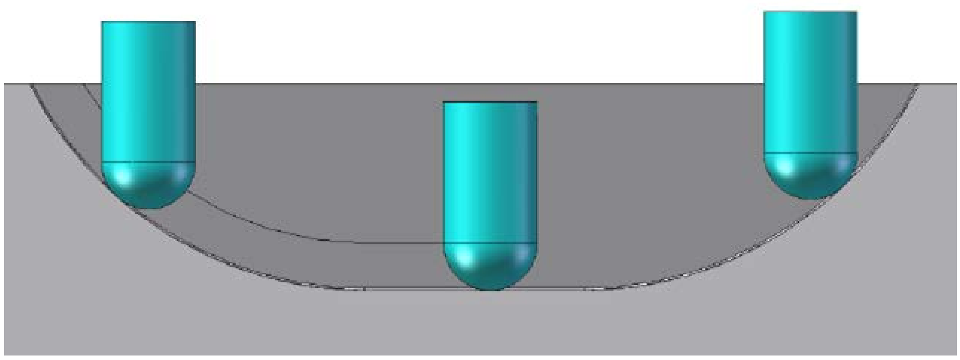


Fig. II.17 Représentation des différents cas d'usinage pour la fraise hémisphérique

- *Pour la pente décroissante variant entre* $X_0 < X_{US} < X_1$ (Fig. II.17)

Le profondeur de passe est donnée par l'équation (II.22).

$$\delta_0 = \sin^{-1}\left(\frac{X_1 - X_0}{Rg}\right)$$
$$\delta = \sin^{-1}\left(\frac{X_{US} - X_0}{Rg}\right) \tag{II.21}$$

$$Z_{\tan} = R_{sp} - R_{sp}\cos\delta$$
$$Ap = Rg\cos\delta_0 - Rg\cos\delta \tag{II.22}$$

$$\begin{cases} Si \quad 0 \le Z \le Ap & \{0° < \psi_j < 360° \quad \text{usinage} \\ Si \quad 0 \le Z \le Z_{\tan} & \{180° < \psi_j < 360° \quad \text{perçage} \end{cases}$$

- *Pour zone variante entre* $X_1 < X_{US} < X_2$ (Fig. II.18)

Le profondeur de passe est donnée par l'équation (II.23).

$$\begin{aligned} &\delta_0 = 0 \\ &\delta = 0 \\ &Z_{\tan} = 0 \\ &Ap = Rg - Rg\cos\delta_0 \\ &Si \quad 0 \le Z \le Ap \text{ on usine uniquement } \left(0° < \psi_j < 180°\right) \end{aligned} \tag{II.23}$$

- *Pour l'angle de la pente croissante variant entre* $X_2 < X_{US} < X_3$.(Fig. II.18)

$$\begin{aligned} &\delta = \sin^{-1}\left(\frac{X_{US} - X_2}{Rg}\right) \\ &Z_{\tan} = R_{sp} - R_{sp}\cos\delta \\ &Ap = \left(Rg - Rg\cos\delta_0\right) - Z_{\tan} \\ &Si \quad Z_{\tan} \le Z \le Ap \end{aligned} \tag{II.24}$$

on usine uniquement $\left(0° < \psi_j < 180°\right)$

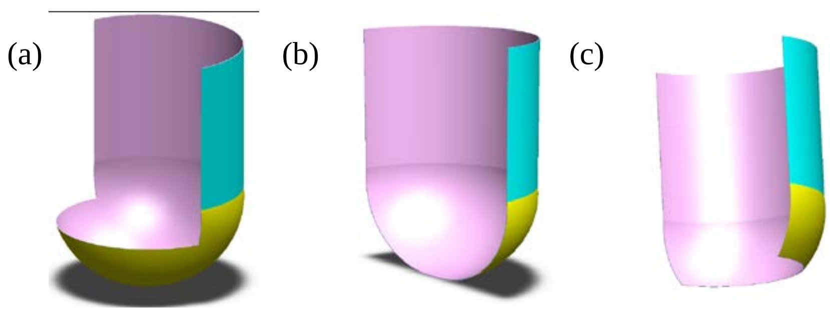


Fig. II.18 Le contact (outil/pièce) pour une fraise hémisphérique :(a) pente décroissante (b) pente nulle, (c) pente croissante

II.4 Modélisation de l'angle d'émersion $\varphi(z)$

La forme de la surface a usinée influe principalement Sur l'angle d'émersion $\varphi(z)$ c'est a dire pour une surface plane $(\delta = 0)$, la valeur de $\varphi(z)$ est constant , pour la surface incliné $(\delta > 0, \delta < 0)$ $\varphi(z)$ variable.

II.4.1 L'angle d'émersion $\varphi(z)$ cas d'usinage sur une surface plane

L'Angles d'engagement dans la matière est donné en fonction des déplacements successives Y_{pas} la fraise sur le plan (XY).

Pour $Y_{pas} < R(z)$

$$Y_{pas} = R(z) - R(z)\cos\varphi(z)$$
$$\Rightarrow \varphi(z) = \cos^{-1}\left(\frac{R(z) - Y_{pas}}{R(z)}\right) \qquad \text{(II.25)}$$

Pour $Y_{pas} > R(z)$

$$Y_{pas} = R(z) + R(z)\sin\varphi(z)$$
$$\Rightarrow \varphi(z) = \pi + \sin^{-1}\left(\frac{Y_{pas} - R(z)}{R(z)}\right) \qquad \text{(II.26)}$$

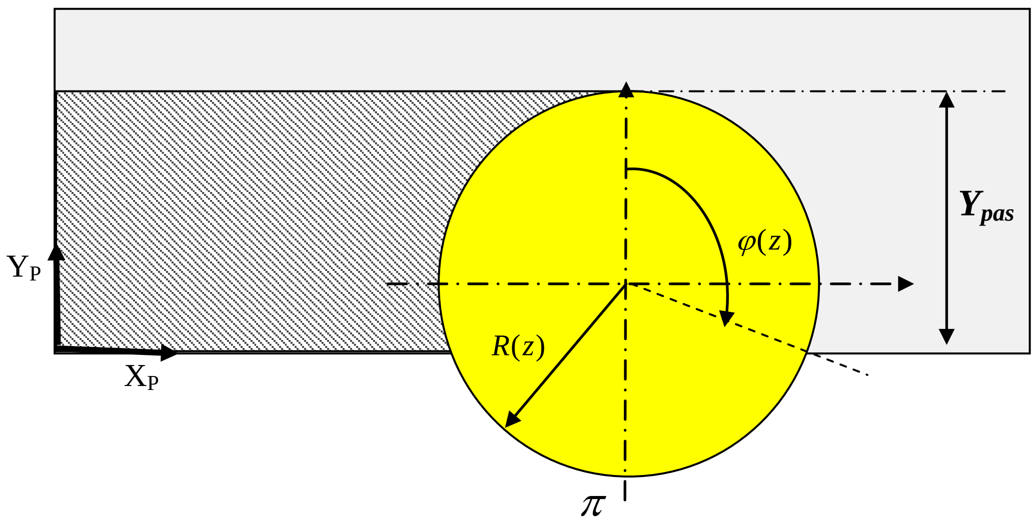


Fig.II.19 L'angle d'émersion $\varphi(z)$

Dans le cas d'une pente croissante, on usine si le point P de l'arête élémentaire est en face à la matière, pour un angle d'émersion $\varphi(z)$ (Fig.II.20), c'est-à-dire:

$$\begin{cases} \text{On usine si } 0° \le \psi_j \le \varphi(z) \\ \text{Avec } \psi_j = \theta - \dfrac{z}{R(z)} \tan\lambda_s + (j-1)\dfrac{2\pi}{N_f} \end{cases} \qquad \text{(II.28)}$$

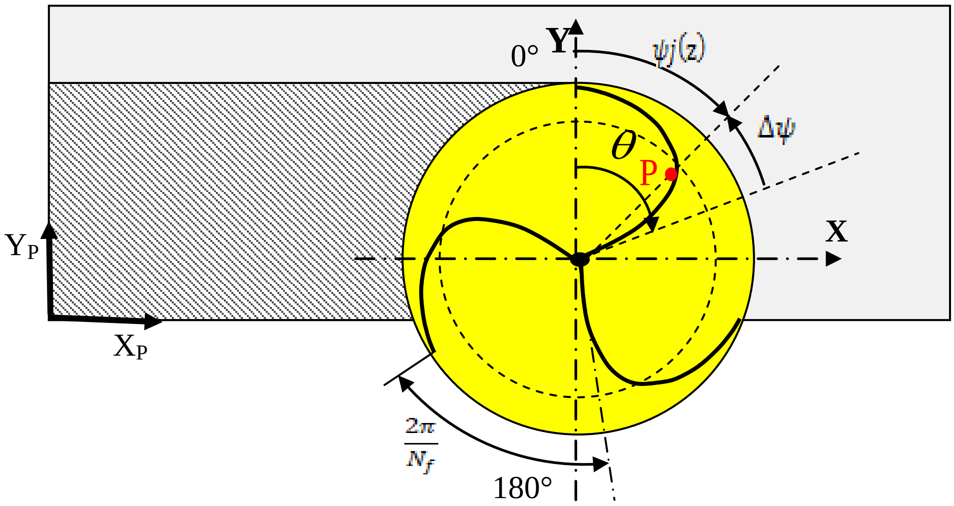


Fig. II.20 : Les angles d'engagement dans la matière.

La valeur angulaire de l'entrée et de la sortie est constante pour toutes les arêtes élémentaires pour $0 \le Z \le Ap$ (Fig II.21)

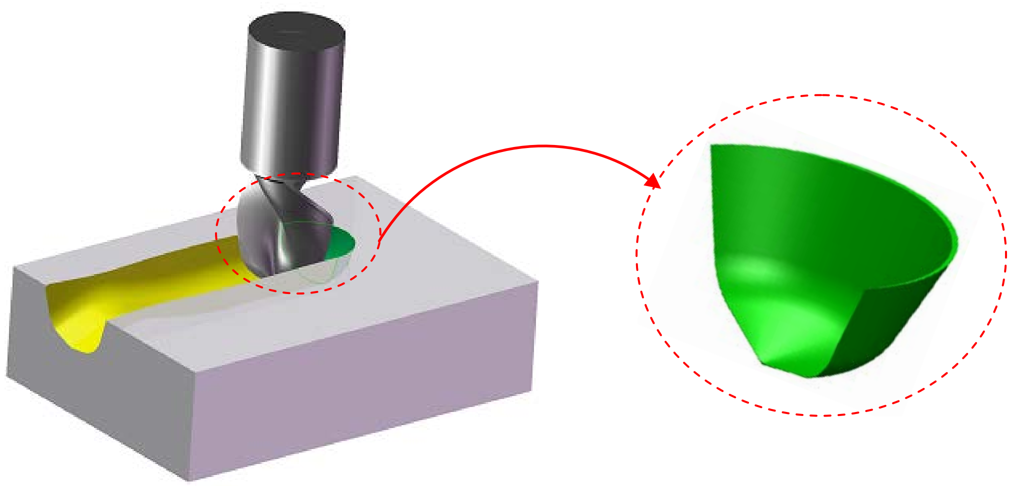


Fig.II.21 Contacte (outil/pièce) ,pour le cas d'usinage sir une surface plane ($\delta = 0$)

II.4. L'angle d'émersion $\varphi(z)$ cas d'usinage sur une surface incliné

Pour calculer la position $\psi_j(z)$ une arête élémentaire, on doit d'abord déterminer l'angle $\varphi(z)$ qui est limitée par les angles d' entrée (θ_e) et de sortie (θ_s) (Fig II.22)

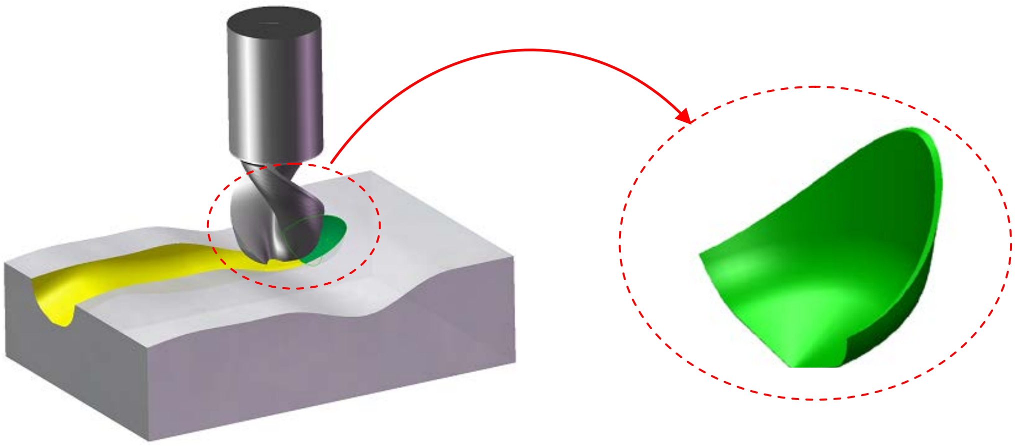


Fig.II.22 Contacte (outil/pièce) ,pour le cas d'usinage sir une surface incliné ($\delta \neq 0$)

L'angle d'entre (θ_e) et la sortie (θ_s) des arêtes élémentaires est variable pour toutes la partie supérieure de la zone de contacte (outil/pièce) (Fig II.23)

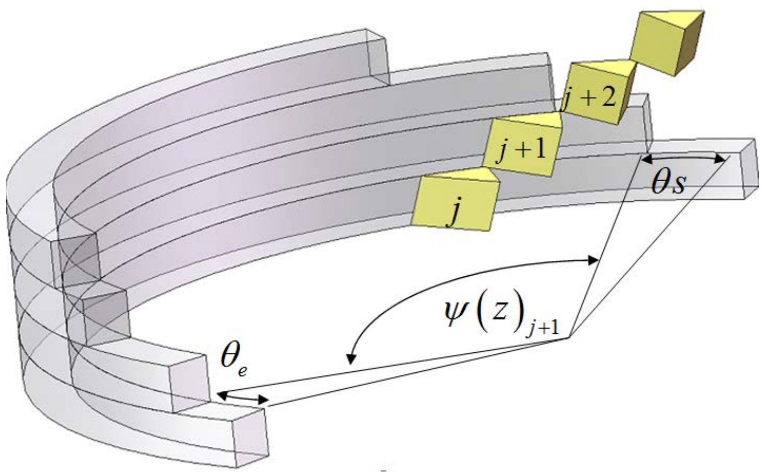


Fig.II.23 Présentation des angles d'entrée (θ_e) et de sortie (θ_s)

II.5 Résumé de modèle thermomécanique de la coupe oblique

Pour une arête élémentaire, on est dans le cas de la coupe oblique pour laquelle la zone primaire de cisaillement est modélisée comme une bande de cisaillement d'épaisseur constante *h*, (Fig. 2.24). La contrainte due aux autres zones de déformation est négligée.

L'angle normal de cisaillement ϕ_n est donné par la loi de Merchant modifiée, [41]:

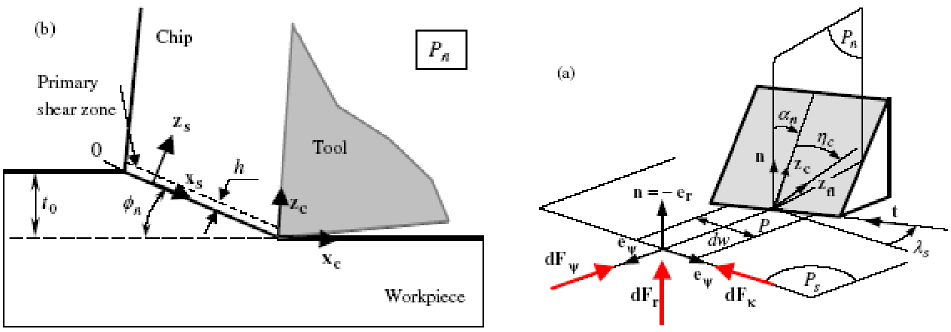


Fig.2.24 Formation élémentaire de coupeau. (a) Direction d'écoulement du coupeau, (b) paramètres de la bande de cisaillement, [26].

- L'angle moyen de frottement à l'interface Outil-Coupeau.

$$\lambda_f = \tan^{-1}(\mu_f) \qquad \text{(II.33)}$$

μ_f : Coefficient de frottement

- L'angle normal de cisaillement

$$\phi_n = A_1 + A_2(\alpha_n - \lambda_f) \qquad \text{(II.34)}$$

Avec A_1 et A_2 qui sont des constantes selon le matériau à usiner

- L'angle de l'écoulement de coupeau est calculé à partir de l'équation suivante :

$$\begin{aligned}&\cos(\phi_n-\alpha_n)\sin\phi_n\sin\eta_c-\tan\lambda_s\cos^2(\phi_n-\alpha_n)\cos\eta_c\\&+\left(\cos\alpha_n-\sin(\phi_n-\alpha_n)\sin\phi_n\right)\tan\lambda_f\sin\eta_c\cos\eta_c\\&+\tan\lambda_f\tan\lambda_s\sin(\phi_n-\alpha_n)\cos(\phi_n-\alpha_n)\cos^2\eta_c=0\end{aligned} \quad \text{(II.35)}$$

- L'angle de la direction de cisaillement est donne par

$$\eta_s=\tan^{-1}\left(\frac{\tan\eta_c\sin\phi_n-\tan\lambda_s\cos(\phi_n-\alpha_n)}{\cos\alpha_n}\right) \quad \text{(II.36)}$$

- La déformation due au cisaillement est donne par

$$\gamma=\frac{\cos\alpha_n}{\sin\phi_n\cos\eta_s\cos\left(\phi_n-\alpha_n\right)} \quad \text{(II.37)}$$

- La température absolue est donne par

$$T=T_w+\frac{\beta}{\rho c}\left(\rho\left(V\cos\lambda_s\sin\phi_n\right)^2\frac{\gamma^2}{2}+\tau_0\gamma\right) \quad \text{(II.38)}$$

- La vitesse de déformation est exprimée par

$$\dot{\gamma}=\dot{\gamma}_0\exp\left(\frac{\tau\sqrt{3}}{mg_1(\gamma)mg_2(T)}-\left(\frac{1}{m}\right)\right) \quad \text{(II.39)}$$

Avec :

$$mg_1(\gamma)=\left[A+B\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^n\right] \quad \text{(II.40)}$$

$$mg_2(T)=\left[1-\left(\frac{T-T_r}{T_m-T_r}\right)^\nu\right] \quad \text{(II.41)}$$

- La réponse thermomécanique du matériau de la pièce est supposé isotrope et rigide et elle est donnée par la formule:

$$\tau=\frac{1}{\sqrt{3}}\left[A+B\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^n\right]\left[1+m\ln\left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0}\right)^n\right]\left[1-\left(\frac{T-T_r}{T_m-T_r}\right)^\nu\right] \quad \text{(II.42)}$$

- Les forces élémentaires normale et de cisaillement (dN_s et dF_s)

$$\begin{aligned} dF_S &= -\frac{t_0 dw}{\cos\lambda_S \sin\phi_n}\tau_h \\ dN_S &= \frac{\tan(\phi_n-\alpha_n)+\tan\lambda_f\cos\eta_C}{1-\tan\lambda_f\cos\eta_C\tan(\phi_n-\alpha_n)}\cos\eta_S dF_S \end{aligned} \tag{II.43}$$

- Les forces élémentaires de coupe

$$\begin{aligned} dF_r &= -dF_S\cos\eta_S\sin\phi_n - N_S\cos\phi_n \\ dF_\kappa &= dF_S\cos\eta_S\left[\tan\eta_S\cos\lambda_S+\cos\phi_n\sin\lambda_S\right]-dN_S\sin\phi_n\sin\lambda_S \\ dF_\psi &= -dF_S\cos\eta_S\left[\tan\eta_S\sin\lambda_S-\cos\phi_n\cos\lambda_S\right]-dN_S\sin\phi_n\cos\lambda_S \end{aligned} \tag{II.44}$$

- La matrice de passage du repère local (LCS) vers le repère globale (CGS)

$$\begin{pmatrix} \sin\psi_j\sin\kappa & \sin\psi_j\cos\kappa & \cos\psi_j \\ \cos\psi_j\sin\kappa & \cos\psi_j\cos\kappa & -\sin\psi_j \\ -\cos\kappa & \sin\kappa & 0 \end{pmatrix} \tag{II.45}$$

- Les composantes (dF_r, dF_κ, $dF\psi$) de l'effort élémentaire de coupe

sont projetées dans le système du repère local (LCS) et les composants (*dFx, dFy,*

dFz,) de l'effort de coupe sont projetées dans le repère (CGS)

$$\begin{pmatrix} dF_x(\theta,z,j) \\ dF_y(\theta,z,j) \\ dF_z(\theta,z,j) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sin\psi_j\sin\kappa & \sin\psi_j\cos\kappa & \cos\psi_j \\ \cos\psi_j\sin\kappa & \cos\psi_j\cos\kappa & -\sin\psi_j \\ -\cos\kappa & \sin\kappa & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} dF_r(\theta,z,j) \\ dF_\kappa(\theta,z,j) \\ dF_\psi(\theta,z,j) \end{pmatrix} \tag{II.46}$$

Les efforts de coupe résultante appliquée sur l'outil sont :

$$\begin{cases} F_x = \int_0^Z dF_x = \int_0^Z \left(-\sin\kappa\cos\psi \;\; dF_r + \sin\psi \;\; dF_\psi - \cos\kappa\cos\psi \;\; dF\kappa\right) \\ F_y = \int_0^Z dF_y = \int_0^Z \left(-\sin\kappa s\sin\psi \;\; dF_r - \cos\psi \;\; dF_\psi - \cos\kappa\sin\psi \;\; dF\kappa\right) \\ F_z = \int_0^Z dF_z = \int_0^Z \left(-\cos\psi \;\; dF_r + \sin\kappa \;\; dF\kappa\right) \end{cases} \tag{II.47}$$

II.6 Conclusion

L'objectif de cette partie de notre travail c'est l'explication le phénomène d'intersection Outil-Pièce, ce dernier dépend de la géométrie de l'outil et la stratégie d'usinage

La géométrie d'outil est décomposée en série d'arêtes élémentaires suivant l'axe de la fraise. À n'importe quel élément actif, la formation de copeau est obtenue à partir d'un processus de la coupe oblique. Cette méthode prévoit exactement la distribution de force de coupe sur les hélices hélicoïdales de la fraise à chaque instant..

Le modèle géométrique de fraise de forme complexe permet de connaisse des zones de contact Outil-Pièce le long de la trajectoire de l'outil dans la matière est l'un des éléments essentiels permettant de simuler l'effort de coupe de l'ensemble du système Outil-Pièce.

La validation de modèle avec l utilisation de l'approche thermomécanique de la coupe oblique et l'objectif de chapitre 3 où on va étudier plusieurs cas d'usinage pour bien déterminer les zones de contact Outil-Pièce.

‘

Chapitre III

La prédiction des efforts de coupe en fraisage

Dans ce chapitre, nous cherchons à quantifier l’influence des paramètres de coupe et de la géométrie de la fraise de forme complexe sur les forces de coupe pour un fraisage simple. nous utilisons l’approche thermomécanique de la coupe oblique, pour le cas de l’usinage du 42CrMo4. Nous présenterons quelques courbes obtenues lorsqu’on fait varier certains paramètres de coupe.

Nous proposons trois formes de fraises (fraise de forme complexe, fraise torique et hémisphérique)pour valider la simulation des efforts de coupe

L’objectif final est de développer un programme de simulation pour la prédiction de l’effort de coupe pour chaque position de l’outil dans la pièce. pour les cas de l’usinage des surfaces simples et des surfaces complexes, pour déterminer ainsi les régions de l'engagement instantané de l’outil.

III.1 Usinage des surfaces simples

Dans ce cas, nous étudions la position de l'outil par rapport à la pièce dans le cas du rainurage avec une fraise complexe, (Fig. III.6).

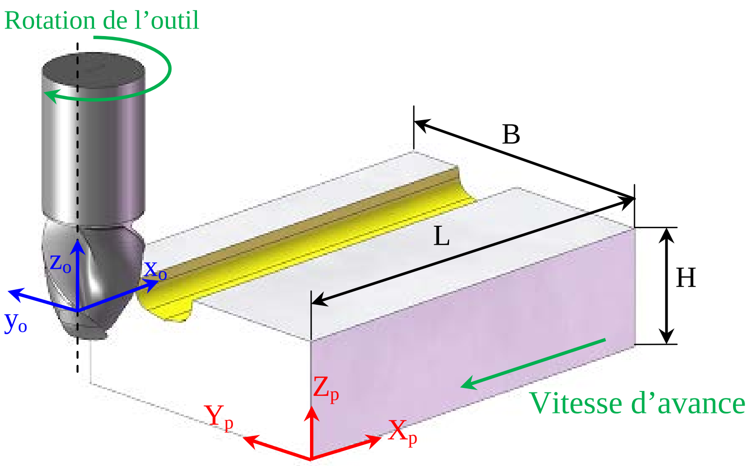


Fig. III.6 Rainurage d'une pièce avec une fraise complexe.

III.1.1 La position de l'arête élémentaire dans la matière

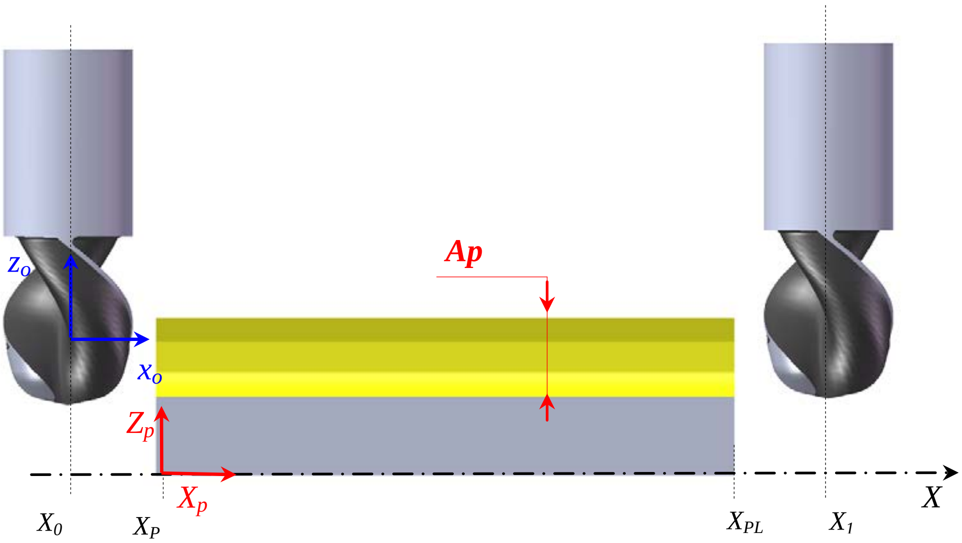


Fig. III.7 Géométrie de la pièce et positionnement de l'outil par rapport à la pièce.

Avec :

L : la longueur de la pièce

B: la largeur de la pièce

H : la hauteur de la pièce

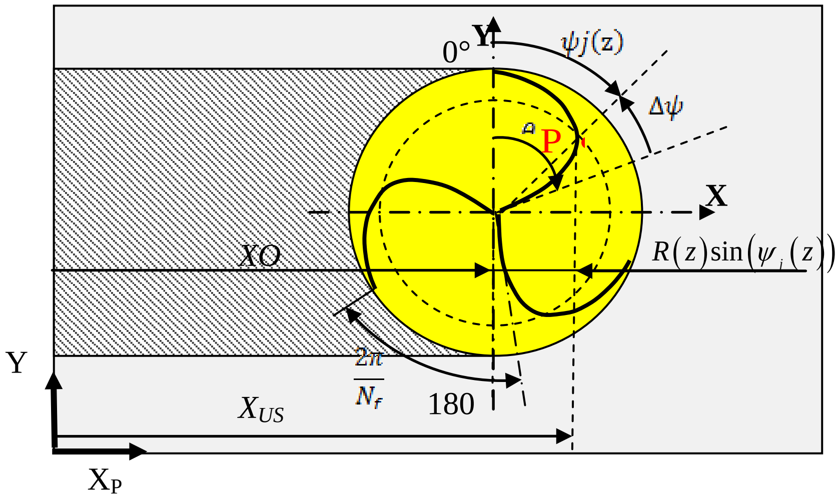


Fig. III.8 Position X_{US} de l'arête de coupe élémentaire dans la matière.

X_{US}, Y_{US}, Z_{US} : positions de l'outil à l'instant *t* dans le repère global $R(X_P,Y_P,Z_P)$

Le déplacement de la fraise et donné parla relation suivante

$$X_{US} = XO + R(z)\sin(\psi_j(z)) \quad \text{(III.20)}$$

Avec $$XO = X_0 + V_f.t \quad \text{(III.21)}$$

A partir des équations (3.3), (3.6) et (3.7), on détermine la position du point *P* dans le repère globale attaché à la pièce par la relation suivante:

$$X_{US} = X_0 + V_f.t + R(z)\sin(\psi_j(z)) \quad \text{(III.22)}$$

Avec : $$\psi_j(z) = \theta - \psi(z) + (j-1)\frac{2\pi}{N_f} \quad \text{(III.23)}$$

III.1.2 Les conditions du contact Outil-Pièce

Pour définir si un point courant *P* d'une arête tranchante en (RL) est en contact avec la pièce, on doit déterminer sa position relative avec la surface de la pièce:

$$\begin{pmatrix} X_p \\ Y_P \\ Z_P \end{pmatrix}_{GCS} = \begin{pmatrix} X_C + x_P \\ Y_C + y_p \\ Z_C - R_0 + z_p \end{pmatrix} \quad (1.21)$$

D'où :

$$\begin{pmatrix} x_p \\ y_P \\ z_P \end{pmatrix}_{LCS} = \begin{pmatrix} R(z)\sin\left(\psi_j(z)\right) \\ R(z)\cos\left(\psi_j(z)\right) \\ z \end{pmatrix} \quad (1.22)$$

où (X_C, Y_C, Z_C) sont les coordonnées du point *C*.

Il y a cinq conditions nécessaires pour déterminer les zones de contact Outil-Pièce, qui sont :

Le point *P* est en position de coupe si :

- $0 < X_P < L$ (1.24)
- $0 < Y_P < B$ (1.24)

La hauteur locale de la surface non coupée est directement obtenue dans le repère globale , le point *P* est en position d'usinage si :

- $0 < Z_P < H$

L'épaisseur de copeau non déformé t_0 sur la partie cylindrique de l'outil ($z_p \geq R_0$):

- $t_0 = s_{tx} \sin \psi_j$ (1.27)

Pour la partie complexe ($0 \leq z_p \leq R_0$), t_0 est obtenue d'après la géométrie de la figure

- $t_0 = s_{tx} \sin \kappa \sin \psi_j - s_{tz} \cos \kappa$ (1.28)

où s_{tx} et s_{tz} sont les projections de l'avance par dent respectivement sur les axes *x* et *z*.

Si toutes ces cinq conditions sont vérifiées, l'arête élémentaire définie par le point *P* est considérée être en contact avec la pièce.

III.1.3 L'organigramme des paramètres géométriques de la fraise de forme complexe

Cet organigramme montre comment calculer les paramètres géométriques de la fraise de forme complexe $R(z),\psi(z),\kappa(z)$ et tracé l'enveloppe pour chaque type.

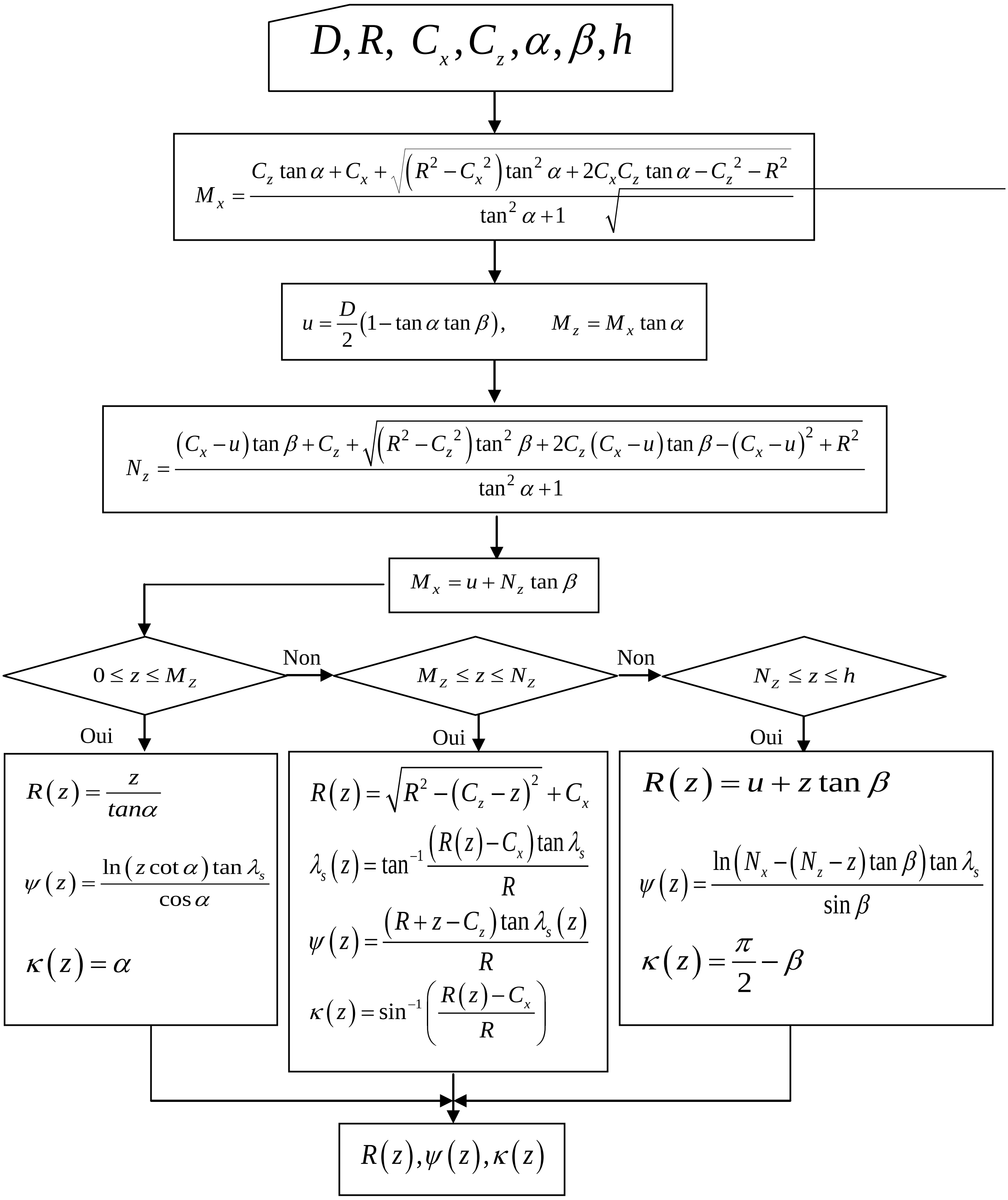


Fig .III.1 L'organigramme des paramètres géométriques de la fraise complexe

III.1.4 L'organigramme du modèle thermomécanique

L'algorithme de la résolution de l'approche thermomécanique se résume par le schéma explicatif suivant.

$$dz, A_1, A_2, \alpha_n, \lambda_s, \mu_f$$
$$A, B, T_m, \beta_0, T_r, \dot{\gamma}_0, \rho, c, m, n, \upsilon$$

$$\downarrow$$

$$\lambda_f = \tan^{-1}\left(\mu_f\right), \phi_n = A_1 + A_2\left(\alpha_n - \lambda_f\right)$$

$$\downarrow$$

$$\begin{aligned}&\cos(\phi_n - \alpha_n)\sin\phi_n \sin\eta_c - \tan\lambda_s \cos^2(\phi_n - \alpha_n)\cos\eta_c\\ &+\left(\cos\alpha_n - \sin(\phi_n - \alpha_n)\sin\phi_n\right)\tan\lambda_f \sin\eta_c \cos\eta_c\\ &+\tan\lambda_f \tan\lambda_s \sin(\phi_n - \alpha_n)\cos(\phi_n - \alpha_n)\cos^2\eta_c = 0\end{aligned}$$

$$\downarrow$$

$$\eta_s = \tan^{-1}\left(\frac{\tan\eta_c \sin\phi_n - \tan\lambda_s \cos(\phi_n - \alpha_n)}{\cos\alpha_n}\right), \gamma = \frac{\cos\alpha_n}{\sin\phi_n \cos\eta_s \cos\left(\phi_n - \alpha_n\right)}$$

$$\downarrow$$

$$T = T_w + \frac{\beta_0}{\rho c}\left(\rho\left(V\cos\lambda_s \sin\phi_n\right)^2 \frac{\gamma^2}{2} + \tau_0\gamma\right), \gamma = \frac{\cos\alpha_n}{\sin\phi_n \cos\eta_s \cos\left(\phi_n - \alpha_n\right)}$$

$$\downarrow$$

$$\dot{\gamma} = \dot{\gamma}_0 \exp\left(\frac{\tau_0\sqrt{3}}{mg_1(\gamma)\, mg_2(T)} - \left(\frac{1}{m}\right)\right)$$

$$\downarrow$$

$$\tau_h = \frac{1}{\sqrt{3}}\left[A + B\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^n\right]\left[1 + m\ln\left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0}\right)^n\right]\left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^\nu\right]$$

$$\downarrow$$

$$\mathrm{d}F_S = -\frac{t_0 \mathrm{d}w}{\cos\lambda_S \sin\phi_n}\tau_h$$
$$\mathrm{d}N_S = \frac{\tan(\phi_n - \alpha_n) + \tan\lambda_f \cos\eta_C}{1 - \tan\lambda_f \cos\eta_C \tan(\phi_n - \alpha_n)}\cos\eta_S \mathrm{d}F_S$$

$$\downarrow$$

$$\begin{aligned}\mathrm{d}F_r &= -\mathrm{d}F_S \cos\eta_S \sin\phi_n - N_S \cos\phi_n\\ \mathrm{d}F_\kappa &= \mathrm{d}F_S \cos\eta_S\left[\tan\eta_S \cos\lambda_S + \cos\phi_n \sin\lambda_S\right] - \mathrm{d}N_S \sin\phi_n \sin\lambda_S\\ \mathrm{d}F_\psi &= -\mathrm{d}F_S \cos\eta_S\left[\tan\eta_S \sin\lambda_S - \cos\phi_n \cos\lambda_S\right] - \mathrm{d}N_S \sin\phi_n \cos\lambda_S\end{aligned}$$

Fig.III.5 L'organigramme de calcul des forces de coupe pour une arête élémentaire de la fraise

III.1.5 Organigramme du calcul des efforts de coupe

L’algorithme développé pour calculer les efforts de coupe dans le cas du rainurage, avec une fraise complexe avec deux dents, s’exprime par l’organigramme suivant :

«

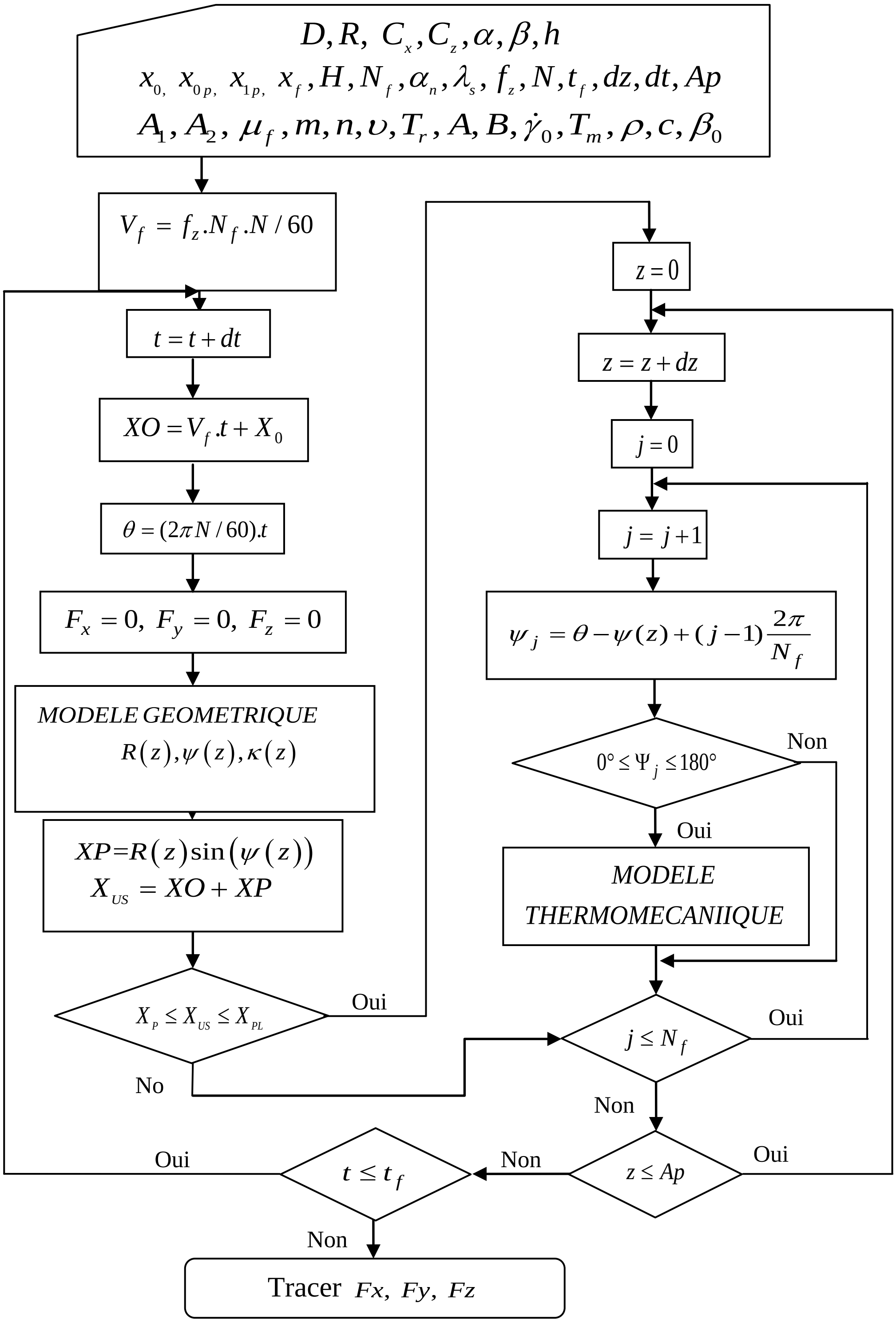


Fig.III.9 Organigramme du calcul des efforts de coupe pour l’usinage d’une rainure par l’approche thermomécanique pour la fraise complexe

III.2 Validation de modèle

III.2.1 Les formes des fraises :

On a considéré trois géométries pour les fraises : complexe, hémisphérique et torique**.**

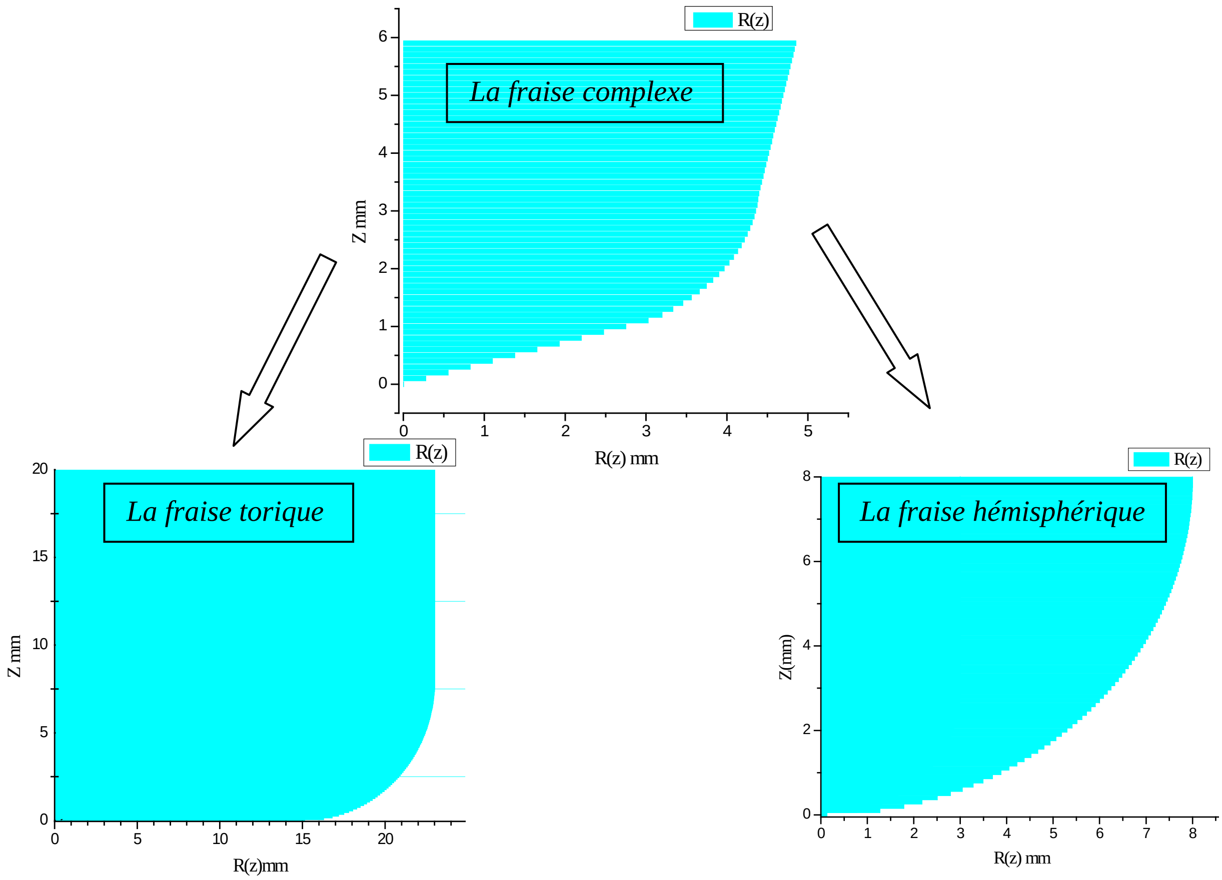


Fig.III.2 Différent géométries des fraises : complexe, torique et hémisphérique

Les courbes représentent les différentes formes des fraises :

La fraise torique *: D=46, r=8, Cx=15 ,Cz=8 ,* α *=0 ,* β *=0. h=38*

La fraise de forme complexe *: D=8, r=2.8, Cx=1.6 , Cz=3.5 ,* α *=20,* β *=10*

La fraise sphérique *: D=16, r=5, Cx=0, Cz=5 ,* α *=0 ,* β *=0, h=6*

III.2.2 Influence de l'angle d'hélice λ_s sur la position angulaire ψ

La géométrie de l'hélice est définie par la Position angulaire $\psi(z)$ du point P à la hauteur z, la partie tranchante se trouvent sur l'enveloppe de l'outil, (Origin Pro 8) défini en 2D les différents géométries d'hélice de la fraise complexe pour différentes valeurs de λ_s *=0°,10°,20°,30°,40°*

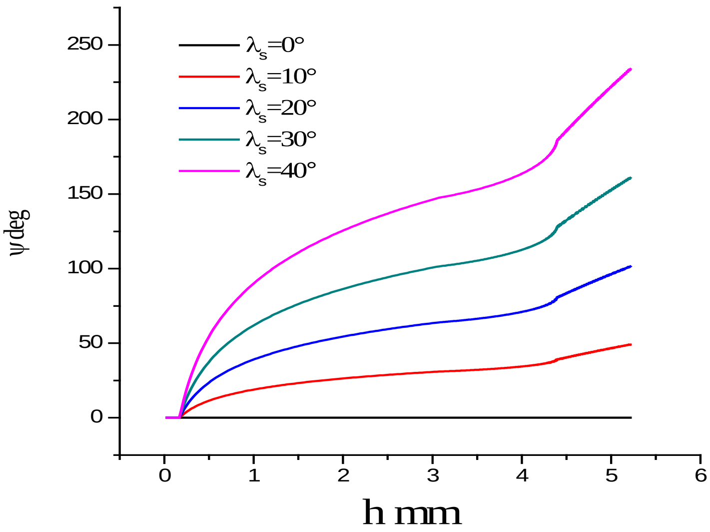


Fig.III.3 Influence de l'angle d'hélice λ_s sur position angulaire de l'hélice ψ

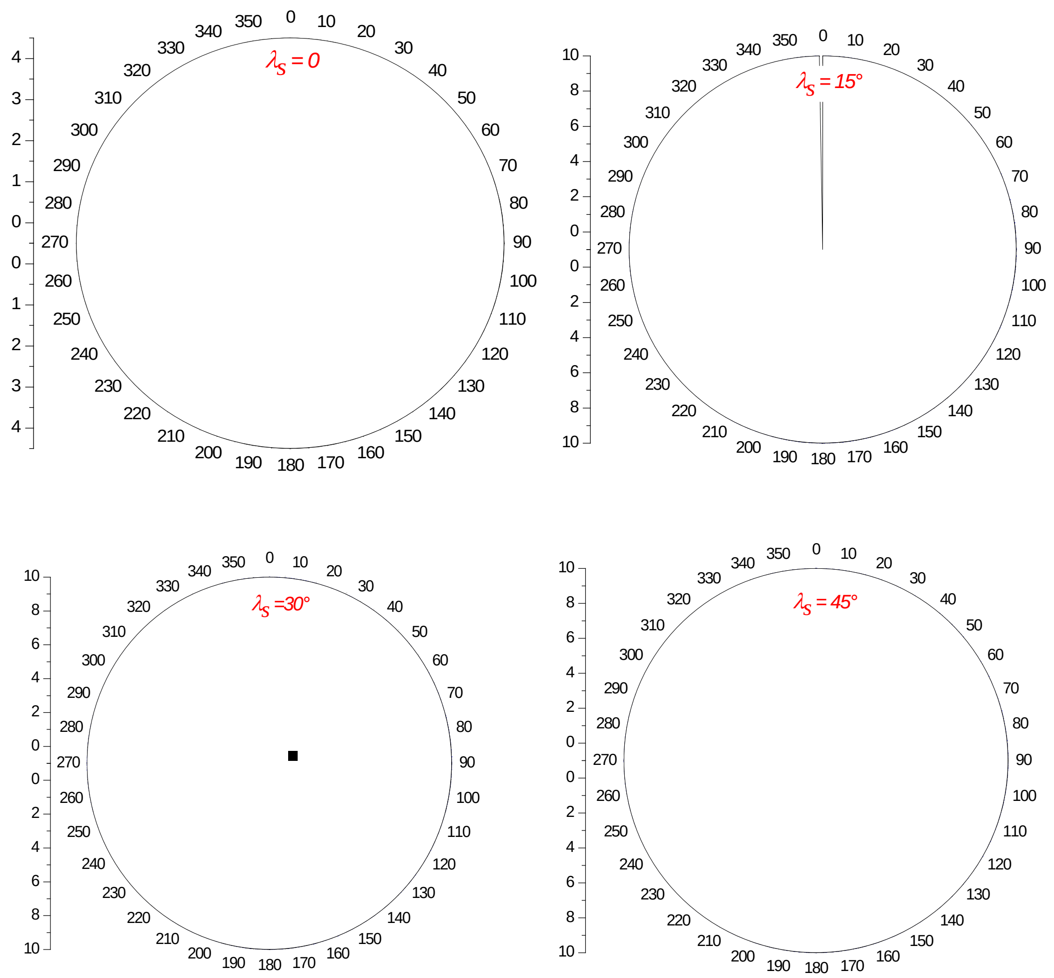


Fig.III.3 Influence de l'angle d'hélice λ_s sur la forme l'hélice de la fraise complexe

Pour λ_s =0°,15°,30°,45°

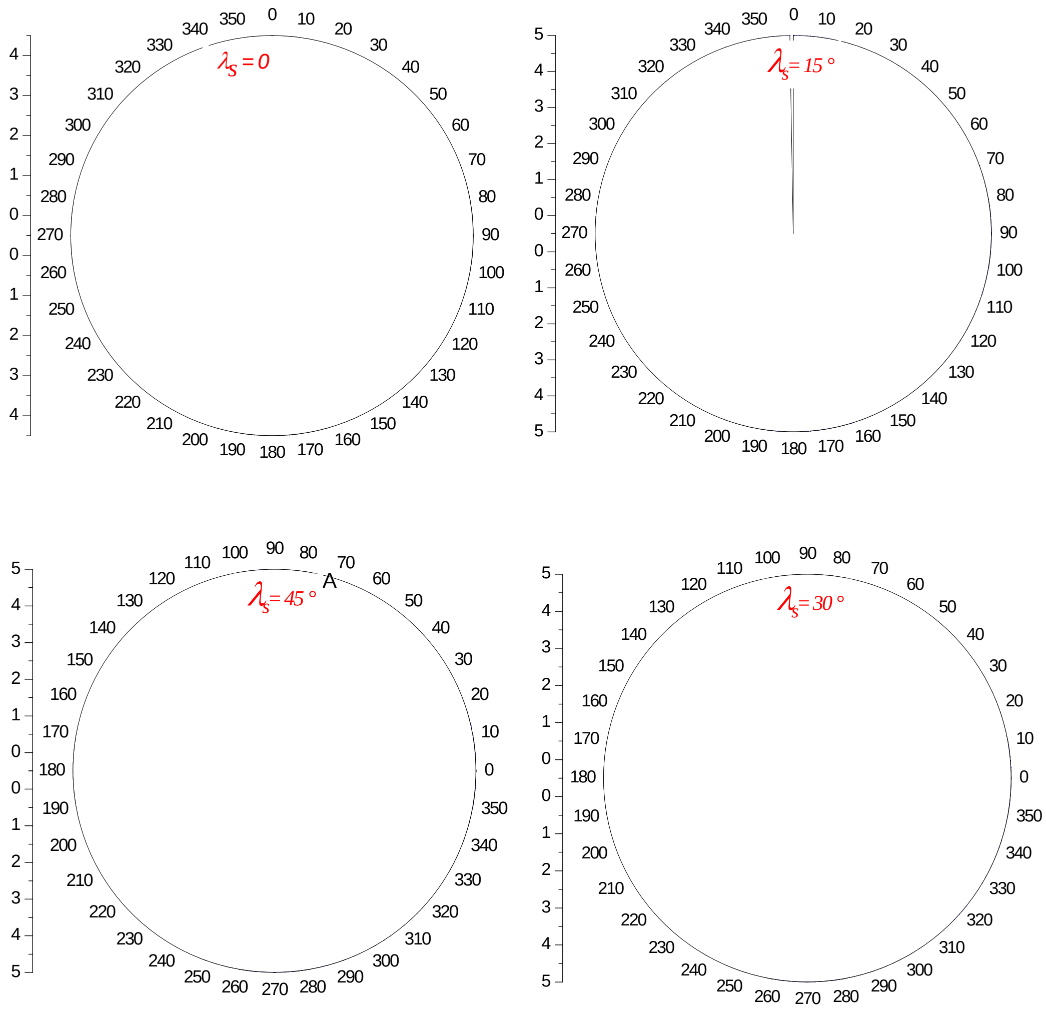
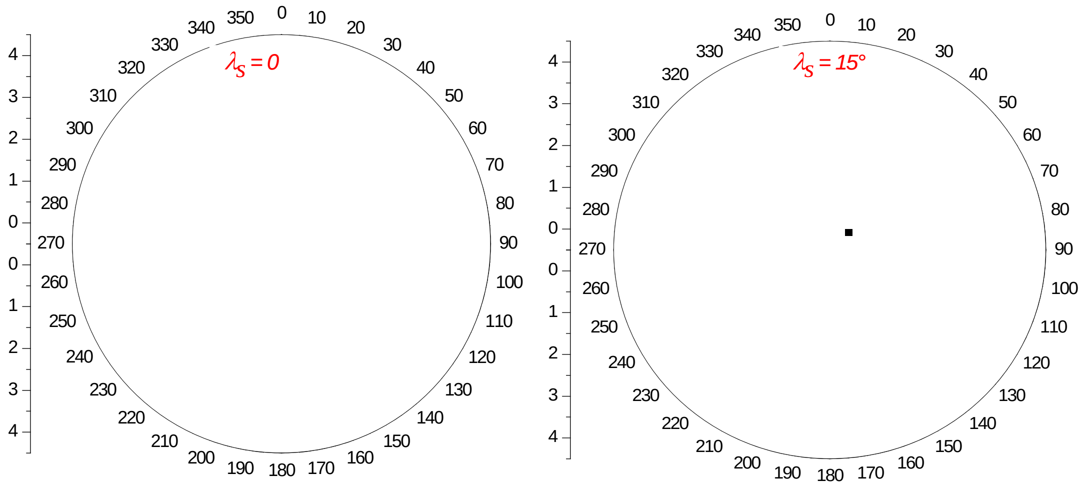


Fig.III.3 Influence de l'angle d'hélice λ_s sur la forme l'hélice de la fraise hémisphérique Pour λ_s =0°,15°,30°,45°



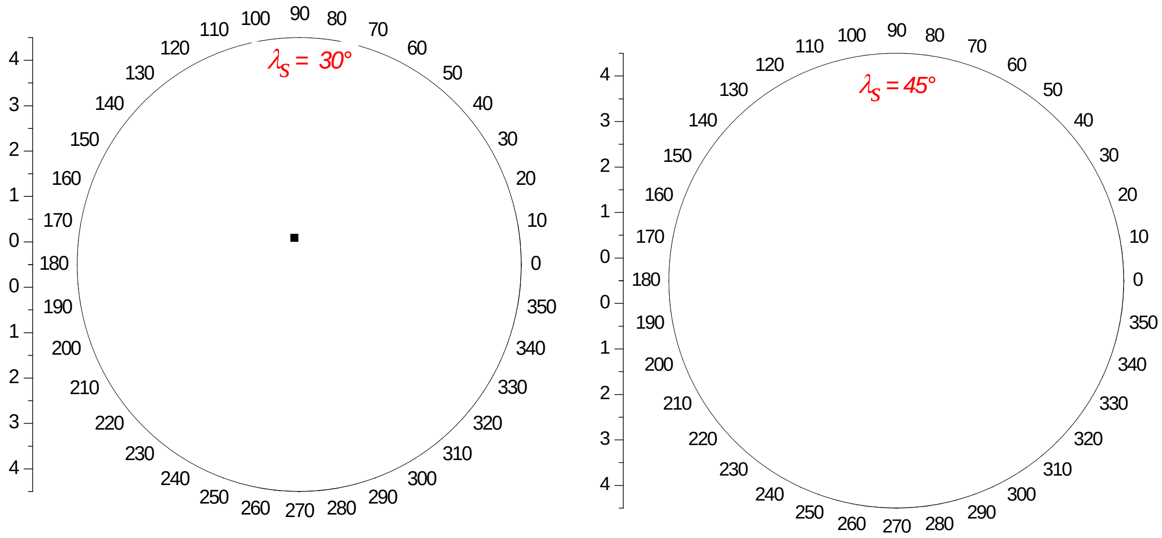


Fig.III.3 Influence de l'angle d'hélice λ_s sur la forme l'hélice de la fraise torique

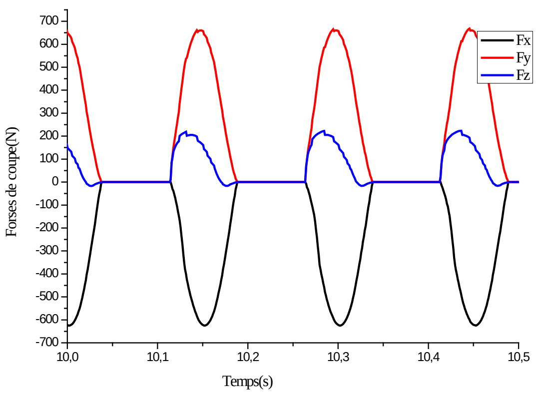
Pour λ_s =0°,15°,30°,45°

D'après la figure (*Fig.III.3)* montre que lorsque l'angle d'hélice augmente, la valeur de la position angulaire d'hélice augmente pour même profondeur de coupe (Ap =h)

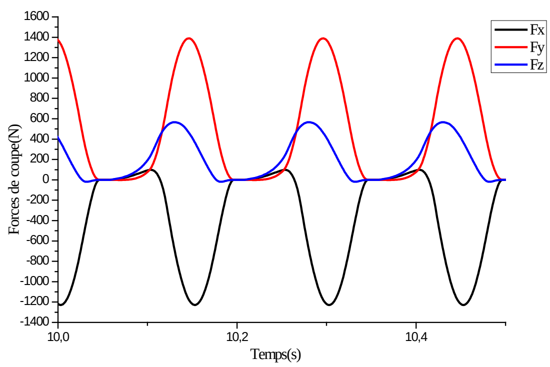
En remarquons aussi pour l e $\lambda_s = 0 \Rightarrow \psi = 0$ cas de la coupe orthogonale

III.2.3 L'influence l'avance par dent

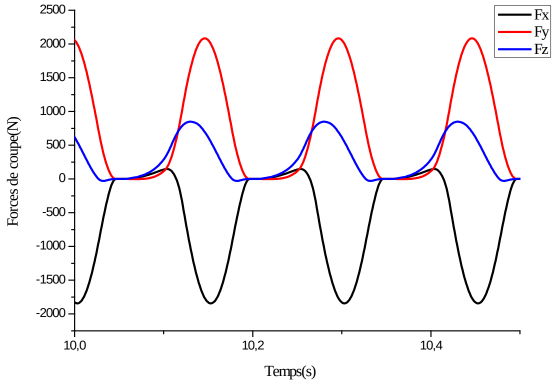
Figure III. 19 montrent les forces de coupe simulés en variant l'avance par dent. L'augmentation de l'avance par dent entraîne l'élévation de l'épaisseur radiale de coupe (t_0). En conséquence, l'effort tangentiel et l'effort radial deviennent plus importants, par contre l'effort axial est quasiment stable.



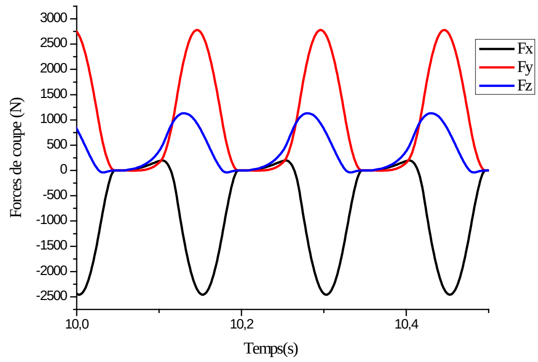
St =0,5mm/dent



St =0,1mm/dent



St =0,15mm/dent

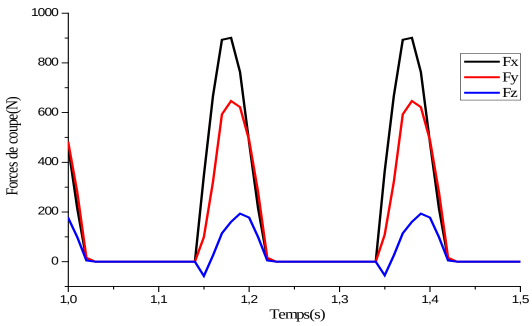


St =0,2mm/dent

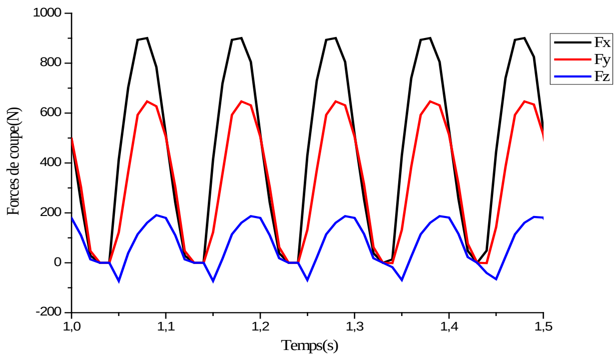
Figure III. 19-c : Efforts de coupe simulés pour différentes avance par dent (St =0,5- 0,1- 0,15- 0,2 mm/dent) dans le cas d'engagement complet.

III.2.4 L'influence de nombre de dent N_f

$N_f = 1$



$N_f = 2$



$N_f = 4$

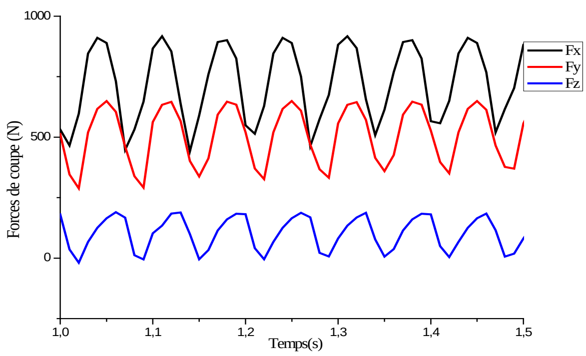


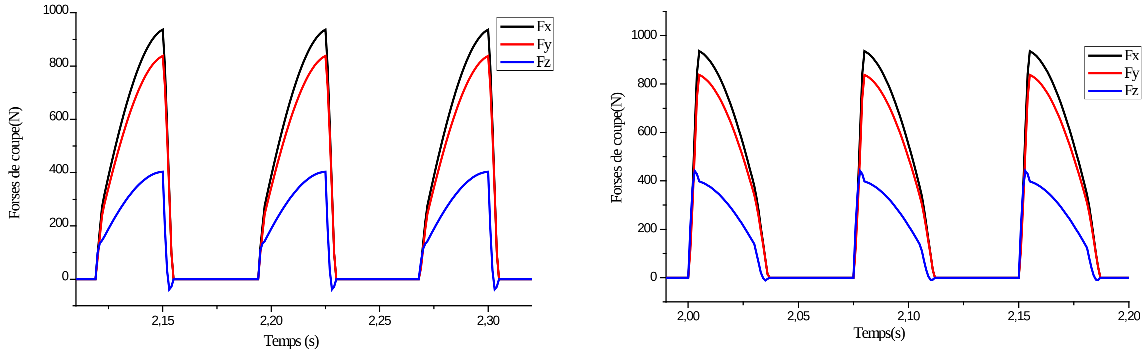
Fig.III.3 Efforts de coupes simulées pour N_f =1,2et 4

Les courbes suivantes représentent l'évolution des composantes de la force de coupe pour usinage avec immersion complète $(\varphi = \pi)$

On remarque que l'amplitude des efforts est la même pour différents nombre de dents de la fraise complexe qui varie de N_f =2,3 et 4 dent, par contre le nombre de courbe augmentes avec l'augmentation du nombre de dents.

III.2.5 Fraisage en opposition et avalant

Les Figures III. 18 montres les graphes des efforts simulés pour les deux modes de travail (opposition et avalant). Le mode de travail a peu d'influence sur les efforts de coupe ,



En opposition **En avalant**

Fig. III.18: Efforts de coupes simulées pour les deux modes de travail (opposition et avalant) dans le cas d'engagement partiel

.

Le fraisage en opposition est clairement plus adapté pour les grandes valeurs d'engagement dans la matière et le fraisage en avalant pour les plus faibles engagements. Nous pouvons noter que, les efforts de coupe tangentielle et axiale sont semblables. Mais la composante radiale de coupe en opposition est plus importante que celle en avalant.

III.3 Les efforts de coupes simulées dans le cas du rainurage

Les efforts de coupe simuler à partir d'une approche thermomécanique de la coupe oblique (Moufki , 2004).

Le matériau usiné est un acier X40 (42CrMo4), les caractéristiques thermomécaniques de ce matériau sont correctement identifiées dans la littérature.

Paramètres de modèle thermomécanique:

A1=40°; *A2* = 0.5. Coefficient de frottement : µf = 1.04 (λf =46◦). Paramètres loi de Johnson–Cook : *A* =612MPa; *B* = 436MPa; $\gamma_0^{\cdot}$ = 0.001 s^{-1}; *n* = 0.15; *m*=

0.008;v = 1.46; Tr = Tw = 293K; Tm = 1793K ; ρ = 7800 kg/m3; c = 500J/(kgK); β = 0.9. Épaisseur de la zone primaire : h = 0.025mm.

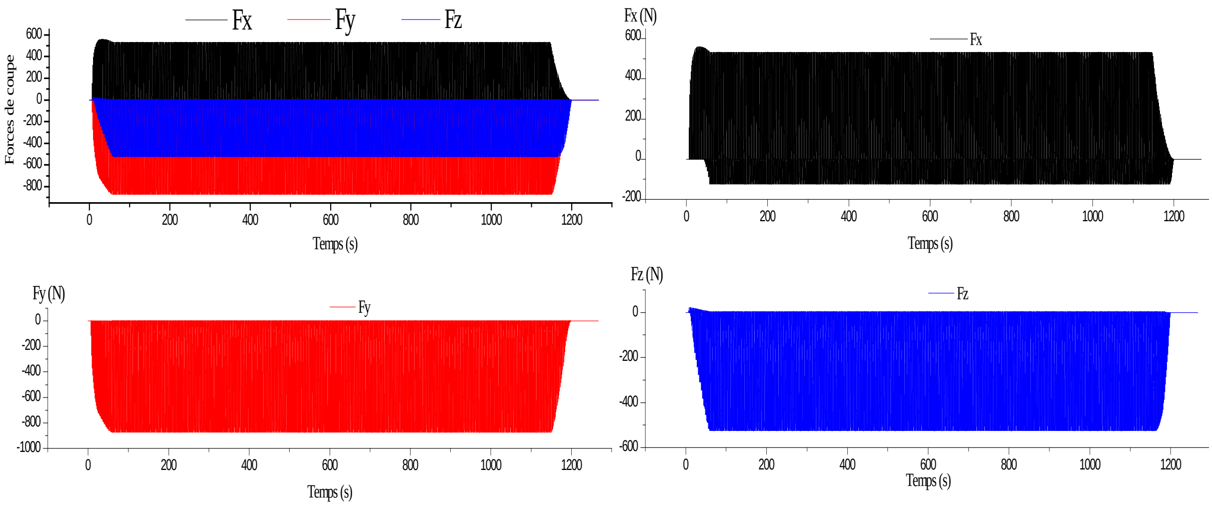


Fig. III.10 Efforts de coupe simulés pour une fraise complexe d=8, r=2.8, Cx=1.6 , Cz=3.5 , α =20, β =10 ,N=2500 tr /min ,V_c= 30m /min ,Nf=2,Ap=4, λ_s = 30^0.

III.4 Analyse des résultats

Les courbes suivantes représentent les composantes de la force de coupe en fonction du temps (avec la position de la fraise qui est suivant l'axe X).

Dans la figure (III.10), on distingue trois zones pour l'effort de coupe .

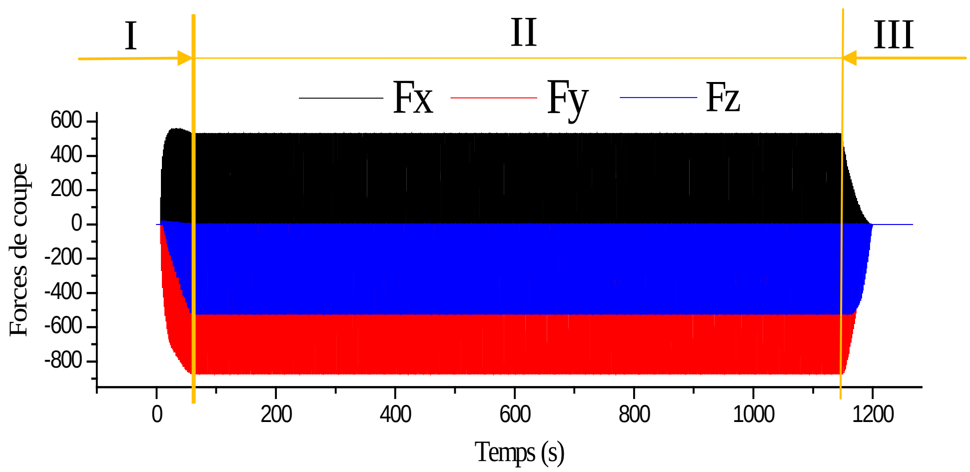


Fig. III.10 Efforts de coupe simulés pour une fraise complexe d=8, r=2.8, Cx=1.6 , Cz=3.5 , α =20, β =10 ,N=2500 tr /min ,V_c= 30m /min ,Nf=2,Ap=4, λ_s = 30^0.

➢ **Engagement**

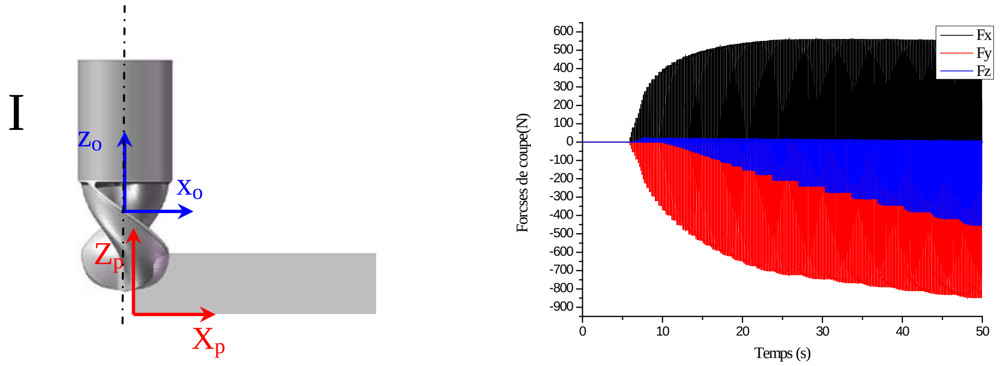


Fig. III.11 la Position de l'outil par rapport à la pièce dans la **Zone I** (l'engagement). définie par l'outil de DAO et outil de simulation

➢ **Rainurage**

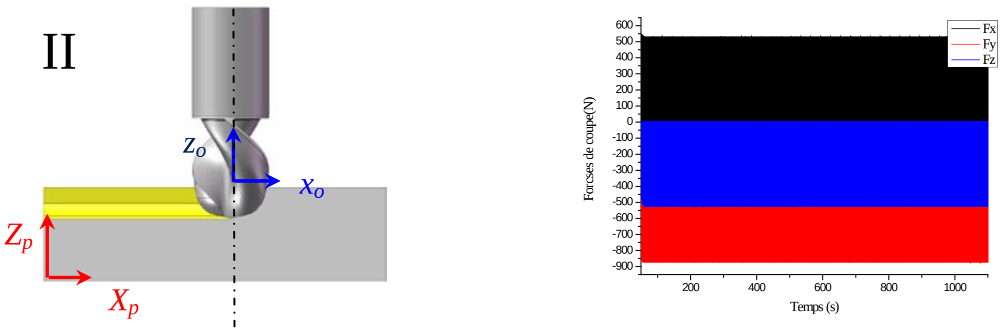


Fig. III.11 la Position de l'outil par rapport à la pièce dans la **Zone II** (usinage).définie par l'outil de DAO et outil de simulation

➢ **Dégagement**

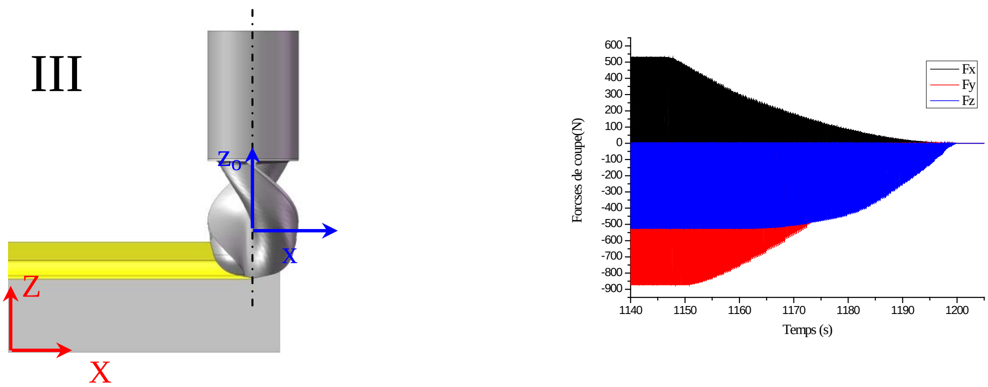


Fig. III.11 la Position de l'outil par rapport à la pièce dans la **Zone III** (d'engagement). définie par l'outil de DAO et outil de simulation

La figure (3.6) montre que l'amplitude de trois composantes de l'effort de coupe (Fx, Fy, Fz) augmente avec l'augmentation du rayon de la fraise $R(z)$.

Pour dans les zones (I) et (II) l'amplitudes de Fx sont positifs est progresse rapidement en fonction de profondeur de passe (z) qui varier entre (0 et *Ap*), par contre les composantes (Fy et Fz) ont des qui augmentent négativement quand le rayon $R(z)$ augmente.

III.5 Usinage d'une forme complexe par une stratégie zigzag

III.5.1 Simulation de la trajectoire de la fraise

On choisit la pour notre étude la réalisation d'une pièce (moule pour soufflage plastique) pour l'obtention de la carcasse d'une souris d'ordinateur (fig III.22)

Fig.III.22 la forme de la pièce réalisée (souris sans fil)

III.5.1 Dessin de définition du pièce a réalisé

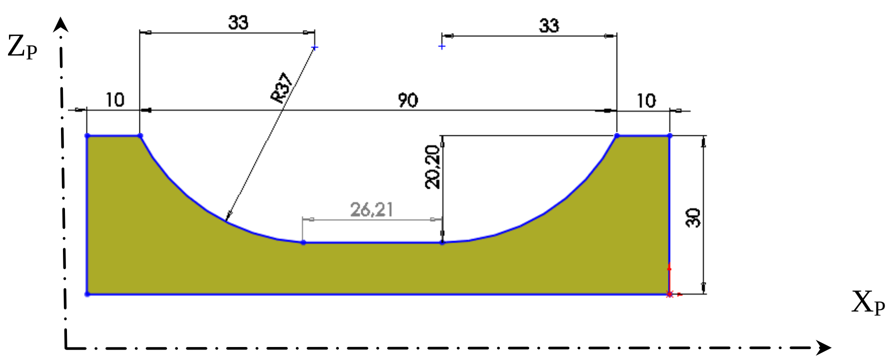


Fig III.25 Dessin de définition de la pièce a réalisé

La figure (III. 23) présente le développement de la trajectoire de la fraise et la stratégie de l'usinage utilisée a partir de la forme finale de la pièce obtenue

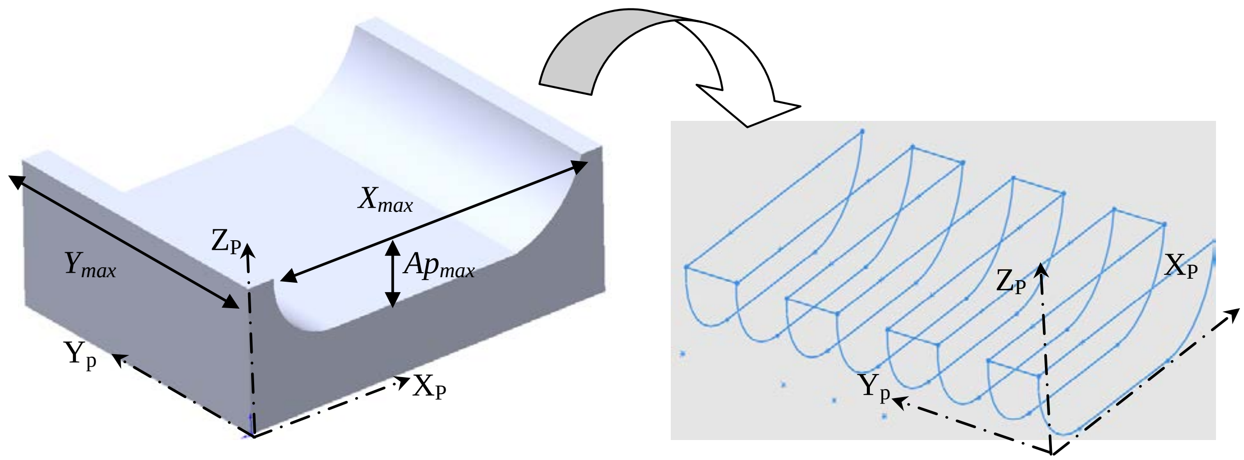


Fig.III.23 Stratégies d'usinage, en zigzag et engagement partiel en 3D

Avec :

X_{max} : la valeur maximale de trajectoire sur l'axe X

Y_{max} :la valeur maximale de trajectoire sur l'axe Y

Ap_{max} : la profondeur de passe maximale sur l'axe Z

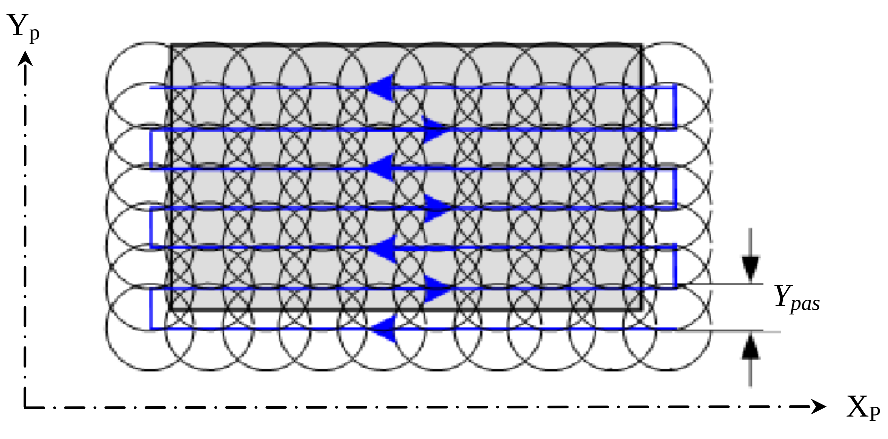


Fig III.24 La trajectoire de la fraise dans le plan X_pY_p(Stratégies en zigzag)

Y_{pas} : engagement radial ,le paramètre de coupe le plus important de la stratégie

Sur la figure (III. 2 3) on présent la trajectoire choisi pour l'obtention de la forme finale De la pièce désirée

III.5.2 Simulation de la trajectoire de la fraise

Résultats des paramètres associes a la stratégie en zigzag et leurs paramètres principaux sont :

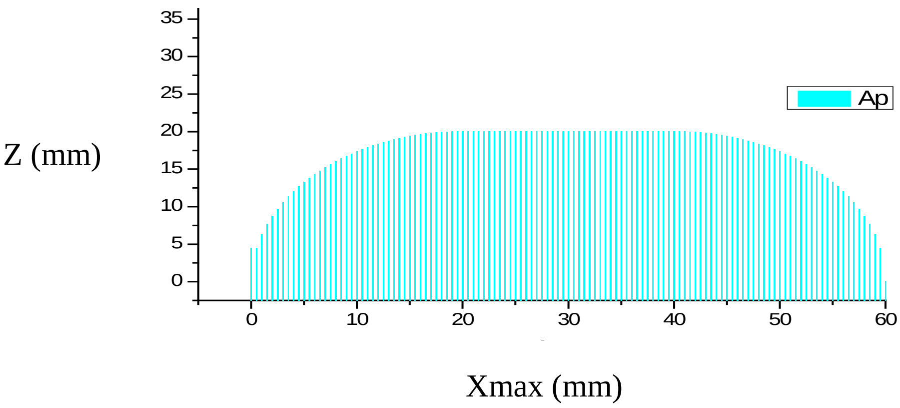
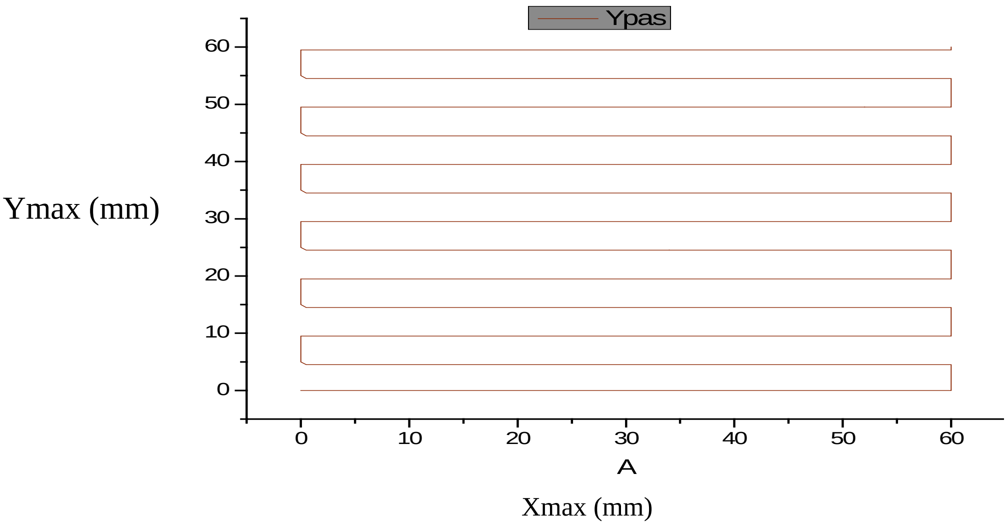


Fig.III.31 Trajectoires de la fraise en 2D



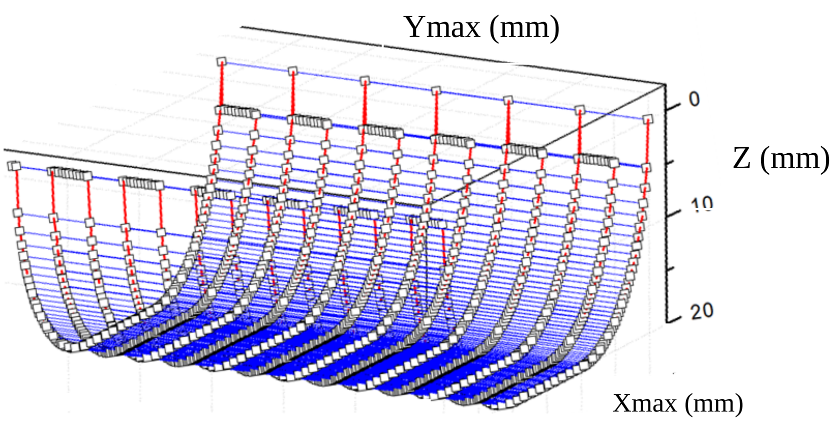
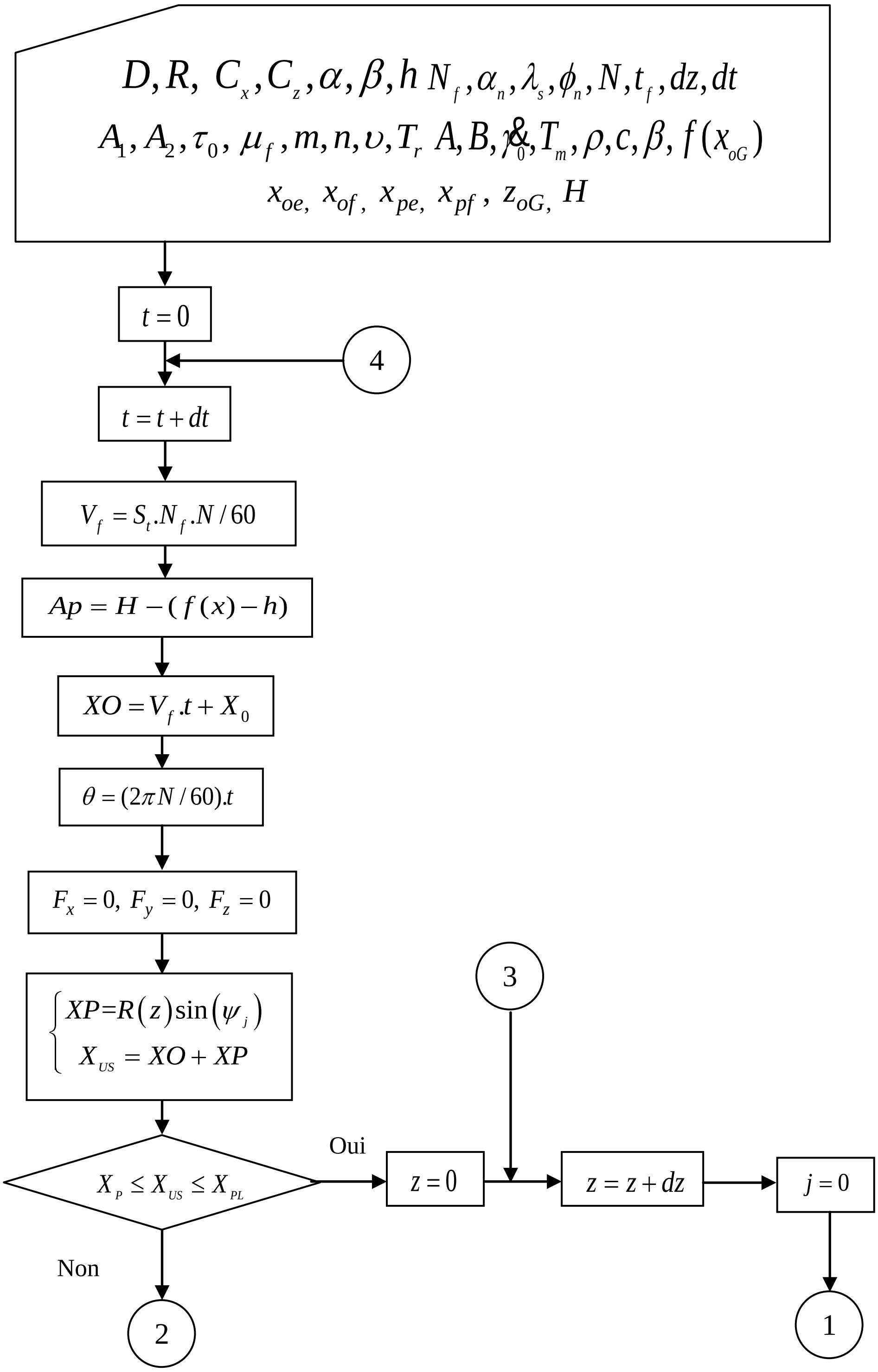


Fig.III.31 Trajectoires de la fraise en 3D sur Tecplot

III.5.3 Organigramme du calcul des efforts de coupe par l'approche thermomécanique

L'algorithme développé pour calculer les efforts de coupe dans le cas du rainurage, avec une fraise complexe avec deux dents, est donné comme suite:



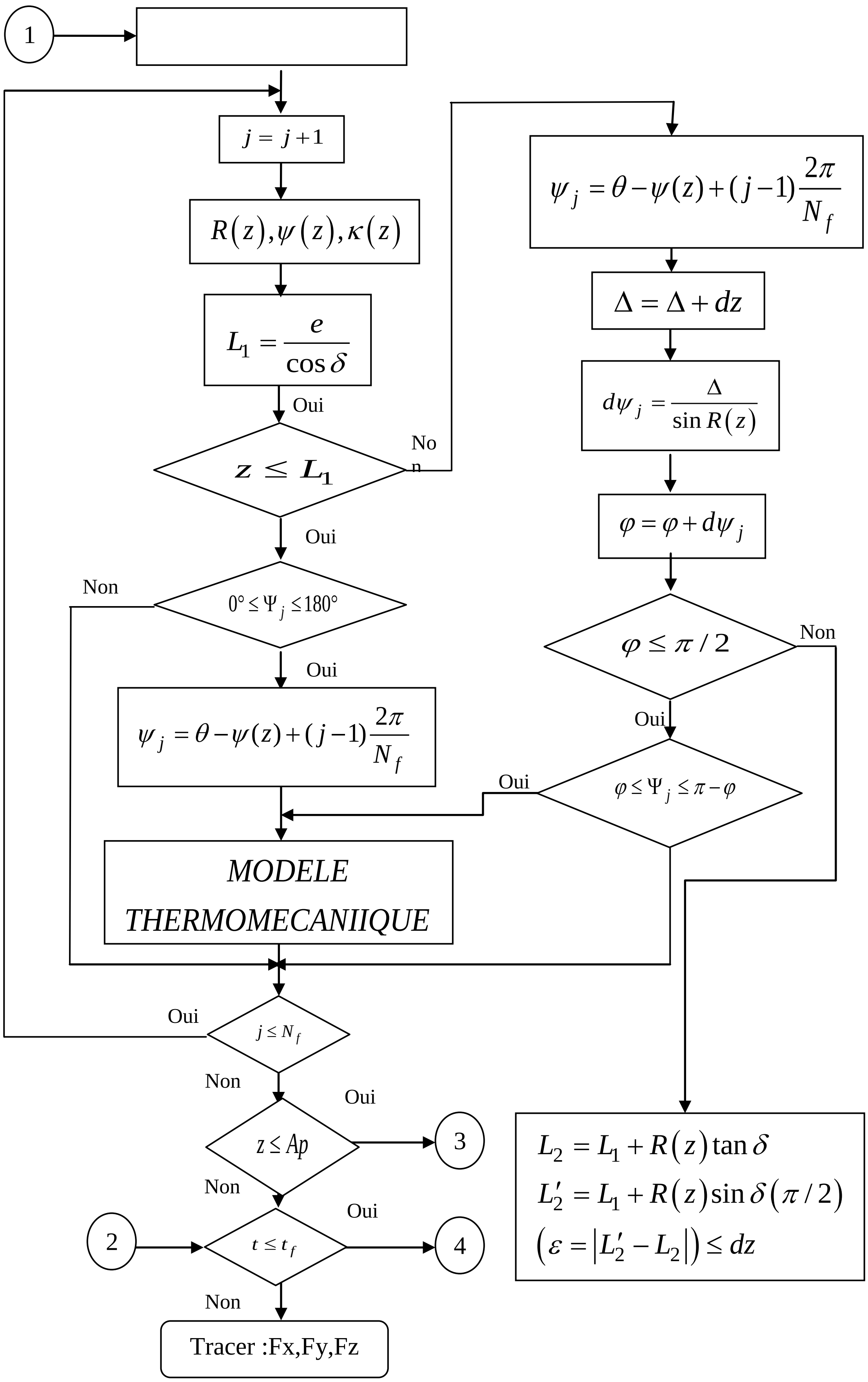
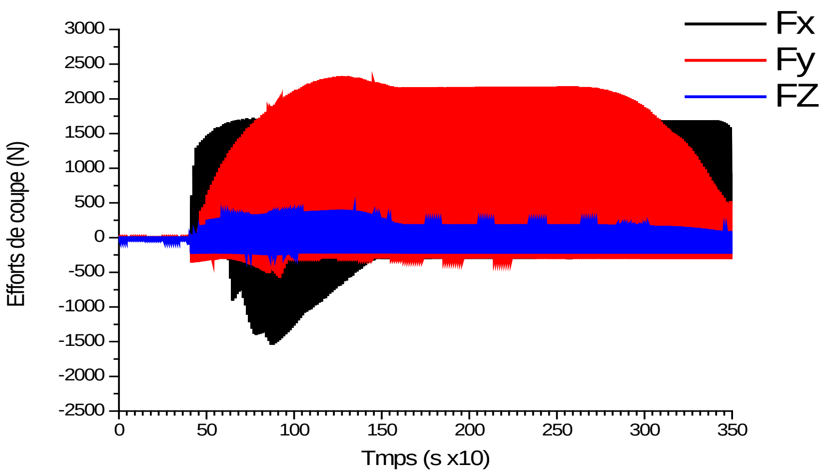


Fig.III.32 Organigramme du calcul des efforts de coupe pour l'usinage complexe par l'approche thermomécanique pour une fraise complexe (Ap= f(x))

III.5.4 Analyse des résultats du simulation par la fraise de forme complexe

La trajectoire d'usinage en 3D définie l'ensemble des trajets d'outil pour une action d'usinage. Nous concernant, la trajectoire correspond à la plongée de la fraise dans la matière. De manière générale, un trajet d'usinage composé par les actions de type « Approcher - Usiner - Dégager »

les paramètres géométrique de la fraise sont *D=8, r=2.8, Cx=1.6 , Cz=3.5* , α *=20,* β *=10*



.

Fig.III.31 Efforts de coupe simulés pour le fraisage complexe (demi d'immersion, opposition et avalant) : par une fraise de forme complexe N = 400tr/min, ft = 0,1 mm/dent

- **Les efforts de coupe de la pente décroissante**

  Les efforts en fonction de l'angle de rotation de fraise (Figure III. 33).

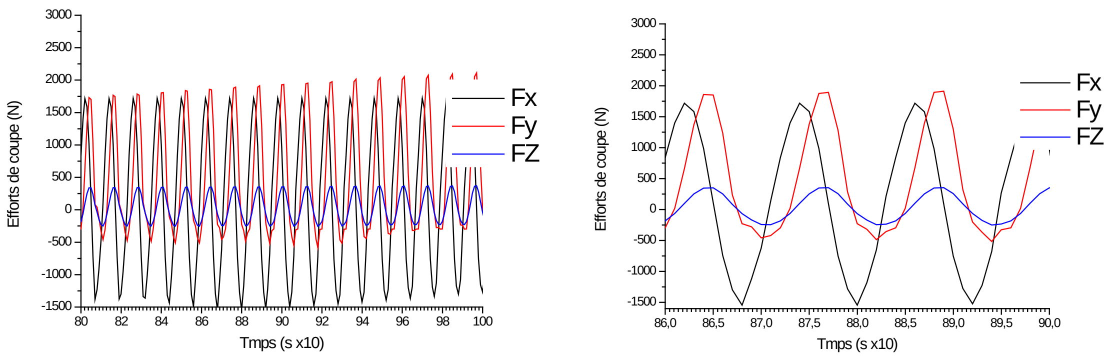
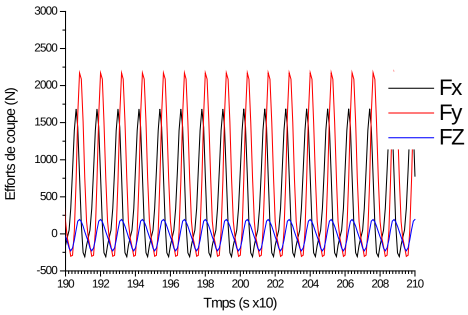


Fig.III.33 Evolution des efforts de coupe Fx, Fy et Fz en fonction du temps. une pente décroissante Les conditions de coupe sont

➢**Les efforts de coupe de la pente nulle:**

Les efforts en fonction de l'angle de rotation de fraise (Figure IV. 13).



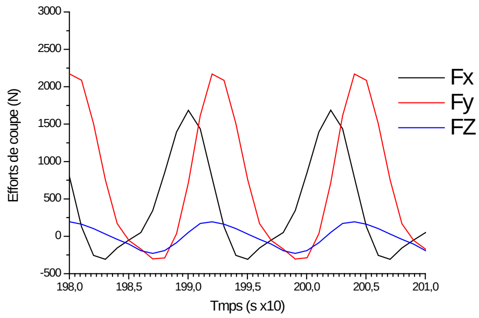
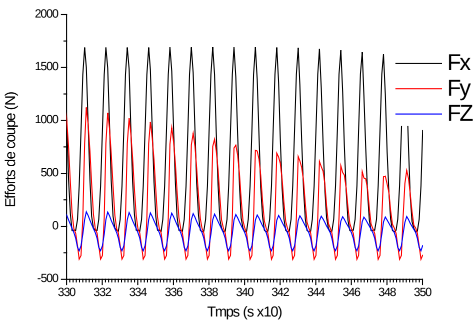


Fig.III.34 Simulation des efforts de coupe Fx,Fy,Fz pour une pente nulle

➢**Les efforts de coupe de la pente croissante :**

Les efforts en fonction de l'angle de rotation de fraise (Figure IV. 13).



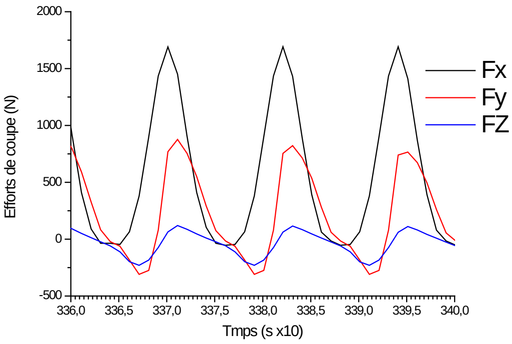


Fig.III.35 Simulation d'Efforts de coupe Fx,Fy,Fz pour une pente croissente :

III.5.5 Analyse des résultats de la simulation par la fraise hémisphérique

les paramètres géométrique de la fraise sont : *d=10, r=5, Cx=0, Cz=5* , $\alpha=0$, $\beta=0$, *h=6*

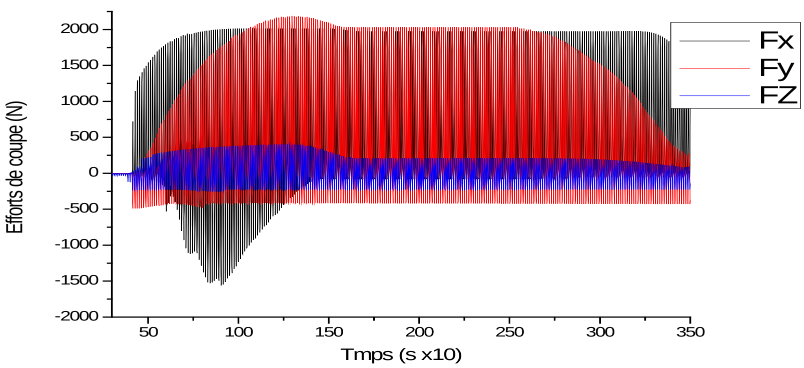


Fig.III.31 Efforts de coupe simulés par une fraise hémisphérique d=10, r=5, Cx=0, Cz=5 $\alpha=0$, $\beta=0$, h=6

- **Les efforts de coupe de la pente décroissante**

Les efforts en fonction de l'angle de rotation de fraise (Figure IV. 13).

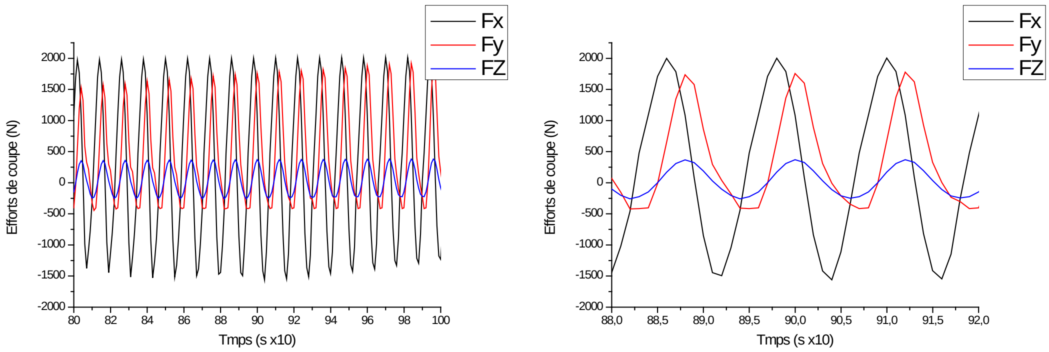


Fig.III.36 Simulation d'efforts de coupe pour la fraise hémisphérique cas d' une pente décroissant

- **Les efforts de coupe de la pente nulle**

Les efforts en fonction de l'angle de rotation de fraise (Figure IV. 13).

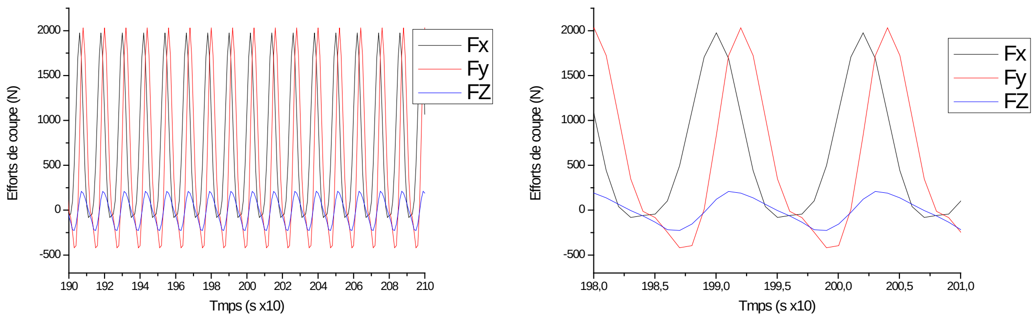


Fig.III.37 Simulation d'efforts de coupe pour de la fraise hémisphérique cas d'une pente nulle

- **Les Efforts de coupe de la pente croissante :**

Les efforts en fonction de l'angle de rotation de fraise (Figure IV. 13).

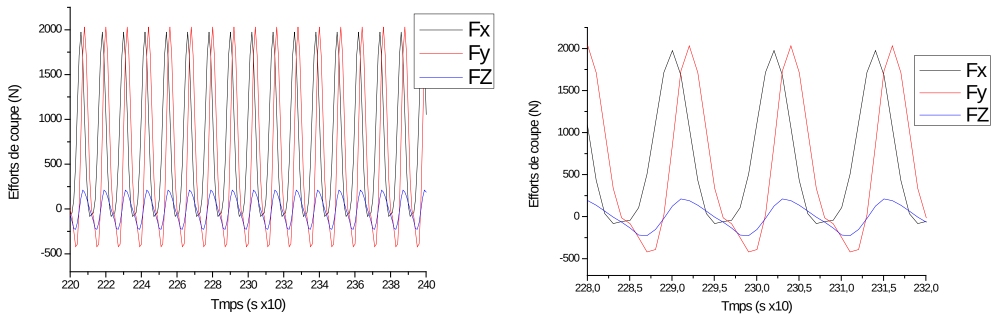


Fig.III.38 Simulation d'efforts de coupe Fx,Fy,Fz de la fraise hémisphérique cas d' une pente Croissante

III.5.6 Analyse des résultats de la simulation par la fraise torique

les paramètres géométrique de la fraise sont : *d=10, r=3, Cx=2 ,Cz=2 ,* α *=0 ,* β *=0. h=8*

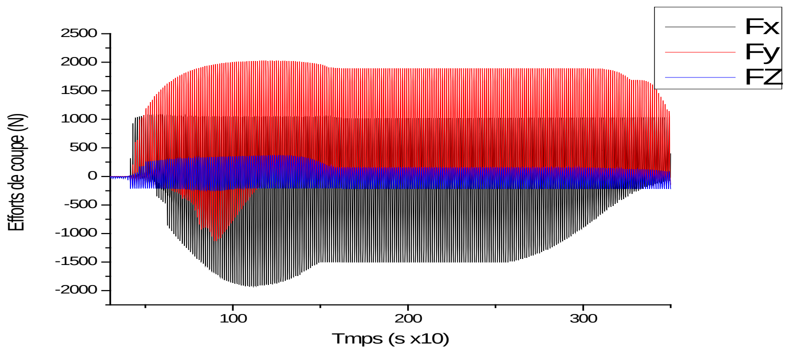


Fig.III.31 Efforts de coupe simulés pour une fraise torique N = 400tr/min, ft = 0,1 mm/dent d=10, r=3, Cx=2 ,Cz=2 , α =0 , β =0. h =8

➢ **Les efforts de coupe de la pente décroissante :**

Les efforts en fonction de l'angle de rotation de fraise (Figure IV. 13).

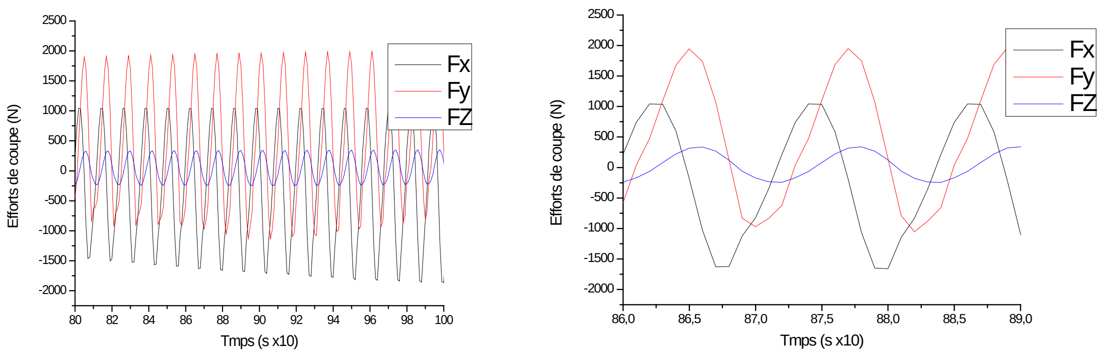


Fig.III.39 Simulation d'efforts de coupe Fx,Fy,Fz de la fraise hémisphérique cas d' une pente décroissante

➢ **Les efforts de coupe de la pente nulle**

Les efforts en fonction de l'angle de rotation de fraise (Figure IV. 13).

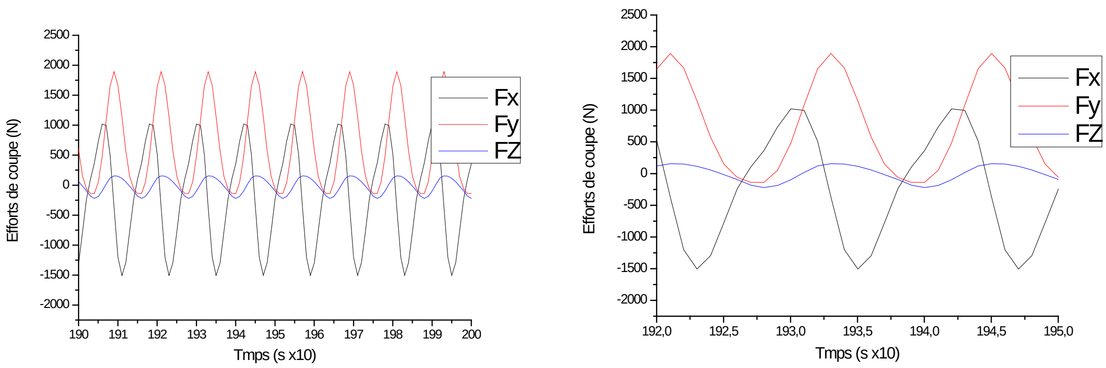


Fig.III.40 Simulation d'efforts de coupe Fx,Fy,Fz de la fraise hémisphérique cas d' une pente nulle

➢ **Les efforts de coupe de la une pente croissante :**

Les efforts en fonction de l'angle de rotation de fraise (Figure IV. 13).

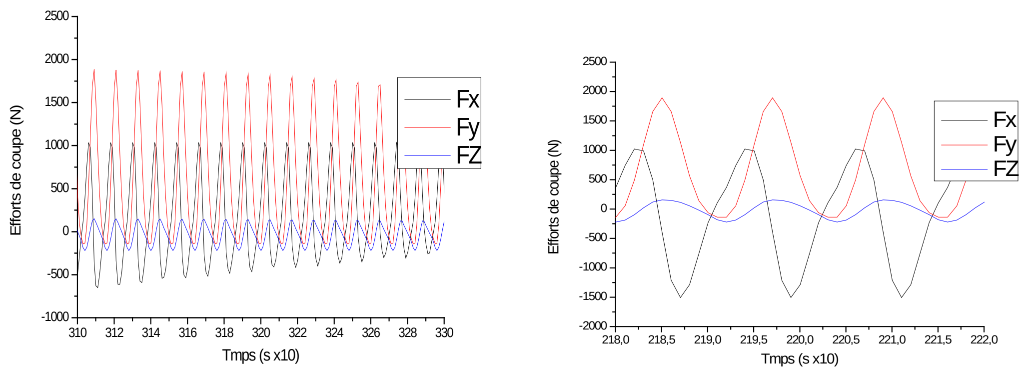


Fig.III.41 Simulation d'efforts de coupe Fx,Fy,Fz de la fraise hémisphérique cas d' une pente croissent »

On peut distinguer trois phases sur les courbes des efforts de coupe, l'entrée de De la fraise dans la matière(engagement), la coupe établie et la sortie de la fraise de la matière(dégagement) quelque soit la configuration de fraisage ,pente décroissante ,pente croissante , ou en pleine matière.

Les efforts selon l'axe Z sont inférieurs à ceux dans le plan XY, dans les trois formes de fraise pour les conditions de coupe données confirmant les dires des publications techniques (effort axial faible).

On peut remarquer que les forces de coupe Fx et Fy et stable sur les trois phases pour le fraisage a fraise complexe ,par contre les deux autres formes de fraise

III. 5.7 L'influence de la qualité de surface usinée et l'évolution de la hauteur de crête

La géométrie de la fraise est Influence principalement sur la qualité de surface usinée et l'évolution de la hauteur de crête. On a considéré trois géométries pour la fraise : forme complexe, hémisphérique et torique ; tout en faisant varier l'incrément de passe Ypas

Les figure Fig.III.33, 44 et 45 présente les formes de la hauteur de crête l'effort pour l'usinage par déférentes géométries des fraises complexes, hémisphérique et torique pour déférentes pentes croissantes, décroissantes et nulle avec une immersion complet de la fraise

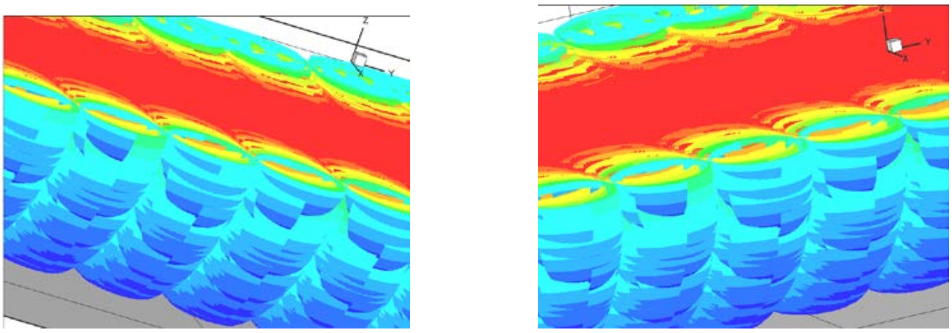


Fig.III.43 La trace de la fraise torique pour les cas des pentes croissantes et décroissantes pour une émersion complet

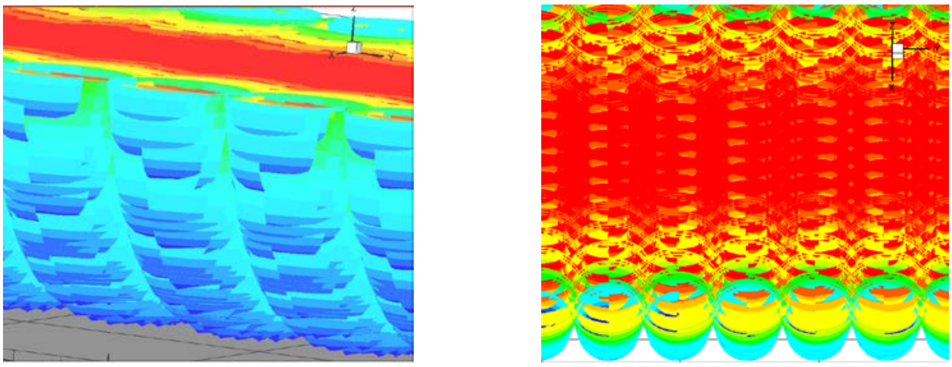


Fig.III.44 La trace de la fraise complexe pour les cas des pentes croissantes et décroissantes pour une émersion complet

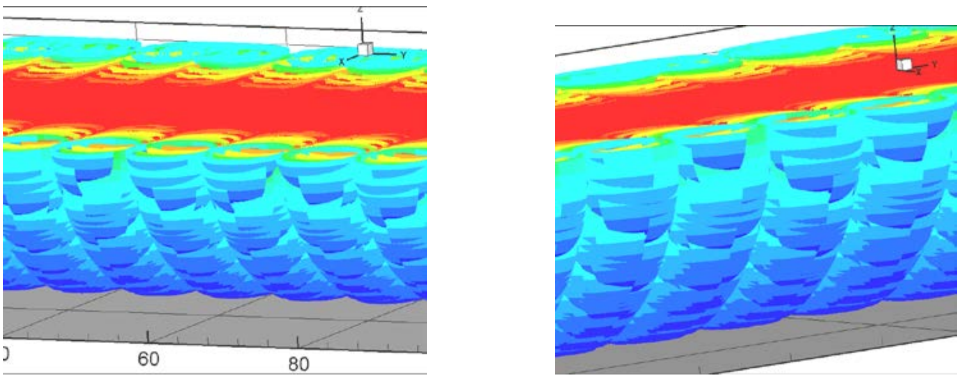


Fig.III.45 La trace de la fraise hémisphérique pour les cas des pentes croissantes, et décroissantes pour une émersion complet

III.5.8 L'influence de la géométrie de la fraise sue la qualité du surface

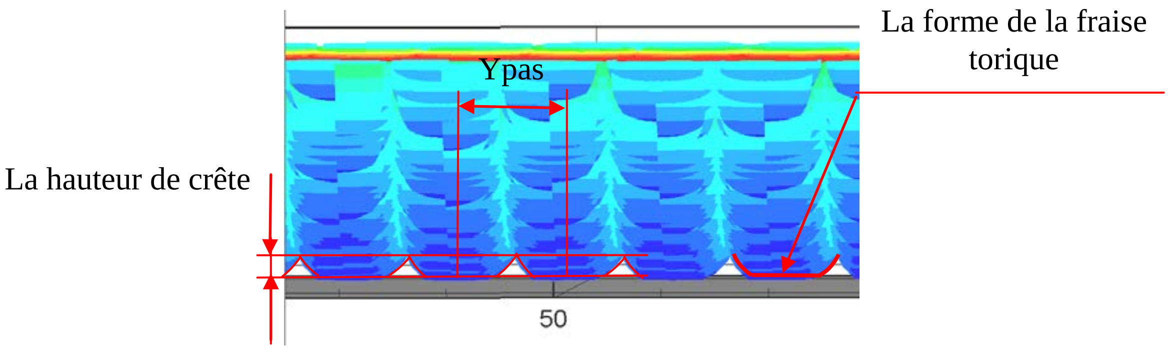


Fig.III.43 La trace de la fraise torique pour les cas des pentes croissantes, décroissantes et nulle pour une émersion complet et Ypas =D

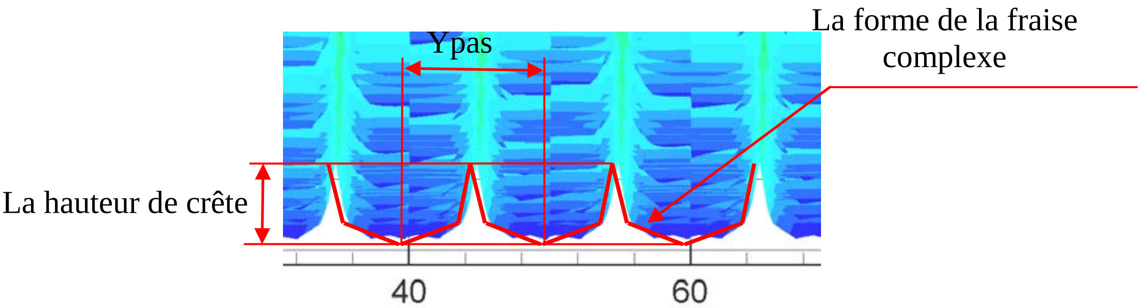


Fig.III.44 La trace de la fraise complexe pour les cas des pentes croissantes, décroissantes et nulle pour une émersion complet et Ypas =D

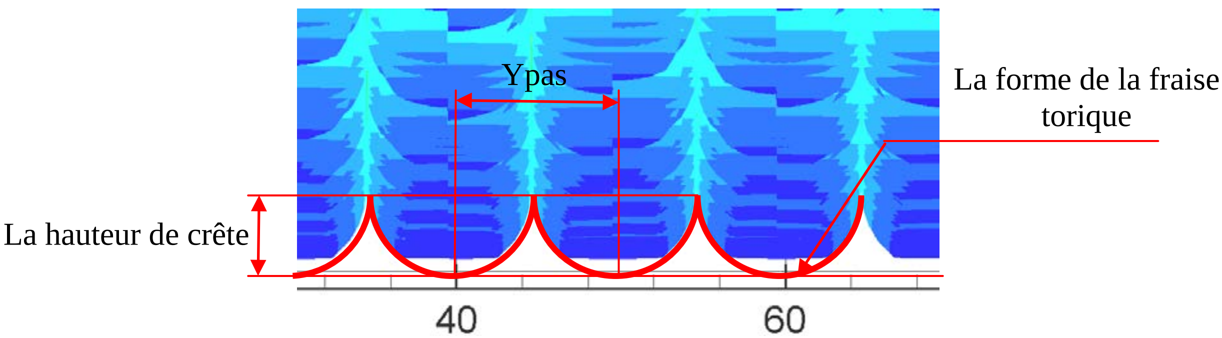


Fig.III.45 La trace de la fraise hémisphérique pour les cas des pentes croissantes, décroissantes et nulle pour une émersion complet et Ypas

III.6 Conclusions

L'objectif de cette partie de nos travail est de développer un programme de simulation pour expliquer le phénomène d'intersection Outil-Pièce et l'analyse de la variation des forces de coupe, ce dernier dépend de la géométrie de l'outil, des conditions de coupe et du choix de la stratégie et des zones de contact outil /pièce à chaque instant sur la trajectoire de l'outil.

La connaissance des zones de contact Outil-Pièce le long de la trajectoire de l'outil dans la matière est l'un des éléments essentiels permettant de simuler l'effort de coupe de l'ensemble du système Outil-Pièce. Nous avons utilisé une approche thermomécanique de la coupe oblique pour le cas de fraisage complexe.

C'est dans le but de mieux comprendre l'évolution de l'effort de coupe en fonction de la trajectoire de l'outil, nous avons étudié l'évolution de l'effort de coupe pour le cas d'usinage simple et complexe.

Conclusion générale

Le travail effectue c'est un travail de simulation numérique, du procédé du fraisage complexe en utilisant une fraise de forme complexe

Dans un premier temps, en a fait l'état de l'art sur les différents modèles des forces de coupe en fraisage

En suite, en a présent le modèle thermomécanique qui a été développé par Molinari qui a nous utilisons par la suit pour la modélisation du fraisage complexe, a partir de la quelle en a remontre a la surface de contact outil-pièce qui a servi par la suite a la détermination des paramètres géométrique des arrêtes élémentaires qui sont en contact avec la matière usinée

Par la suite en a simplifier la forme de la fraise complexe en obtenant deux fraises : de forme torique et de forme hémisphérique, Par la suite en a simuler les forces de coupe obtenues en utilisant les trois formes de fraises et en usinant par la stratégie zigzag un moule de soufflage plastique utilise pour obtenir la carcasse d'une sourie d'ordinateur .

Apres les résultats de simulation obtenue pour les forces de coupe et surtout pour l'état de surface, en a propose de choisir le fraisage torique qui il donne une valeur de hauteur de crête minimale en a comparant avec les deux autres formes de fraises

Le point positif de ce mémoire de magistère et le développement du graphisme en utilisant l'outil de DAO (Solid Works)

BILBLIOGRAPHIE

[1] A. Ammar, Z. Bouaziz. « Modélisation et simulation des efforts de coupe en fraisage 2.5 axes » *18ème Congrès Français de Mécanique*

[2] A. Benyoucef. « Modélisation de l'effort de coupe dans le cas du fraisage hémisphérique par une approche mécanistique » *these de magistère, Laboratoire de Recherche en Productique (U. BATNA) , Juin 2006*

[3] A. Benyoucef, B. Benmohammed « Modélisation de la hauteur de crête pour les fraises de formes complexes » *4th International Conference on Computer Integrated Manufacturing CIP'2007*

[4] B. Benmohammed, A. Benyoucef. « Modélisation du contact outil-pièce dans le cas du fraisage des surfaces complexes avec une fraise hémisphérique »*Matériaux & Techniques (2009)*

[5] A. lamikuz « Cutting force estimation in sculptured surface milling » *International Journal of Machine Tools & Manufacture 44 (2004) 1511–1526*

[6] A. Larue, Y. Altintas « Simulation of flank milling processes » *International Journal of Machine Tools & Manufacture 45 (2005) 549–559*

[7] A. Molinari. « A modelling of cutting for viscplastic materials » *International Journal of Machine Tool & manufacture 39(4) (1997) 369-389*

[8] A.Molinari, R.J Clifton « Localisation de la déformation viscoplastique en cisaillement Simple**»**, *(1983).C.R.AcadSci.Paris29614*

[9] A. Moufki, A. devillez. « Thermo mechanical modelling of oblique cutting and experimental validation » *International Journal of Machine Tools & Manufacture 44 (2004) 971–989*

[10] A. Moufki. « A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations Part I. Parametric stud y » *International Journal of Machine Tools & Manufacture 45 (2005)*

[11] A. Moufki . « A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations Part II. Parametric study » *International Journal of Machine Tools & Manufacture 45 (2005)*

[12] A. Moufki, D. Dudzinski . « Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: forces and chip flow predictions » *International Journal of Mechanical Sciences 42 (2000) 1205}1232*

[13] B. Ozturk, I. Lazoglu. « Machining of free-form surfaces. Part II: Calibration and forces » *International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006) 736–746*

[14] B W. Ikuaa, H. Tanakab .« Prediction of cutting forces and machining error in ball end milling ofcurved surfaces –II Experimental verification » *Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology 26 (2002) 69–82*

[15] Ch.Tsai, Y. Liao « Prediction of cutting forces in ball-end milling by means of geometric analysis » *journal of materials processing technology (2007)*

[16] G. Albert, O. Cahuc « Etude expérimentale de la coupe en fraisage » *18ème Congrès Français de Mécanique Grenoble, 27-31 août 2007*

[17] G. Germain « Contribution a l'optimisation du procédé d'usinage assiste laser » *Thèse de doctorale 2006 'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers*

[18] G.M. Kim, Ch .Chu « Mean cutting force prediction in ball-end milling using force map method » *Journal of Materials Processing Technology 146 (2004) 303–310*

[19] H. Erdim « Feedrate scheduling strategies for free-form surfaces » *International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006) 747–757*

[20] H.Zili « Milling force prediction using a dynamic shear length model » *International Journal of Machine Tools & Manufacture 42 (2002) 277–286*

[21] J.Chalfoun – R. Younes. «Approche eulérienne de la coupe orthogonale 2d des métaux»

[22] J. Gradisek , M. Kalveramb.« Mechanistic identification of specific force coefficients for a general end mill ». *International Journal of Machine Tools & Manufacture 44 (2004) 401–414*

[23] J. Limido*, C. Espinosa . « Modélisation 3D des efforts de coupe et de la surface en UGV à partir d'un modèle numérique 2D »

[24] A .KaraS, K .Haddouche . « Simulation et modélisation thermomécanique de la coupe orthogonale des métaux »

[25] L .Himed . « Modélisation et simulation de la coupe orthogonale en utilisant un code de calcul par la méthode des éléments finis » , *Laboratoire de Recherche en Productique (U. BATNA) , Juin 2008*

[26] M. Al-ahmad. « Industrialisation de procède : contribution a la maitrise de l'opération de tréfilage ou fraisage vertical approches analytique et expérimentale *″ thèse doctoral 2008*

[27] M .Al-ahmad, A. D'acunto. « Influence de différentes stratégies de tréfilage sur la qualité de surface et la productivité» *18ème Congrès Français de Mécanique Grenoble, 27-31 août 2007*

[28] M.E.Merchant « Mechanics of the Metal Cutting Process. Part I Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip » *Journal of Applied Physics, Vol 16, N° 5 pp 267-275* (1945)

[29] M. Fontaine, A. Moufki. « 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*

[30] M. Fontaine, A. Moufki. « Modelling of cutting forces in ball-end milling with tool–surface inclination Part II: Predictive force model and experimental validation » *Journal of Materials Processing Technology 89 (2007) 85–96*

[31] M. Fontaine, A. Devillez. « Predictive force model for ball-end milling and experimental validation with a wavelike form machining test » *International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006) 367–380*

[32] M. Fontaine, A. Devillez. « Optimisation de la géométrie d'outil en fraisage à partir de la prédiction analytique des efforts de coupe » *18ème Congrès Français de Mécanique Grenoble,*

[33] M. Jrad, A. Devillez. « Approches analytique et numérique pour la modélisation du perçage» *18ème Congrès Français de Mécanique*

[35] M.Smaoui, Z.Bouaziz. « Simulation of cutting forces for complexes surfaces in ball-end milling » *International Journal of Machine Tools & Manufacture 7 (2008) 2,93–105*

[36] M. Remadna, « Le comportement du système usinant en tournage dur. Application au cas d'un acier trempe usine avec des plaquettes CBN (nitrure de bore cubique) ». *Thèse de doctorat, N° d'ordre 01 ISAL 00 22. Institut national des sciences appliquées de Lyon, 2001.*

[37] N. Mohamed ,B. Y. Noureddine « Intégration de la CFAO pour l'usinage des matrices cylindriques » *Unité de recherche en mécanique des solides, des structures, et des développements Technologiques, ESSTT.*

[38] N. zeroudi , M. Fontaine , « Calcul et Mesure de la surface usinée et de sa qualité pour une surface gauche » *1iere Conférence Internationale de Mécanique ovembre 2010*

[39] O. Pantale. « Plateforme de prototypage virtuel pour la simulation numérique en Grandes Transformations Thermomécaniques Rapides» *13 Juillet 2005*

[40] P.Lee, Y. Altintas « Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data »**"** *International Journal of Machine Tools & Manufacture Vol.36 No. 9. pp.1059-1072, 1996*

[41] P.Naisson « Modélisation analytique des efforts en usinage» *19ème Congrès Français de Mécanique Marseille, 24-28 août 2009*

[42] P. Koshya, R.C. Dewesa, « High speed end milling of hardened AISI D2 tool steel (58 HRC)» *Journal of Materials Processing Technology 127 (2002) 266–273*

[43] S. Bissey, G. Poulachon. « Intégration de la géométrie d'outil dans la prédiction des efforts de coupe en fraisage de matériaux durs» *Mécanique & Industries 6, 391–398 (2005)*

[44] S. Engin, Y. Altintas. « Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I: helical end mills » *International Journal of Machine Tools & Manufacture 41 (2001) 2195–2212*

[45] S. Du, T.Surmann, « Formulating swept profiles for five-axis tool motions Department of Machining Technology » *University of Dortmund, 44227 Dortmund, Germany*

[46] M.C.Shaw « Metal cutting principles » **.***Oxford Science Publications,Oxford. .,(1984)*

[47] X. Soldani. « Modélisation analytique de l'usinage a grande vitesse et étude de l'usure en cratère application au tournage» *thèse de doctorat soutenue le 19 décembre 2008*

[48] Y. Altintas,S.D. Merdol « Virtual High Performance Milling Manufacturing Automation Laboratory » *The University of British Columbia,Vancouver, BC, V6T 1Z4, Canada.*

[49] Y. Altintas « Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Toll Vibration, and CNC Desing » *(2000)*