

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR

ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

UNIVERSITE EL HADJ LAKHDAR BATNA

FACULTE DES SCIENCES DE L'INGENIEUR
DEPARTEMENT DE MECANIQUE

MEMOIRE

Présenté

Pour obtenir le grade de

MAGISTER EN MECANIQUE

Option : Construction Mécanique

Par

Mr DENDOUGA FAYSSAL

MODELISATION ET SIMULATION DU FRAISAGE DE PROFIL EN UTILISANT SIMULINK

Soutenu publiquement le 31/01/2009, devant le jury composé de :

Dr. BARKAT Belkacem	Prof. U. Batna	Président
Dr. ASSAS Mekki	M.C. U. Batna	Examineur
Dr. BOUCHELEGHAM Abdelaziz	M.C. U. Annaba	Examineur
Dr. BENMOHAMMED Brahim	M.C. U. Batna	Rapporteur

Dédicaces

A mes chers parents

Remerciements

*Je tiens à exprimer mes émotions de gratitude et de reconnaissance au **Pr. BARKAT Belkacem** de l'UHL Batna pour m'avoir fait le grand honneur de présider le jury d'examen.*

*Je voudrais exprimer ma satisfaction sincère au **Dr. ASSAS Mekki** maitre de conférences de l'UHL Batna ainsi que au **Dr. BOUCHELEGHAM Abdelaziz** maitre de conférences de UBM Anaba qui m'ont fait la considération d'être examinateurs de ce travail de magistère et de consacrer du temps pour sa lecture et son évaluation.*

*Il m'est agréable d'exprimer mon grand estime et ma profonde reconnaissance envers **Dr. Brahim BENMOHAMMED** Maitre de conférence à UHL Batna, qui a été d'un grand collabore par une réelle contribution et un encadrement palpable et qui n'a cessé de me prodiguer les conseils et les commentaires perspicaces, et de me fournir le temps et le savoir indispensables et de valeur inestimable, pour la réalisation et l'accomplissement de ce travail de thèse de magistère.*

*Je tiens à exprimer mes émotions de gratitude et de reconnaissance à **Toufik SADRAT**, à **Abdenmour BENHIZIA** et à **Djamel HADDAD**, ainsi qu'à toutes les personnes qui ont contribué de près ou de loin pour la réalisation de ce travail.*

Enfin je remercie toute ma famille et mes amis pour son soutien moral et financier.

Fayssal DENDOUGA

Table des matières

Introduction générale	1
<i>Chapitre I: Etude bibliographique sur la modélisation de la force de coupe en fraisage de profil</i>	
I.1. Introduction	3
I.2. Le fraisage	4
I.2.1. Mouvements de coupe et d'avance	4
I.2.2. Types de fraisage	5
I.2.3. Angles de la fraise cylindrique	6
I.2.4. Les outils pour le fraisage.....	6
I.2.5. Famille d'outils	7
I.3. Notions de base et calculs en fraisage	8
I.3.1. La vitesse de coupe.....	8
I.3.2. La vitesse d'avance	8
I.3.3. L'avance	8
1- L'avance par dent	8
2- L'avance par tour	8
3- L'avance par minute	9
I.3.4. Angle d'entrée de la fraise	9
I.4. Les différentes méthodes de modélisation des efforts de coupe.....	10
I.4.1. Les méthodes empiriques	10
I.4.2. Les méthodes analytiques.....	11
I.4.3. Les méthodes numériques	12
I.5. Les différents domaines de la modélisation	13
I.5.1. Le domaine statique.....	13
I.5.2. Le domaine quasi-statique.....	14
I.5.3. Le domaine dynamique	15
I.6. Modèle d'efforts de coupe de AMMAR, BOUAZIZ ET ZGHAL, [3].....	17

1.6.1. Définition des conditions de la simulation	19
1.6.2. Analyse des résultats de simulation	20
I.7. Modèle de BISSEY, POULACHON ET LAPUJOLADE, [4].....	22
1.7.1. Formulation du modèle	22
1.7.2. Modélisation de la coupe oblique.....	23
1.7.3. Loi de coupe oblique	23
= Paramètres	23
= Composantes de l'effort de coupe.....	24
= Loi de coupe oblique.....	24
1.7.4. Procédure expérimentale des essais préliminaires	25
1.7.5. Résultats expérimentaux.....	26
1.7.6. Influence de l'angle de coupe.....	27
1.7.7. Influence de l'angle d'hélice	28
1.7.8. Validation expérimentale	30
I.8. Conclusion.....	32

**Chapitre II: Modélisation de la force de coupe dans le fraisage
périphérique (ou de profil)**

II.1. Introduction	33
II.2. Modélisation de la force de coupe oblique	34
II.3. La relation entre les angles de coupe (attaque) et l'angle d'hélice.....	34
II.4. Mise en équation	38
II.5. Modèle de la force de coupe.....	30
II.6. Conclusion	44

**Chapitre III: Utilisation de Simulink pour la simulation de la force
de coupe pour le fraisage périphérique**

III.1. Introduction.....	46
III.2. Aperçu sur Simulink	47
III.2.1. Définition.....	47
III.2.2. Conception avec simulation.....	47
III.2.3. Lancement de Simulink	47
III.3. Les diagrammes développés sous Simulink pour calculer F_x ET F_y	49
III.4. Les paramètres utilisés dans la simulation.....	50

III.5.	Validation des résultats de simulation	50
III.6.	Influence des paramètres de coupe sur la force de coupe.....	52
III.6.1.	Influence de l'angle d'hélice (β).....	53
III.6.2.	Influence de l'angle d'attaque (α_r)	54
III.6.3.	Influence de l'avance par dent (f_t).....	55
III.6.4.	Influence de rayon de la fraise (R)	56
III.6.5.	Influence de nombre de dents (m)	57
III.7.	Conclusion.....	61
	Conclusions-Perspectives	62
	Annexe A.....	63
	Annexe B.....	64
	Annexe C.....	65
	Annexe D.....	66
	Annexe E.....	68
	Bibliographie.....	69

Introduction générale :

L'obtention des formes nécessaires d'une pièce par enlèvement de matière est encore à ce jour le procédé de fabrication le plus répandu. Malgré les progrès réalisés par les procédés de mise en forme des matériaux (formage, fonderie...), l'usinage se révèle nécessaire à l'obtention des produits finaux, d'autant plus que les tolérances exigées sur la pièce finale sont faibles. De plus, les performances croissantes des machines-outils, des outils de coupe et des logiciels de FAO ont aidé à maintenir la compétitivité du procédé d'usinage, en l'accompagnant de gains non négligeables en termes de productivité et de qualité.

La connaissance des efforts de coupe peut également s'avérer être un apport non négligeable dans le domaine de la conception d'outils. En adaptant la géométrie de l'outil tout au long des arêtes coupantes, il est possible d'améliorer la tenue de l'outil en cours d'usinage, suivant les efforts auxquels il sera soumis. De même, la flexion de la fraise prévue grâce aux efforts de coupe peut être limitée, ce qui permettrait de réduire les défauts de forme engendrés sur la pièce finale et son état de surface. Dans le cas de la fabrication des (voiles minces, des moules et des matrices, des pales d'hélice de turbines), la difficulté majeure se trouve dans la déformation des pièces au cours de l'usinage.

La prédiction des efforts de coupe dans ce cas favorise l'adaptation des conditions de coupe et des trajectoires de l'outil, afin d'obtenir correctement la pièce en question. Dans ces domaines, la nécessité apparaît alors de connaître les efforts de coupe en fonction du temps et non pas les efforts moyens. L'intégration de la pré-détermination des efforts de coupe au sein des logiciels de FAO apparaît alors logique dans cet esprit de préparation du processus d'usinage.

Les principaux objectifs à atteindre et les exigences industriels à respecter sont :

- Nécessité d'améliorer l'exactitude dimensionnelle des pièces (tolérances sévères).
- Usinage des pièces complexes (pièces demandées en : aéronautique, biomécanique, mécanique de précision,...), (la fabrication des moules et des matrices,...).
- Duré de vie de l'outil et de la broche.
- Fraisage des pièces à faible épaisseur (l'usinage des pales d'hélice de turbines,...).
- Qualité des surfaces usinées : l'industrie actuelle exige des surfaces de hautes qualités.

,

Notre travail intitulé « *Modélisation et simulation du fraisage de profil en utilisant Simulink* », se fixe comme objectifs :

- Etablissement d'un modèle mathématique précis de la force de coupe en fraisage périphérique (de profil).
- Utilisation de Simulink de Matlab pour la simulation des forces de coupe pour ce cas de fraisage.
- Etude de l'influence des paramètres de coupe sur les variations des efforts de coupe pour ce cas de fraisage.

Ce mémoire de magistère contient trois chapitres :

Dans le chapitre 1^{er} consacré à l'étude bibliographique sur le fraisage de profil, nous exposons une synthèse bibliographique des différents travaux concernant la modélisation des efforts de coupe en fraisage périphérique.

Dans le 2^{ème} chapitre consacré à la modélisation de la force de coupe dans le fraisage périphérique, on a développé en détail un modèle mathématique prédictif pour la force de coupe pour le fraisage périphérique, pour ses deux configurations : en avalant et en opposition.

Dans le 3^{ème} chapitre consacré à l'utilisation de Simulink pour la simulation des forces de coupe pour le fraisage périphérique, on a développé un schéma bloc sous Simulink, pour simuler le modèle de force de coupe prédictive qu'on a développé au 2^{ème} chapitre. On a aussi lancé une série de simulations en faisant varier plusieurs paramètres de coupe (angle d'hélice, angle de coupe, avance par dent, rayon de la fraise, profondeur de passe radiale et axiale, nombre de dents de la fraise), et par la suite une validation des résultats de simulation obtenus faite par comparaison d'une part avec le modèle expérimental de B. Yucesan et Y. Altintas [1] et d'autre part par comparaison avec les résultats de simulation de Liu et al. [1] (2002).

Chapitre I

Étude bibliographique sur la modélisation de la force de coupe en fraisage de profil

I.1. Introduction :

La connaissance des efforts de coupe peut également s'avérer être un apport non négligeable dans le domaine de la conception d'outils : en adaptant la géométrie de l'outil tout au long des arêtes coupantes, il est possible d'améliorer la tenue de l'outil en cours d'usinage, suivant les efforts auxquels il sera soumis. De même, la flexion de la fraise, prévue grâce aux efforts de coupe, peut être limitée, ce qui permettrait de réduire les défauts de forme engendrés sur la pièce finale et son état de surface.

Dans ce chapitre, nous présentons une synthèse bibliographique des travaux relatifs à la modélisation des efforts de coupe en fraisage de profil.

I.2. Le fraisage :

Le fraisage est un procédé d'usinage réalisé au moyen d'un outil multiple (à plusieurs arêtes de coupe) qui est animé d'un mouvement de rotation :

I.2.1. Mouvements de coupe et d'avance :

Dans le procédé du fraisage, il y a 2 mouvements :

- Mouvement de révolution de la fraise qui est entraîné par la broche de la machine, M_c (mouvement rapide de coupe) ;
- Mouvement de déplacement (fig. I.1) de la pièce qui est fixée sur la table de la machine, M_a (mouvement lent droit uniforme d'avance).

Le mouvement de déplacement est orienté de façon à pousser la pièce contre la fraise suivant une direction généralement perpendiculaire par rapport à son axe.

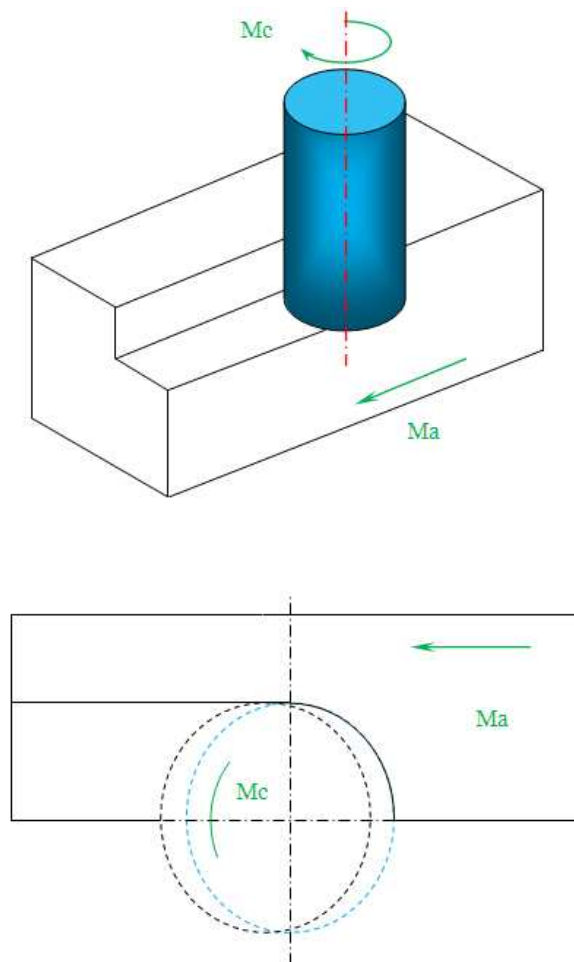
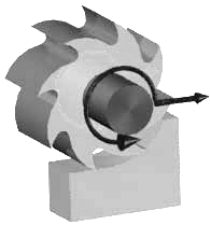

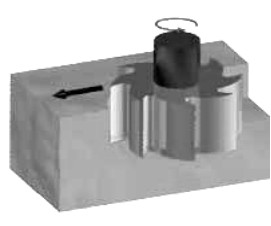


Figure I.1 : Mouvement de coupe et d'avance, [6]

I.2.2. Types de fraisage :

On présent ci-dessous les différents types de modes de fraisage :

Usinage en roulant	Usinage en bout	Usinage mixte
		

Le fraisage est, avec le tournage et la rectification, l'un des procédés fondamentaux de la fabrication mécanique. Il s'effectue sur une fraiseuse, par déplacement, de la pièce à usiner sous une fraise tournant à vitesse convenable. Dans le *fraisage en bout*, la surface usinée est perpendiculaire à l'axe de la fraise. Dans le *fraisage en roulant*, la surface usinée est parallèle à l'axe de la fraise. Ce dernier mode peut s'effectuer *en opposition*, lorsque le mouvement d'avance tend à s'opposer au mouvement de coupe, ou *en avalant*, dans le cas contraire, (*Figure I.2*).

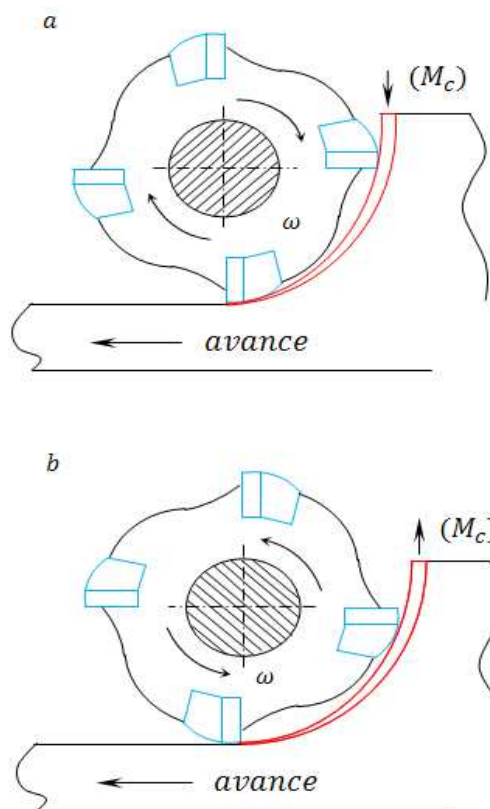


Figure I.2 : Fraisage : (a) en avalant, (b) en opposition, [7]

I.2.3. Angles de la fraise cylindrique :

Les angles principaux dans une fraise cylindrique sont : l'angle d'hélice β , l'angle de coupe α et l'angle de dépouille γ , (*Figure I.3*).

Les angles normaux, les angles orthogonaux et l'angle d'hélice sont liés par des relations trigonométriques.

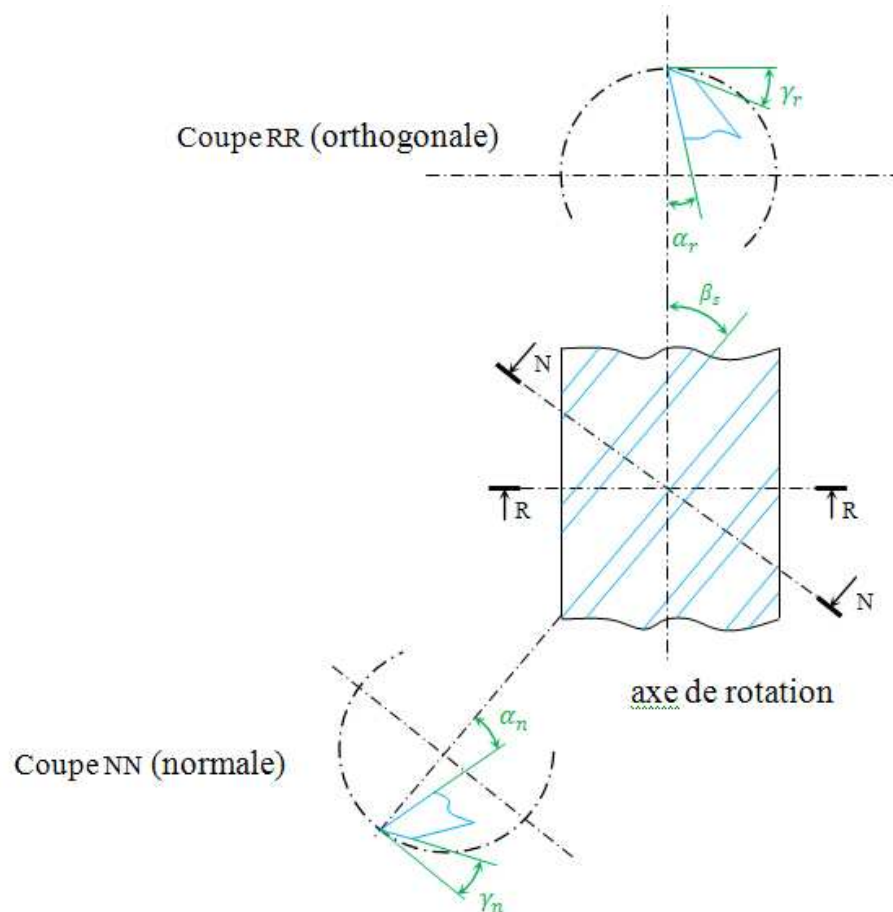


Figure I.3 : Principaux angles d'une fraise cylindrique, [6]

$\left. \begin{matrix} \alpha_r \\ \gamma_r \end{matrix} \right\}$ Angles mesurés dans un plan perpendiculaire par rapport à l'axe de rotation.

$\left. \begin{matrix} \alpha_n \\ \gamma_n \end{matrix} \right\}$ Angles mesurés dans un plan normal par rapport à l'arête de coupe.

I.2.4. Les outils pour le fraisage :

La fraise est un outil à plusieurs arêtes tranchantes, assurant avec un rendement élevé, un usinage d'une précision suffisante et une finition satisfaisante de la surface traitée.

I.2.5. Famille d'outils :

Une *famille d'outils* indique un ensemble d'outils employant le même type d'arête. Le type d'arête est principalement dépendant de la matière de l'outil, du revêtement et de la préparation d'arête, (**Figure. I.4**).

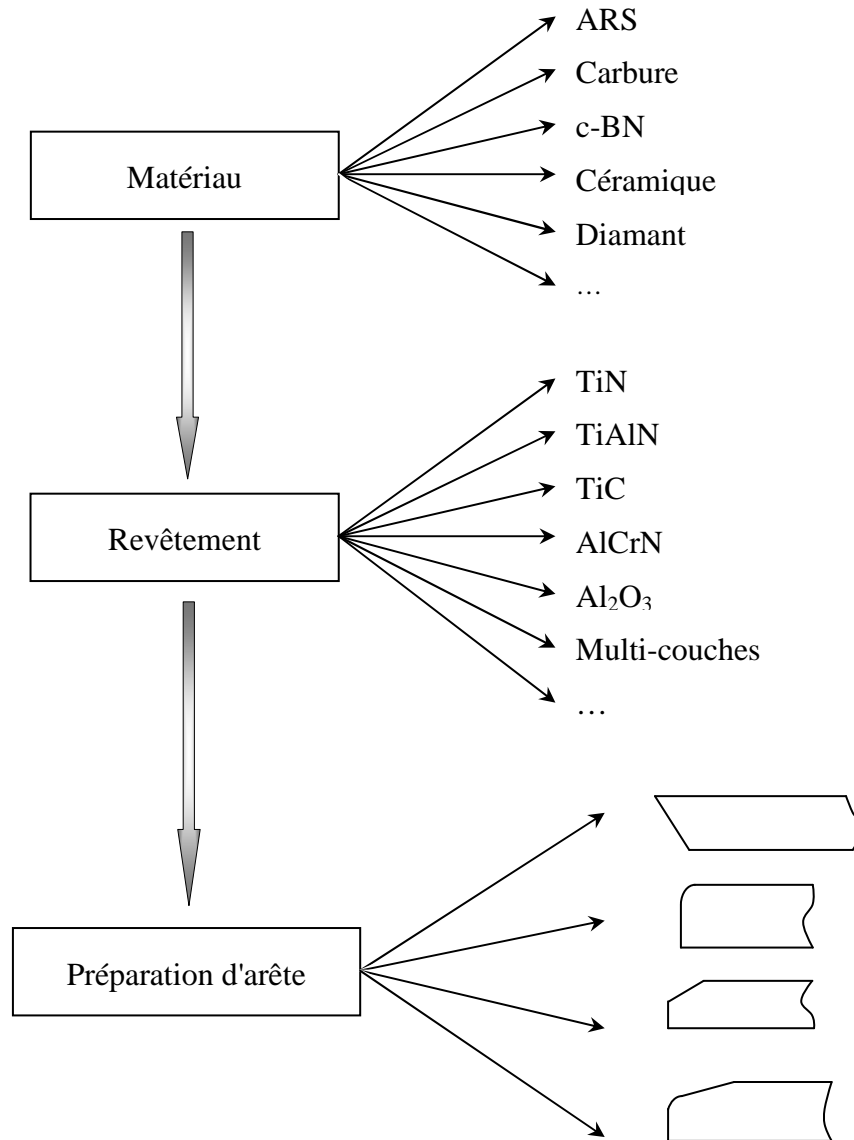


Figure I.4 : Choix d'un type d'arête et définition d'une famille d'outils, [8]

Au sein d'une même famille, les outils peuvent être de figure cylindrique, hémisphérique, rayonnée,... Il est possible d'inclure des outils possédant des angles d'hélice divers ou des angles de coupe évolutifs. Egalement c'est souvent le cas pour les fraises hémisphériques à condition que le type d'arête reste similaire (**Figure. I.4**). Le diamètre ou le nombre de dents de l'outil peuvent aussi changer. Les notions de type d'arêtes et de familles d'outils sont ici équivalentes : le type d'arête définit la famille d'outils, (**Figure. I.5**).

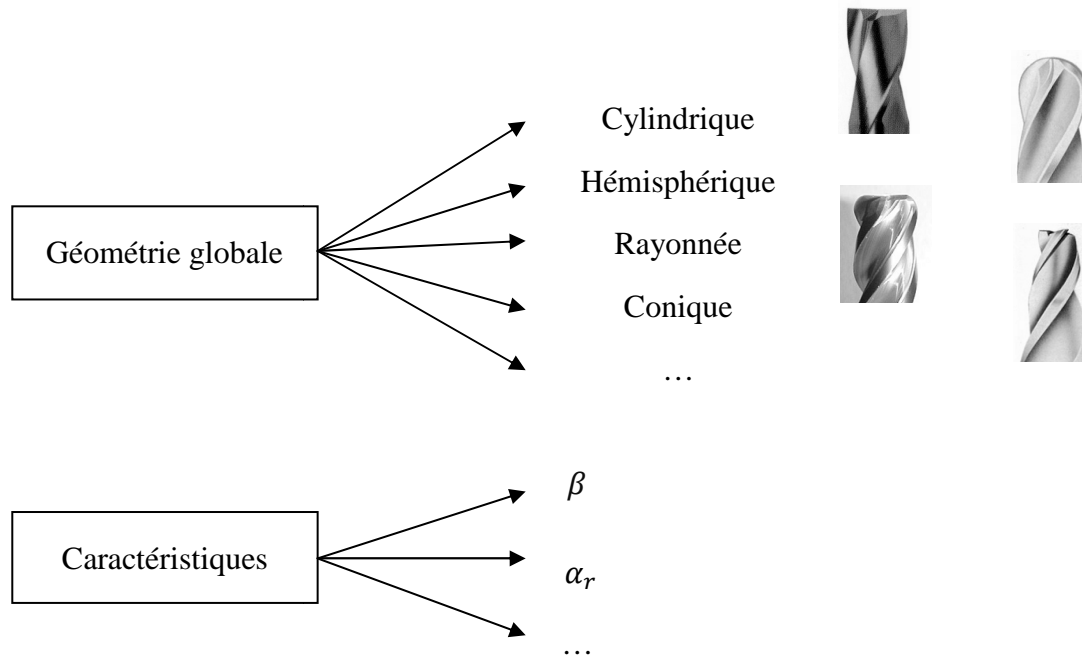


Figure I.5 : Diversifications possibles au sein d'une famille d'outils, [8]

I.3. Notions de base et calculs en fraisage :

I.3.1. La vitesse de coupe :

La relation entre la vitesse de coupe V_c et la vitesse rotation ω de la fraise est donnée par la relation suivante $V_c = R \cdot \omega$, où R est le rayon de la fraise et ω la vitesse angulaire de la broche.

I.3.2. La vitesse d'avance :

La relation entre la vitesse d'avance de la table et la vitesse de rotation de la fraise s'écrit : $V_t = n \cdot f_t \cdot m$, où m : nombre de dents de la fraise. f_t : avance par dent et n : vitesse de rotation de la broche en (tr/min).

I.3.3. L'avance :

- **L'avance par dent f_t :**

On appelle avance par dent f_t le déplacement de l'ébauche en millimètres pendant le temps de rotation de la fraise correspondant à l'angle d'une division (angle central compris entre deux dents voisines).

- **L'avance par tour f :**

On appelle avance par tour f le déplacement de l'ébauche pendant un tour de la fraise :

$$f = f_t * m \text{ (mm/tr).}$$

- **L'avance par minute :**

On appelle avance par minute f_{min} le déplacement de l'ébauche en 1 minute. Elle est donnée par la relation suivante :

$$f_{min} = f * N = f_t * m * n \text{ (mm/min), où : } n \text{ la vitesse de rotation de la broche en (tr/min)}$$

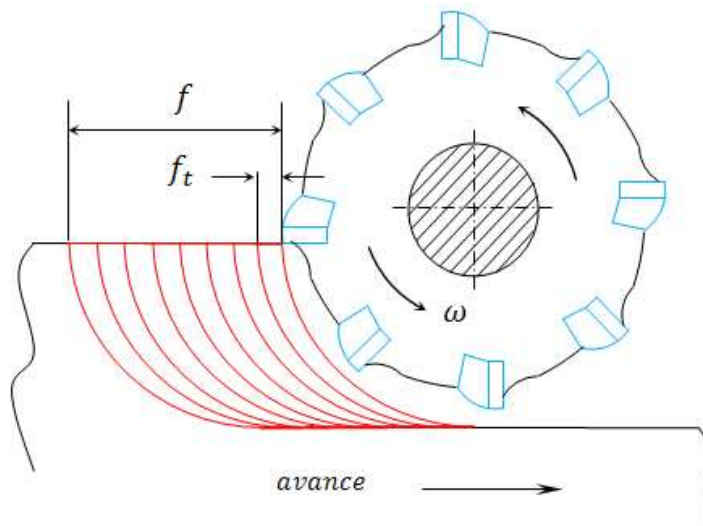


Figure I.6 : L'avance par tour et par dent

La (Figure. I.6) présente une fraise à huit dents.

I.3.4. Angle d'entrée du fraisage :

C'est la position angulaire au moment où la dent de l'outil entre dans la pièce à usiner, (Figure. I.7).

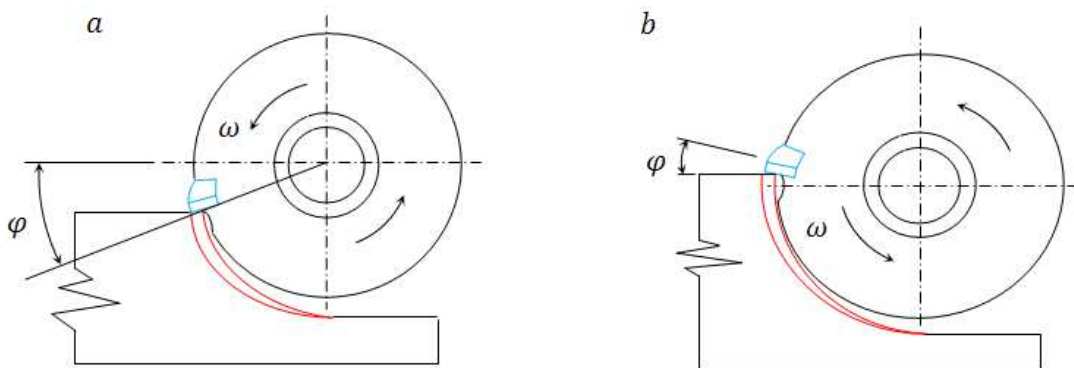


Figure I.7 : Angle d'entrée : (a) positif, (b) négatif

La (Figure. I.7(a)) présente une pièce usinée par un angle d'entrée négatif, et la (Figure. I.7(b)) une pièce usinée par un angle d'entrée positif.

I.4. Les différentes méthodes de modélisation des efforts de coupe :

Outre le choix de l'échelle d'étude, il est ensuite nécessaire de considérer le type de modélisation d'efforts à mettre en place dans cette étude et différentes méthodes sont présentées dans la littérature spécialisée.

I.4.1 Les méthodes empiriques :

Sabberwal [9] est l'un des premiers à avoir observé le rapport entre les efforts de coupe et la section de copeau. Cela l'a conduit à mettre en place une modélisation introduisant la notion de coefficients spécifiques de coupe. Ces coefficients permettent d'établir une relation de proportionnalité entre les efforts de coupe et la section de copeau, et sont définis comme des constantes liées à : chaque outil, matière usinée, opération d'usinage et conditions de coupe.

Par la suite, d'autres chercheurs ont proposé des modifications visant à prendre en compte les conditions de coupe. Les coefficients spécifiques de coupe ne sont plus des constantes mais sont dépendants des engagements d'outils, de la vitesse de coupe ou de la vitesse d'avance. De plus, les outils de fraisage nécessitent d'être modélisés en géométrie 3D. DeVor et Kline. [10] ont proposé une méthode de segmentation des outils permettant l'intégration d'un effort élémentaire le long d'une arête de coupe, pour une fraise cylindrique en tenant compte des défauts d'écarts radiaux entre les dents de l'outil. De nombreux essais sont alors toujours nécessaires pour déterminer les coefficients qui sont en fonction de l'avance.

La théorie d'Armarego permet quand à elle d'extrapoler les résultats de la coupe orthogonale au cas de la coupe oblique [11] et [12]. Cette extension de la coupe orthogonale à la coupe oblique sur des géométries 3D a également été proposée par Lee et Altintas. [13]. Afin de pouvoir l'appliquer sur des outils de type hémisphérique couramment utilisés industriellement, Ils ont mis en exergue la nécessité de disposer de méthodologies favorisant ce passage de résultats obtenus en 2D à des configurations 3D, et de limiter ainsi le nombre d'essais associés à la détermination des coefficients. Altintas [14] reprend cette méthode et propose sa généralisation aux principales géométries d'outils utilisées en fraisage.

D'autres auteurs ont encore présenté des modélisations de type empirique : Feng et Menq [15], [16] et H.J. Fu et al [17], ou semi-empirique : Garnier, et Furet [18], Jayaram, et al [19]. Mais ces méthodes posent encore un problème en terme de quantité d'essais pour

étalonner le modèle d'efforts de coupe. De plus, les domaines de validité de ces modèles sont difficilement établis, vu les extrapolations employées pour passer d'une configuration testée à une autre non testée.

I.4.2 Les méthodes analytiques :

Ce sont historiquement les plus anciennes. Merchant [20] développe les premières théories sur la phénoménologie de la coupe. Avec l'hypothèse simplificatrice de la coupe orthogonale, un plan de cisaillement sépare la matière brute et le copeau est défini. La résultante des efforts de coupe est considérée comme située dans le plan orthogonal à l'arête, formant un angle par rapport à la normale à la face de coupe, (**Figure. I.8**). Les efforts de coupe sont alors exprimés à partir des équations d'équilibre du copeau et en prenant en compte les contraintes de cisaillement et de compression de la pièce. Ces contraintes sont reliées entre elles par une loi de plasticité ne faisant pas intervenir explicitement la température.

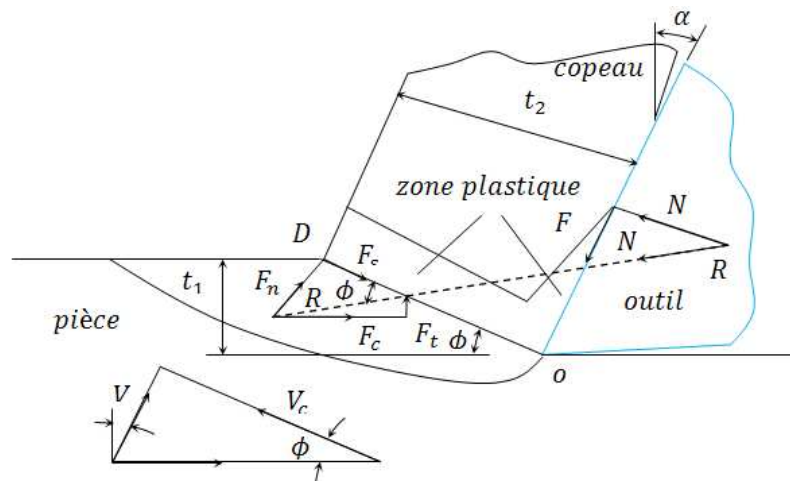


Figure I.8 : Définition des efforts de coupe selon Merchant, [20]

Oxley [21] va plus loin en proposant une modélisation des efforts de coupe qui tient compte des aspects thermiques en déterminant la température à l'interface outil-copeau. D'autres améliorations de la théorie d'Oxley ont par la suite été apportées en modifiant par exemple les lois de comportement ou de frottement.

Dans tous les cas, les méthodes analytiques font généralement intervenir des grandeurs telles que : la contrainte de cisaillement maximale admissible par le matériau usiné (τ_{max}), la section de copeau (S_{copeau}), l'angle du cône de frottement défini par la loi de Coulomb, la déformation ε et la vitesse de déformation ε' des zones de cisaillement du copeau pour la température donnée :

$$F = \text{fonction}(\tau_{max}, S_{copeau}, \varepsilon, \varepsilon', \text{angle}_{frottement}) \quad (I.1)$$

Ces méthodes analytiques reposent toutefois sur des bases contestables et ne permettent pas d'établir les évolutions complètes des grandeurs caractéristiques de la coupe, telles que : les champs de contraintes, de déformations ou de température au sein de la pièce ou de l'outil. De plus, elles ne résolvent pas le problème pratique du nombre d'essais posé par les méthodes empiriques, car elles supposent la connaissance préalable de coefficients qui ne peuvent eux-mêmes être obtenus que par le recours à des essais de coupe et à l'observation plus ou moins complexe des caractéristiques du copeau.

I.4.3 Les méthodes numériques :

Afin de pousser encore plus loin l'analyse des phénomènes liés à la coupe et grâce aux progrès des moyens de calculs réalisés ces dernières années, les travaux de recherche se sont progressivement orientés vers une approche numérique de la modélisation de la coupe. Ces méthodes permettent d'étudier le comportement non linéaire de la coupe pour des vitesses de déformations élevées entraînant de grandes déformations de la matière, des phénomènes de convection et de diffusion thermique, ainsi qu'une analyse particulière de la mécanique du contact. Le couplage thermomécanique du frottement du copeau sur l'outil et la dissipation de la chaleur engendrée par le frottement au contact outil-pièce peut ainsi être modélisé.

Les efforts de coupe sont calculés à partir de lois de frottement et de lois de comportement mettant en œuvre les caractéristiques de la coupe, telles que : la déformation plastique, la vitesse de déformation, la contrainte d'écoulement et la température. Des modélisations 2D voire 3D sont désormais permises grâce à des algorithmes basés sur la technique des éléments finis. Les méthodes récentes utilisent un remaillage adaptatif ainsi que des critères de séparation du copeau et autorisent ainsi des modélisations réalistes. Ces méthodes diffèrent donc l'une de l'autre par la façon dont sont traités les maillages de la pièce, de l'outil ou du copeau, pour décrire l'évolution du processus de coupe. Il existe trois types de modèles numériques :

■ le modèle Lagrangien qui propose un maillage de l'outil et de la pièce. Les problèmes de distorsion de maillage peuvent alors intervenir pour décrire le processus de coupe. De plus, l'évolution du maillage entre plusieurs instants de calcul nécessite la mise en place de critères de séparation de mailles, pour éviter la perte éventuelle d'informations;

■ le modèle Eulérien, qui utilise un maillage fixe de la pièce, est indépendant du déplacement de la matière au cours de la coupe, pour éviter les problèmes de distorsion de maillage. Ceci implique que les résultats obtenus avec cette technique ne sont que des solutions stationnaires, nécessitant la connaissance de la forme du copeau avant calcul, contrairement à l'objectif initial de prédiction ;

■ la formulation arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE) qui semble être la plus intéressante, puisqu'elle permet de dissocier l'évolution du maillage de l'évolution de la matière. Les avantages des deux premières méthodes sont ainsi combinés pour obtenir des résultats, tant dans le domaine stationnaire que transitoire de la coupe.

Toutefois, ces méthodes nécessitent l'identification de différentes caractéristiques encore difficiles à déterminer, pour être mises en œuvre correctement telles qu'une loi de comportement de la matière pour tenir compte des aspects thermo-visco-plastiques de la coupe, une loi de frottement au niveau du contact outil-copeau valable dans des conditions de fortes pressions et températures, ou encore des caractéristiques thermiques du système outil-pièce permettant d'évaluer les différents flux thermiques.

Ainsi, ces méthodes, malgré l'aide qu'elles peuvent apporter à la compréhension des mécanismes de formation du copeau, apparaissent d'une utilisation limitée au vu des difficultés expérimentales qui leur sont attachées. Les exigences industrielles, en termes de temps de calcul et de simplicité d'utilisation, font que ces approches numériques et toutes les identifications de comportement dynamique de matériau, sous de très grandes vitesses de déformation qui leur sont nécessaires, paraissent peu adaptées à notre étude.

I.5. Les différents domaines de modélisation :

Plusieurs domaines de modélisation peuvent être utilisés suivant le phénomène étudié et des évolutions d'un domaine à l'autre peuvent d'ailleurs être envisagées, Smith, et Tlusty [22] et Toh [23].

I.5.3 Le domaine statique :

Dans ce domaine, la modélisation ne tient pas compte du paramètre temporel, qui ne peut pas être envisagé dans les cas d'opérations de fraisage, ni de l'accélération du système ou de la position angulaire de l'outil. En effet, la section de coupe varie au cours du temps et les efforts de coupe évoluent en fonction de l'épaisseur enlevée de la matière, elle-même

dépendante de la position angulaire de l'arête considérée. La modélisation dans le domaine statique pourrait par conséquent être utilisée en tournage où la section est constante lors de la coupe, mais pas dans le cadre du fraisage, donc pas dans le contexte de notre étude.

I.5.2 Le domaine quasi-statique :

Les modélisations réalisées dans ce domaine permettent la prise en compte de la section réelle du copeau (en première approximation). Elles s'accompagnent d'hypothèses de rigidité faites pour l'outil et la pièce, n'intègrent pas l'environnement machine et ne permettent donc pas la prise en compte du comportement vibratoire du système Pièce-Outil-Machine. Le calcul des efforts de coupe est effectué sur des intervalles de temps correspondant à des positions identifiées de la fraise.

Les travaux réalisés dans ce domaine, par Kline et DeVor [24], [25], proposent une décomposition de l'outil en plusieurs secteurs d'épaisseur élémentaire dz . La (Figure. I.9) présente ce modèle de segmentation et différentes positions de l'outil au cours de sa rotation sont considérées sur chaque secteur.

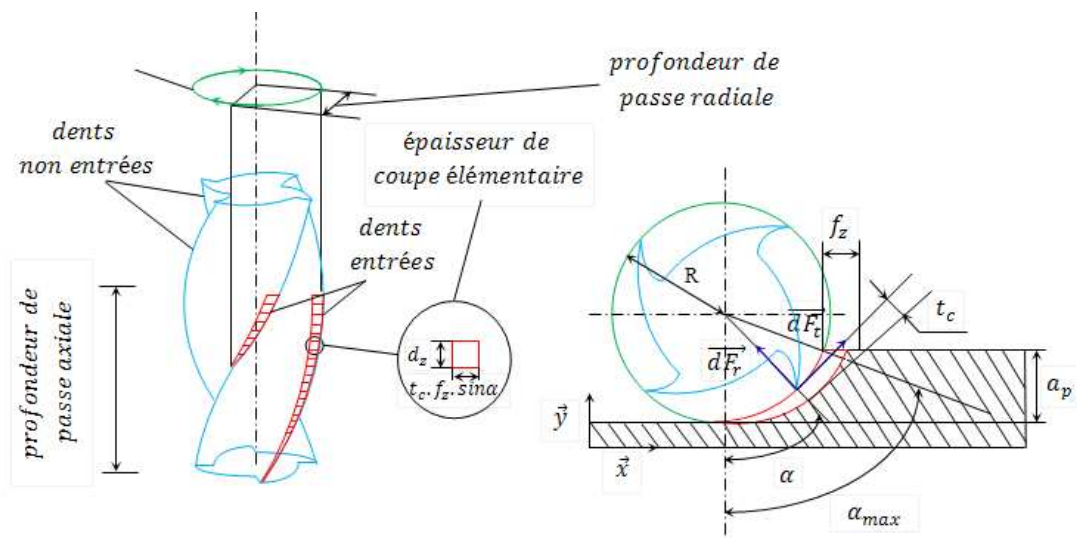


Figure I.9 : Le modèle de Kline et DeVor, [24], [25].

La formule de Martelotti [26] permet de calculer l'épaisseur de copeau pour une position angulaire donnée de l'outil par la relation : $h = f_z \cdot \sin \alpha$. Les efforts élémentaires appliqués sont alors exprimés par les relations suivantes :

$$dF_t = K_t \cdot f_z \cdot \sin \alpha \cdot dz \quad (I.2)$$

$$dF_r = K_r \cdot dF_t \quad (I.3)$$

Le travail de Sabberwal [9] a montré que le coefficient spécifique de coupe tangentiel K_t évolue en fonction de l'épaisseur de coupe :

$$K_t = K_{t0} \cdot (f_z \sin \alpha)^p \quad (I.4)$$

DeVor s'appuie ensuite sur ces travaux et rappelle qu'une valeur commune pour p est utilisée pour ($p = -0,3$) et émet l'hypothèse que $(\sin \alpha)^{p+1} = \sin \alpha$. Ceci permet alors d'obtenir les relations suivantes :

$$dF_t = K_t \cdot f_z \sin \alpha \cdot dz \text{ et } K_t = K_{t0} \cdot f_z^{-0,3} \quad (I.5)$$

$$dF_r = K_r \cdot dF_t \quad (I.6)$$

Les expressions précédentes permettent alors d'obtenir les efforts résultants sur chaque secteur. Puis, par projection des efforts de coupe respectivement sur les directions \vec{x} et \vec{y} du repère fixe lié à la pièce, les efforts résultants sur l'outil sont alors obtenus pour une position angulaire donnée, par intégration le long de l'axe de l'outil.

Ce modèle de base a ensuite été repris sous différentes formes par d'autres auteurs, avec diverses adaptations quant à la définition des coefficients d'efforts de coupe ou le calcul de l'épaisseur de copeau. Altintas et al [27] propose la détermination d'un coefficient d'effort de coupe moyen équivalent. Lazoglu et Liang [28] ou Sabberwal [9] basent leurs modélisations sur une épaisseur de copeau moyenne, alors que Abrari et al. [29], Ko et al. [30] et Li et al. [31] calculent une épaisseur de copeau instantanée.

D'autres modèles quasi-statiques définissent également les coefficients spécifiques de coupe en fonction de caractéristiques propres à l'outil : (angle d'hélice d'après Gradisek et al. [32] ; angle de coupe d'après Imani et al. [33] ; angle de coupe, angle de direction d'écoulement du copeau et rayon d'affûtage Liu et al. [34] ; rayon d'affûtage Yun et Cho [35] et [36]) ou à la pièce.

I.5.3 Le domaine dynamique :

Les modélisations réalisées dans ce domaine permettent d'effectuer le calcul des efforts de coupe en considérant des incréments de temps très rapprochés et en prenant en compte : la masse, l'accélération et l'amortissement du système Pièce-Outil-Machine. Ces approches nécessitent donc la caractérisation complète du système Pièce-Outil-Machine dans le domaine fréquentiel. Leurs applications portent essentiellement sur la définition du comportement vibratoire du système Pièce-Outil-Machine clairement identifié, et

l'établissement de cartes de stabilité grâce notamment à l'utilisation des lobes de stabilité ([37], [38], [39], [40] et [34]).

Ce type d'étude prend en compte des vibrations libres et / ou des vibrations forcées [41], et met en œuvre le calcul d'une épaisseur de copeau dynamique [42] avec un mécanisme régénératif [43]. Les différences entre les modélisations dynamiques relèvent entre autres du calcul de l'épaisseur de copeau, du modèle d'effort envisagé, du type d'usinage considéré et du choix des paramètres de simulation (temporelle ou spatiale) qui influent sur les temps de calcul.

Ces modèles permettent de simuler finement un processus de coupe dans de nombreuses applications, notamment en Usinage à Grande Vitesse. Toutefois, ce type d'approche reste réservé, dans le milieu industriel, à des applications pour lesquelles l'analyse et l'identification complète du système Pièce-Outil-Machine ne sont pas rédhibitoires (domaine aéronautique par exemple). En effet, des difficultés importantes et spécifiques (usinage de voiles minces déformables, tolérances et états de surface stricts) doivent pouvoir justifier les coûts, les délais et les matériels inhérents à l'identification des paramètres du modèle (accéléromètres, marteau de choc, chaîne d'acquisition et de traitement des données) et aux très longs temps de calcul (problèmes de convergence et de finesse du modèle d'effort).

I.6. Modèle d'efforts de coupe d'AMMAR, BOUAZIZ et ZGHAL, [3] :

Le modèle théorique présenté est basé sur le principe de la segmentation. L'outil est divisé en Nz éléments d'épaisseur constante dz , perpendiculairement à son axe, (**Figure I.10**). L'effort exercé sur une arête 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.

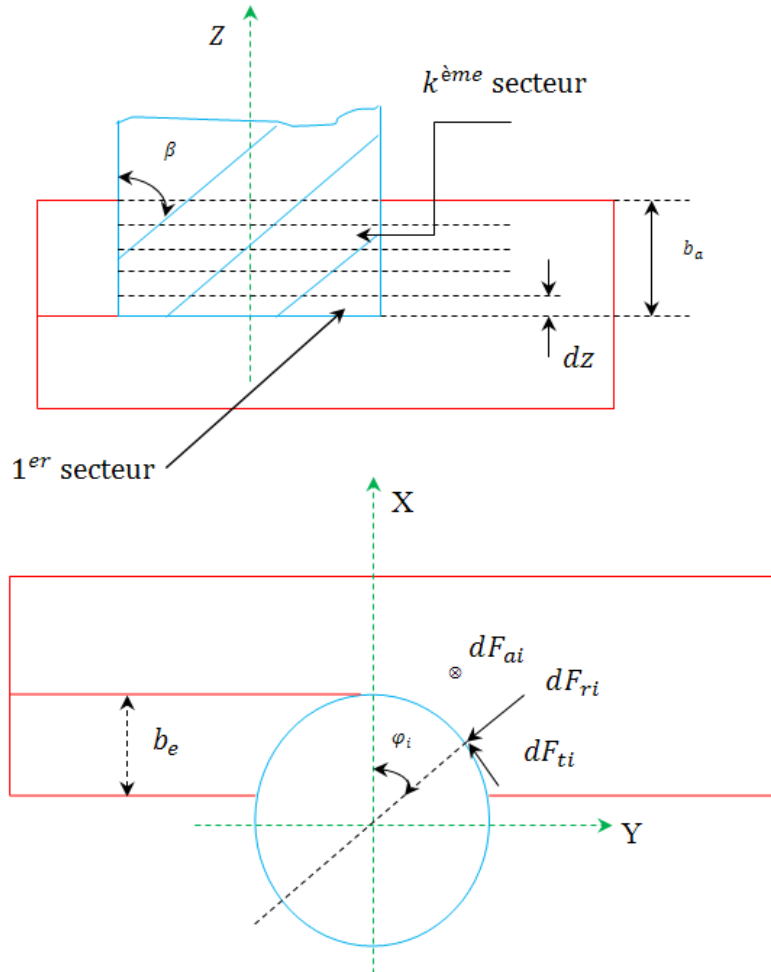


Figure I.10 : Modélisation des efforts de coupe, [3]

Pour un point fixé sur la $i^{\text{ème}}$ dent de l'outil, les efforts de coupe tangentiel dF_{ti} , radial dF_{ri} et axial dF_{ai} , s'appuyant au niveau du secteur élémentaire k d'épaisseur dz et relatifs à la position angulaire φ , peuvent s'écrire :

$$\begin{cases} dF_{ti}(\varphi_i) = K_t h_i(\varphi_i) dz, \\ dF_{ri}(\varphi_i) = K_r dF_{ti}(\varphi_i), \\ dF_{ai}(\varphi_i) = K_a dF_{ti}(\varphi_i), \end{cases} \quad (\text{I.7})$$

où K_t , K_r et K_a sont les coefficients spécifiques de coupe. La détermination de ces coefficients est basée sur des mesures expérimentales des efforts qui demandent un certain nombre d'expériences préliminaires.

La position angulaire d'une dent en contact avec la pièce à usiner est déterminée en fonction des profondeurs de passe axiale (a_p) et radiale (a_e), du nombre de dents (N), du rayon de l'outil (R) et de l'angle d'hélice (β). L'épaisseur instantanée du copeau à un certain endroit sur le tranchant peut être obtenue comme suit :

$$h_i(\varphi, z) = f_t \cdot \sin\varphi_i(z) \quad (I.8)$$

Avec f_t l'avance par dent et $\varphi_i(z)$ est la position angulaire par rapport à l'axe Y de la $i^{\text{ème}}$ dent au niveau du secteur élémentaire k. La valeur de $\varphi_i(z)$ change tout au long de la direction axiale selon la relation :

$$\varphi_i(z) = \varphi + (i - 1)\gamma + ((k - 1)dz + dz/2) + \tan\beta/R \quad (I.9)$$

où :

$\gamma = 2\pi/N$ est défini comme étant l'angle entre deux dents consécutives,

$\varphi = \Omega \cdot t$ avec t le temps et $\Omega = \pi \cdot n / 30$ la vitesse angulaire (rad/s) et n étant la vitesse de rotation (tr/min),

φ_i varie tel que : $\varphi_e \leq \varphi_i \leq \varphi_s$, avec : φ_e est la position angulaire au moment où la dent de l'outil entre dans la pièce à usiner et φ_s est la position angulaire au moment où la dent de l'outil sort de la pièce à usiner.

L'angle entre l'entrée (φ_e) et la sortie (φ_s) est appelé angle d'engagement φ_{eng} , il peut s'écrire comme suit :

$$\varphi_{eng} = \arccos\left(1 - \frac{b}{R}\right) \quad (I.10)$$

Suivant les axes X, Y et Z, les efforts de coupe résultants pour une position angulaire φ sont donnés par :

$$\begin{cases} dF_x = -dF_{ti}\sin(\varphi_i) - dF_{ri}\cos(\varphi_i) \\ dF_y = dF_{ti}\cos(\varphi_i) - dF_{ri}\sin(\varphi_i) \\ dF_z = dF_{ai} \end{cases} \quad (I.11)$$

En faisant la sommation le long de l'arête en contact avec la matière, et pour toutes les arêtes dans la matière, on obtient :

$$\begin{cases} F_x = \sum_{k=1}^{N_z} \sum_{i=1}^N [-dF_{ti} \sin(\varphi_i) - dF_{ri} \cos(\varphi_i)] \\ F_y = \sum_{k=1}^{N_z} \sum_{i=1}^N [dF_{ti} \cos(\varphi_i) - dF_{ri} \sin(\varphi_i)] \\ F_z = \sum_{k=1}^{N_z} \sum_{i=1}^N [dF_{ai}] \end{cases} \quad (I.12)$$

En injectant l'équation (I.8) dans l'équation (I.7) on obtient :

$$\begin{cases} dF_{ti}(\varphi_i) = K_t f_t \sin(\varphi_i) dz, \\ dF_{ri}(\varphi_i) = K_r K_t f_t \sin(\varphi_i) dz, \\ dF_{ai}(\varphi_i) = K_a K_t f_t \sin(\varphi_i) dz, \end{cases} \quad (I.13)$$

En injectant les relations (I.13) dans les relations (I.12), on obtient :

$$\begin{cases} F_x(\varphi) = \sum_{k=1}^{N_z} \sum_{i=1}^N [-K_t f_t \sin(\varphi_i) dz \cdot \sin(\varphi_i) - K_r K_t f_t \sin(\varphi_i) dz \cdot \cos(\varphi_i)] \\ F_y(\varphi) = \sum_{k=1}^{N_z} \sum_{i=1}^N [K_t f_t \sin(\varphi_i) dz \cdot \cos(\varphi_i) - K_r K_t f_t \sin(\varphi_i) dz \cdot \sin(\varphi_i)] \\ F_z(\varphi) = \sum_{k=1}^{N_z} \sum_{i=1}^N [K_a K_t f_t \sin(\varphi_i) dz] \end{cases} \quad (I.14)$$

L'effort total de coupe peut être calculé selon la relation :

$$F(\varphi) = \sqrt{F^2 x(\varphi) + F^2 y(\varphi) + F^2 z(\varphi)} \quad (I.15)$$

I.6.1. Définition des conditions de la simulation :

Pour le cas étudié, la simulation d'usinage est appliquée sur une poche de géométrie rectangulaire, (**Figure. I.11**). La stratégie d'usinage utilisée est en zigzag et l'outil employé à deux tailles, de Ø26 mm, avec deux dents et un angle d'hélice de 30°.

Les conditions de travail prises pour faire la simulation sont :

Vitesse de rotation : 5630 tr/ min

Profondeur de coupe axiale : 1.2 mm

Avance par dent : 0.025 mm

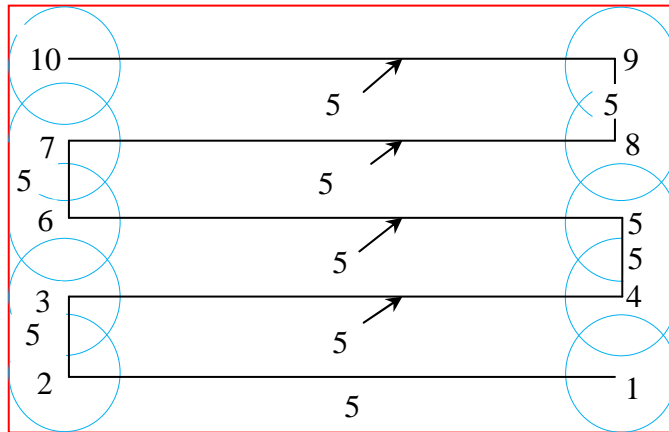


Figure I.11 : Usinage d'une poche rectangulaire en zigzag, [3]

I.6.2. Analyse des résultats de simulation :

Les courbes présentées dans les figures (de I.12 jusqu'à I.18) représentent les composantes de la force de coupe en fonction du temps pour une stratégie d'usinage en zigzag.

On remarque bien que pour un engagement radial continue et constant (zones I, III, V, VII et IX), l'effort de coupe est aussi constant.

Les perturbations qui apparaissent sur les zones (II, IV, VI et VIII) correspondent aux moments où l'outil n'est plus en contact avec la matière et où l'évolution de l'engagement radial est discontinue.

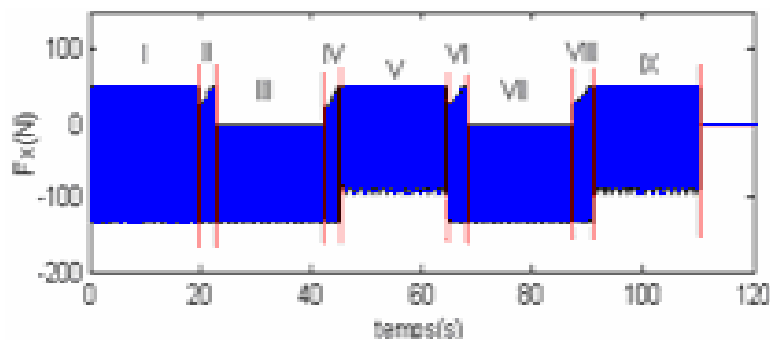


Figure I.12 : Efforts de coupe suivant la direction X, [3]

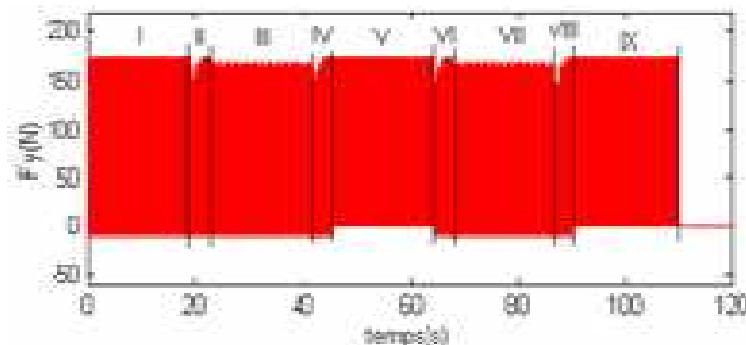


Figure I.13 : Efforts de coupe suivant la direction Y, [3]

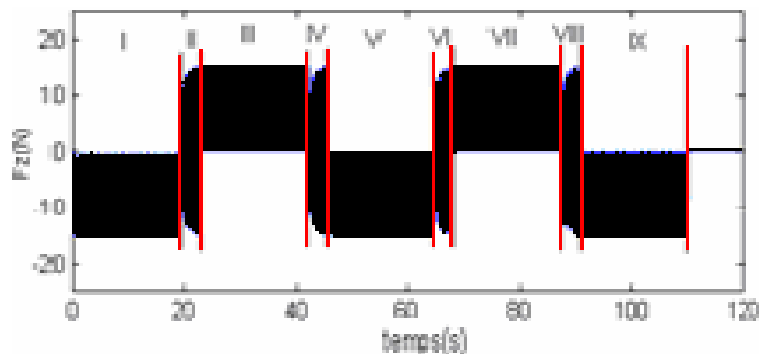


Figure I.14 : Efforts de coupe suivant la direction Z, [3]

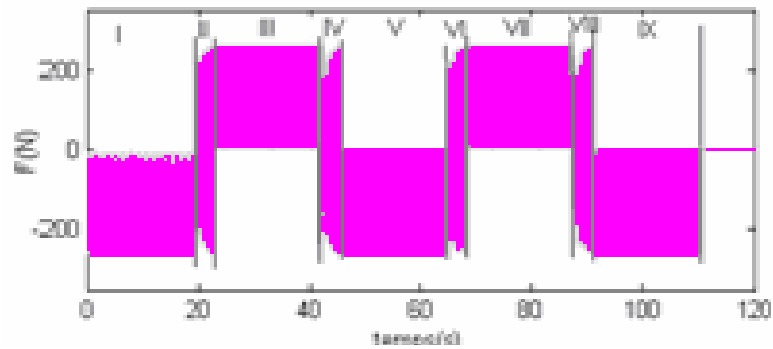


Figure I.15 : Effort total de coupe, [3]

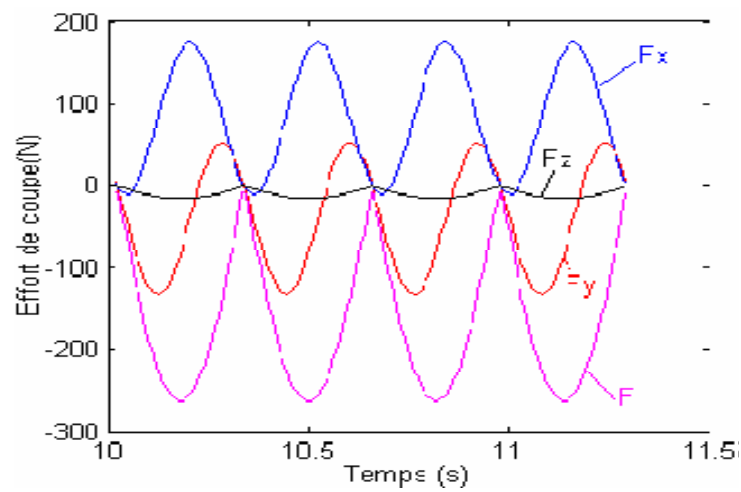


Figure I.16 : Efforts de coupe dans la zone I, [3]

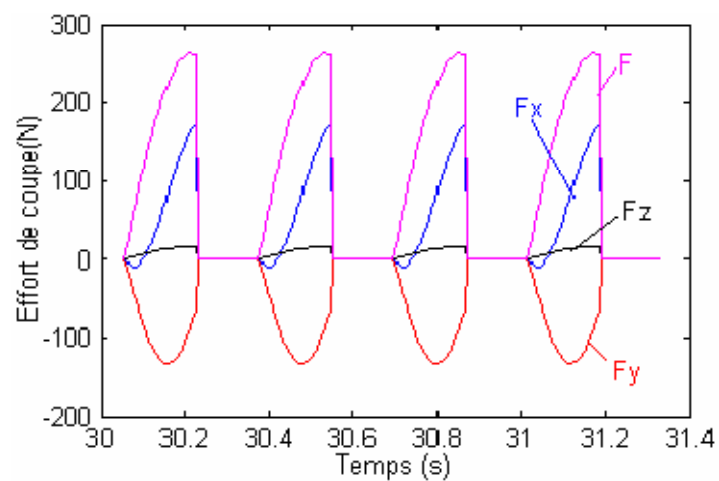


Figure I.17 : Efforts de coupe dans la zone III, [3]

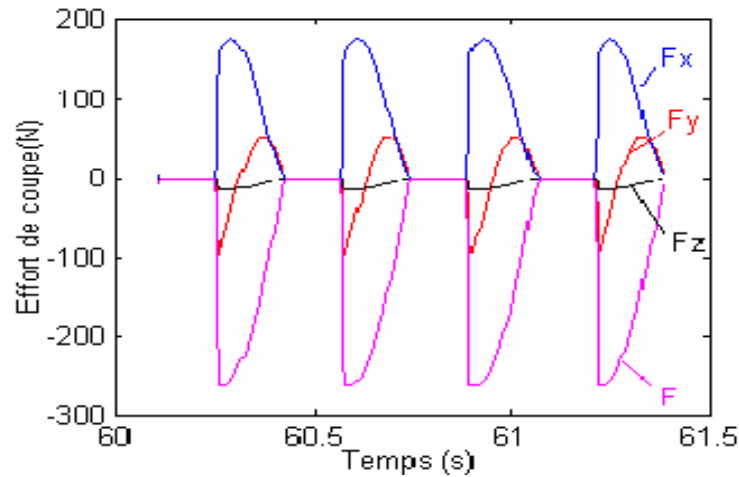


Figure I.18 : Efforts de coupe dans la zone V, [3]

I.7. Modèle de Bissey, Poulachon et Lapujoulade, [4] :

L'objectif de cette étude est la prédiction de l'influence des angles de coupe et d'hélice sur les variations d'efforts de coupe, et leur intégration dans une loi de coupe.

I.7.1. Formulation du modèle :

Le modèle théorique présenté dans cet article est basé sur le principe bien connu de la segmentation. L'outil est divisé en M éléments d'épaisseur constante Δz , perpendiculairement à son axe. Les composantes de l'effort de coupe s'appliquant sur l'arête à un instant donné sont obtenues par sommation des composantes des efforts s'appliquant sur chaque élément. Finalement, une sommation sur toutes les arêtes engagées dans la matière permet d'obtenir l'effort global s'appliquant sur l'outil à un instant donné. Les arêtes coupantes dans ce modèle sont divisées en segments de longueur constante.

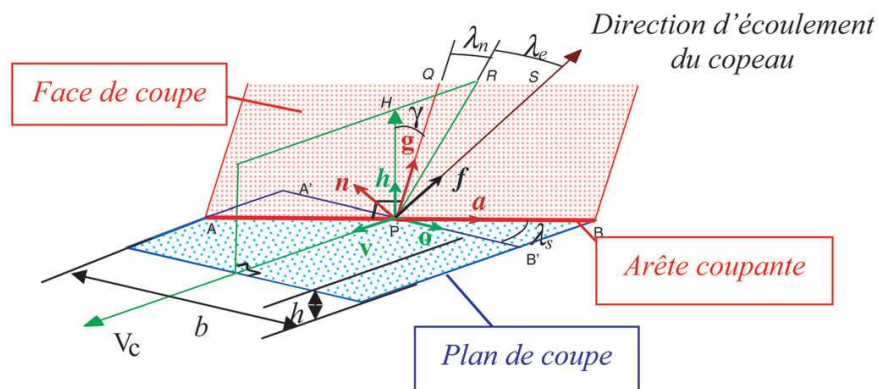


Figure I.19 : Modélisation de la coupe oblique, [4]

P_{ij} représente le milieu de S_{ij} , segment de la $i^{\text{ème}}$ dent et du $j^{\text{ème}}$ élément. L'épaisseur de coupe axiale et l'engagement radial seront notés respectivement a_p et a_e . Plusieurs systèmes de coordonnées sont utilisés afin : de représenter la coupe oblique, d'exprimer les efforts sur chaque segment dans un repère local, puis d'effectuer les sommations dans un repère global lié à l'outil.

I.7.2. Modélisation de la coupe oblique :

La (**Figure. I.19**) représente une modélisation de la coupe oblique avec les différents repères utilisés. Le système de coordonnées $(\vec{g}, \vec{n}, \vec{a})$ est lié à la face de coupe et constitue un repère intermédiaire pour le calcul et la détermination de la loi de coupe. L'effort de coupe est contenu dans le plan dont la trace sur la face de coupe est PS , c'est-à-dire la direction d'écoulement du copeau, donc : $\vec{F} = F_n \cdot \vec{n} + F_f \cdot \vec{f}$, avec \vec{f} est suivant PS . L'effort de coupe est caractérisé par le triplet $\{F_n, F_f, \lambda_e\}$, avec : λ_e angle d'écoulement du copeau. Une loi de coupe doit exprimer l'évolution de F_n , F_f et λ_e en fonction de : l'épaisseur de coupe h , l'angle de coupe γ , l'angle d'hélice λ_s , la vitesse de coupe V_c , la largeur de coupe b et la longueur d'arête en prise ($l = AB$).

I.7.3. Loi de coupe oblique :

- **Paramètres :**

Les différents paramètres à inclure dans le modèle pour tenir compte des lois physiques du phénomène de coupe et de la géométrie d'outil doivent être examinés. Les principaux paramètres sont :

■ L'épaisseur de coupe h et la largeur de coupe b forment la section coupée et, par conséquent, ne peuvent être ignorées.

■ La vitesse de coupe a peu d'influence et peut être négligée si elle varie peu. Toutefois, elle doit être prise en compte si la géométrie d'outil entraîne de faibles vitesses de coupe dans certaines zones (près de l'axe de rotation par exemple), car le phénomène de formation du copeau peut changer de manière significative. Dans leur étude [4] tous les essais ont été menés avec une vitesse de coupe comprise dans le domaine de fonctionnement du couple outil-matière au sens de la norme du (C.O.M).

■ L'angle d'obliquité λ_s doit évidemment apparaître dans la loi de coupe oblique (cas des fraises hélicoïdales).

■ L'angle de coupe γ est intéressant à étudier pour les cas où il varie le long de l'arête ou pour comparer des outils entre eux. De plus, la décomposition des efforts dans le repère lié à la face de coupe donne lieu à des composantes d'efforts plus physiquement interprétables.

■ La longueur d'arête en prise pourrait être utilisée à la place de la largeur de coupe, mais la notion de section coupée disparaît, ou en complément à l'épaisseur de coupe pour caractériser l'action de l'arête elle-même (r_β).

- **Composantes de l'effort de coupe :**

L'effort de coupe peut être exprimé dans n'importe quel repère. Toutefois, la complexité de la loi de coupe dépend du choix du repère dans lequel elle est exprimée : il est plus simple de séparer les influences des différents paramètres si le repère est judicieusement choisi. Le référentiel lié à la face de coupe ($\vec{g}, \vec{n}, \vec{a}$) permet de bien séparer la composante normale due à la pression exercée par le copeau sur la face de coupe et la composante tangentielle liée au frottement lors du déplacement du copeau sur la face de coupe. La relation de coupe sera donc exprimée dans ce repère lié à la face de coupe de l'outil grâce à :

- la composante normale à la face de coupe F_n ;
- la composante tangentielle à la face de coupe F_f ;
- la direction d'écoulement du copeau caractérisée par l'angle λ_e .

- **Loi de coupe oblique :**

Une loi de coupe oblique doit prendre en compte le cas particulier de la coupe orthogonale. Il est connu que l'influence de l'épaisseur de coupe sur l'effort de coupe est non-linéaire pour ses faibles valeurs et est quasi-linéaire pour ses fortes valeurs. Une des meilleures formes représentative est la suivante :

$$F_n = (K_{n0} + K_{n1} \cdot (h - h_0)) \cdot b \text{ pour } h \geq h_0 \quad (\text{I.16})$$

une évolution linéaire ou parabolique pour $0 \leq h \leq h_0$, où h_0 est la limite entre les deux zones d'évolution. L'angle de coupe intervient dans la loi de coupe par l'intermédiaire d'un terme correctif : $(1 + K_{n\gamma} \cdot \gamma)$. La composante F_f est exprimée à partir de la partie linéaire de l'expression de la composante normale et du coefficient de frottement C_f .

$$\begin{aligned} F_f &= C_f(F_n - F_{n0}) + F_{f0} \\ &= K_{f0} \cdot b + C_f \cdot K_{n1} \cdot (h - h_0) \cdot b \cdot (1 + K_{n\gamma} \cdot \gamma) \end{aligned} \quad (\text{I.17})$$

$$\text{Avec } F_{n0} = K_{n0} \cdot b \text{ et } F_{f0} = K_{f0} \cdot b$$

La mise en place du modèle oblige à utiliser une méthode d'identification, car le calcul direct est impossible si des équations linéaires ne peuvent être considérées. Ceci explique pourquoi une méthode directe est utilisée afin d'isoler un segment d'arête et retrouver les mêmes conditions sur toute sa longueur. Pour déterminer les coefficients d'efforts de coupe, et ainsi l'expression de la loi de coupe, une série d'essais a été menée.

I.7.4. Procédure expérimentale des essais préliminaires :

L'objectif est de déterminer une loi de coupe utilisable avec n'importe quelle fraise de la même «famille» que les outils testés (même matériau, même préparation d'arête, . . .) ; même si, par exemple, l'angle d'hélice varie le long de l'arête. Le but de ces essais est de se placer dans des conditions plus simples d'exploitation que pour des essais de fraisage, afin d'étudier séparément les influences des angles de coupe et d'hélice, puis de les intégrer dans la loi de coupe. De plus, pour des raisons économiques, le nombre de fraises à fabriquer a été minimisé. Le matériau usiné choisi est un acier à moules et matrices X 38 CrMoV 5 (AISI H11) durci à 43 HRc. Les outils testés sont des fraises carbure monobloc à denture droite, avec 2 dents, de diamètre 20 mm, sans préparation d'arête, chacune avec un angle de coupe différent. Les essais ont été réalisés sur une fraiseuse 5 axes GAMBIN 120 CR et sur un centre d'usinage DMG (DMC 65 V).

Les conditions de coupe (**Tableau. I.1**) ont été choisies après avoir effectué la première partie de la méthodologie du COM, qui permet de définir les meilleures conditions de coupe en termes de coefficients spécifiques de coupe et de stabilité et la zone obtenue pour la vitesse de coupe est : $90 \leq V_c \leq 150 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$.

La configuration d'essais est comparable à du tournage (**Figure I.20**). L'outil est fixé sur la platine dynamométrique et la pièce est entraînée en rotation grâce au mouvement de broche. Étant donné que les fraises sont à denture droite, le repère (tangential, radial, axial) correspond au repère fixe $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ lié au dynamomètre. Les composantes tangentielle (F_x), radiale (F_z) et axiale (F_y) de l'effort de coupe (dans le référentiel lié à l'outil) sont mesurées pendant l'usinage (pendant au moins dix tours). Afin de créer de l'obliquité et d'introduire un angle d'hélice sur une fraise à denture droite (cas de la **Figure I.20b**), l'outil a été déplacé radialement par rapport au tube. Par suite, un angle d'obliquité apparaît entre le vecteur vitesse V_c et l'arête de coupe.

I.7.5. Résultats expérimentaux :

Toutes les données expérimentales ont été traitées grâce à un logiciel d'acquisition. Étant donné que les configurations d'essais étaient des configurations de tournage, les résultats présentés sont des valeurs moyennes des signaux.

Tableau. I.1: Conditions expérimentales pour les deux séries d'essais, [4]

Conditions expérimentales	Influence de l'angle de coupe	Influence de l'angle d'hélice
Forme de la pièce	disque	tube
Diamètre extérieur (mm)	140	70
V_c ($m \cdot min^{-1}$)	110	127
f ($m \cdot dent^{-1}$)	0,01 à 0,2	0,1
λ_s ($^\circ$)	0	0, 10, 20, 30, 40, 50, 60
γ ($^\circ$)	-4, 0, 4, 8, 12, 16, 20	8, 12, 16

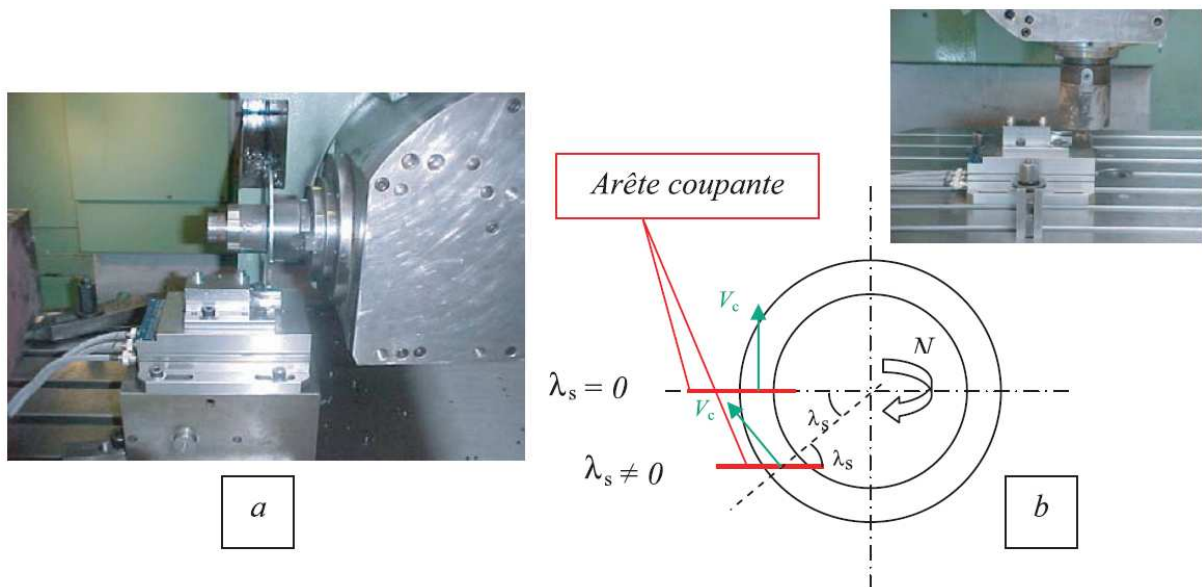


Figure I.20 : Configuration expérimentale pour étudier l'influence de l'angle de coupe (a) et de l'angle d'hélice (b).

I.7.6. Influence de l'angle de coupe :

La (**Figure I.21**) montre l'influence de l'angle de coupe et de l'épaisseur de coupe sur les composantes F_n et F_g de l'effort de coupe s'appliquant sur l'outil. Sur les fraises à denture droite, les composantes de l'effort de coupe dans le repère lié à la face de coupe sont obtenues à partir des composantes mesurées F_x, F_y, F_z :

De plus, la composante axiale est nulle et $F_g = F_f$.

$$\begin{aligned} F_g &= \cos(\gamma) \cdot F_x - \sin(\gamma) \cdot F_y \\ F_n &= \cos(\gamma) \cdot F_y + \sin(\gamma) \cdot F_x \\ F_a &= F_z \end{aligned} \quad (\text{I.18})$$

Premièrement, on peut noter que lorsque l'angle de coupe augmente, les composantes de l'effort diminuent. Une autre représentation de l'influence de l'angle de coupe et de l'épaisseur de coupe, ainsi que le modèle associé est donnée sur la (**Figure I.22**). Ces figures montrent une évolution linéaire des efforts en fonction de l'angle de coupe et de l'épaisseur de coupe. Voici les lois de coupe du modèle de la (**Figure I.22**) :

$$F_n = (K_{n0} + K_{n1} \cdot (h - h_0)) \cdot b = (71 + 2298 \cdot (h - 0,01)) \cdot b \quad (\text{I.19})$$

$$\begin{aligned} F_g &= (K_{f0} + K_f \cdot (h - h_0)) \cdot b \cdot (1 + K_{n\gamma} \cdot \gamma) \\ &= (79,5 + 2516 \cdot (h - 0,01)) \cdot b \cdot (1 - 0,029 \cdot \gamma) \end{aligned} \quad (\text{I.20})$$

Les essais ont montré que la dispersion est plus importante pour les efforts de frottement que pour l'effort normal, ce qui pourrait être dû au fait que l'effort F_f est beaucoup plus sensible à la dégradation d'arête qui se produit pour de fortes avances que F_n , (**Figure I.22**). Cela semble cohérent dans le contexte de l'usinage de matériaux durs et principalement en finition.

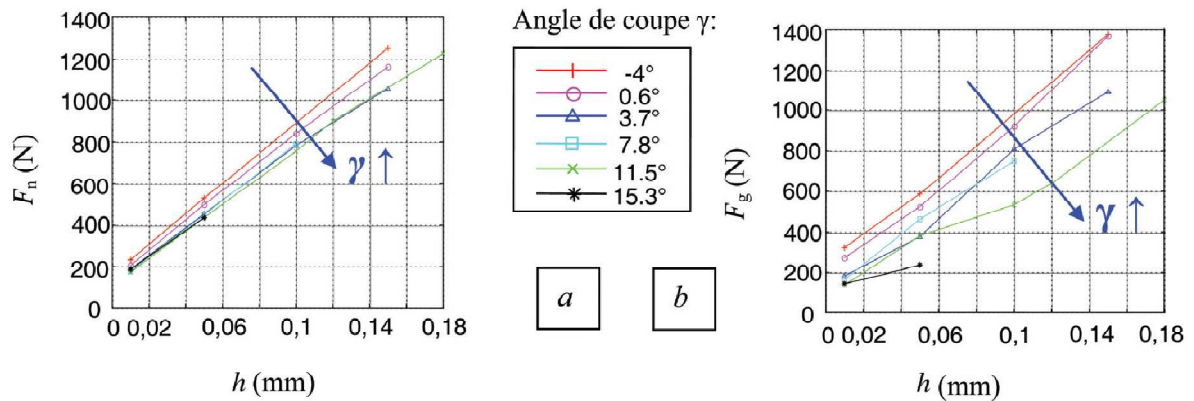


Figure I.21 : Influence de l'épaisseur de coupe et de l'angle de coupe sur les composantes (a) F_n et (b) F_g , [4]

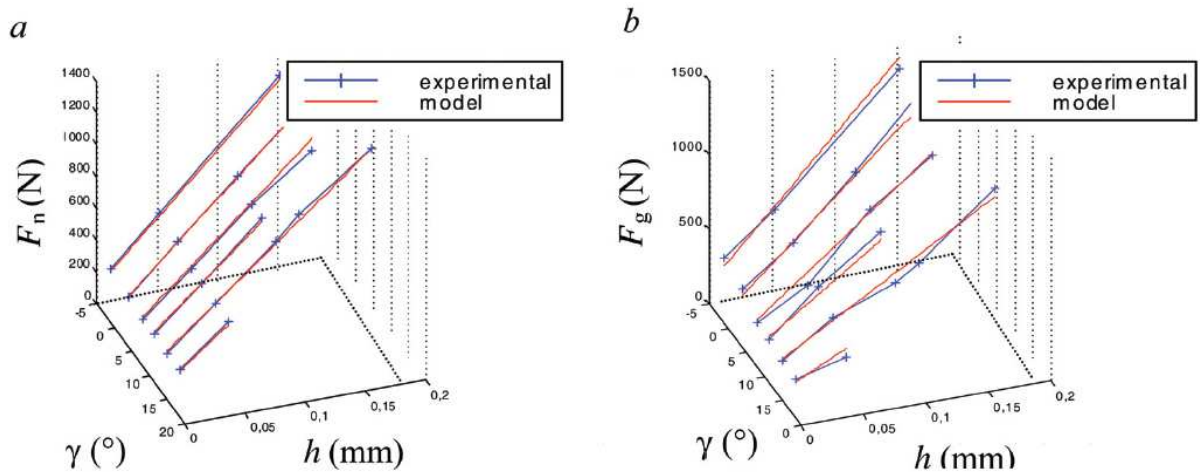


Figure I.22 : Influence de l'épaisseur de coupe et de l'angle de coupe sur les composantes (a) normale et (b) de frottement et le modèle associé, [4]

I.7.7. Influence de l'angle d'hélice :

La (Figure 1.23) représente l'influence de l'angle d'hélice et de l'angle de coupe sur les composantes de l'effort appliqué sur l'outil pendant l'usinage. Elles sont exprimées dans le repère lié à la face de coupe, qui est plus adéquat pour la détermination de la forme de la loi de coupe recherchée. Il semble qu'il y ait une plage optimale de variation de l'angle d'hélice.

A partir de l'évolution des efforts lors de ces deux séries d'essais préliminaires, la forme de la loi de coupe qui sera ensuite appliquée en fraisage peut être déterminée. Et un modèle a été établi. Les variables utilisées sont : l'épaisseur de coupe h , la largeur de coupe b et

l'obliquité λ_s . L'angle de coupe γ est utilisé implicitement dans la détermination de l'angle λ_n . Le modèle possède huit coefficients : $K_{n\lambda_s}, K_{n_0}, K_n, K_{cf}, K_{cf_0}, K_{cf\lambda_s}, K_{f_0}$.

- Calcul de l'angle d'écoulement du copeau $\lambda_e = K_{\lambda_s} \cdot \lambda_s$:
- Calcul de la composante normale F_n : $F_n = -(K_{n_0} + K_n \cdot (1 + |\lambda_s|^{K_n \lambda_s}) \cdot h) \cdot b$,
- Evaluation du coefficient de frottement : $C_f = (K_{cf_0} + K_{cf} \cdot h) \cdot (1 + K_{cf} \lambda_s \cdot \lambda_s)$,
- Calcul de la composante F_f à partir de C_f et de la partie linéaire de F_n : $F_f = (K_n \cdot (1 + |\lambda_s|^{K_n \lambda_s}) \cdot h \cdot C_f + K_{cf_0}) \cdot b$
- Projections sur les directions \vec{g} et \vec{a} :

$$\begin{cases} \lambda_n = \arctan(\sin(\gamma)) \cdot \tan \lambda_s \\ F_g = F_f \cos(\lambda_n + \lambda_e) \\ F_a = F_f \sin(\lambda_n + \lambda_e) \end{cases}$$

La non-linéarité de l'évolution de la composante F_n en fonction de l'angle d'hélice λ_s est prise en compte par le coefficient $K_{n\lambda_s}$. Le produit $(h \cdot C_f)$ introduit l'épaisseur de coupe au 2^{ème} degré dans l'expression de F_f , par l'intermédiaire du coefficient : $K_{cf} \cdot (1 + K_{cf\lambda_s} \cdot \lambda_s) \cdot K_n \cdot (1 + |\lambda_s|^{K_n \lambda_s})$.

Le signe négatif de K_{cf} rend compte de la courbure vers le bas de la courbe de F_f .

Ainsi, les expressions des composantes ont été déterminées. Et la forme de la loi de coupe a pu être mise en place.

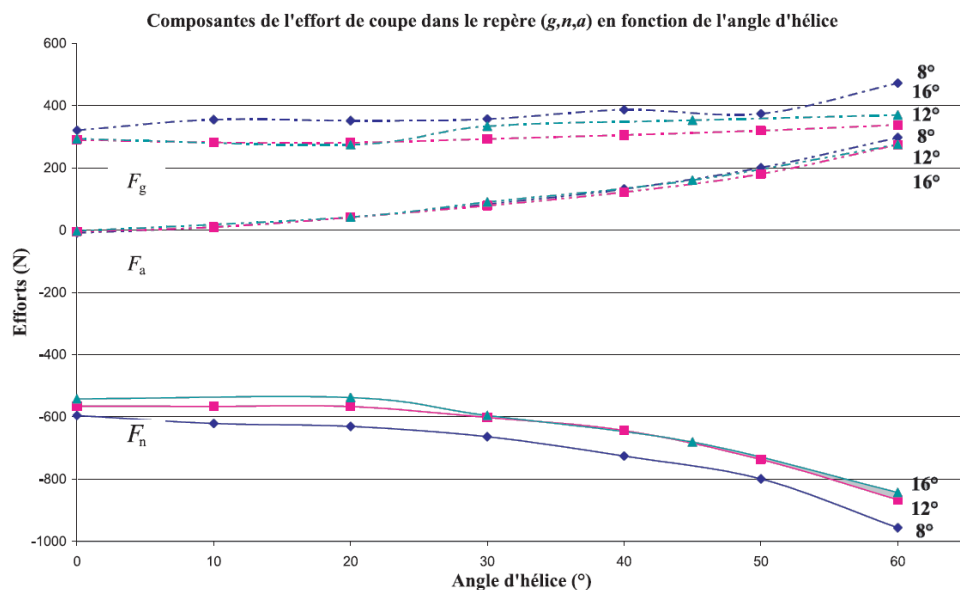


Figure I.23 : Influence de l'angle d'hélice sur les composantes d'effort de coupe dans le repère $(\vec{g}, \vec{n}, \vec{a})$ pour plusieurs angles de coupe, [4]

I.7.8. Validation expérimentale, [4] :

L'étape suivante consiste en la vérification de l'application de la loi de coupe ainsi déterminée dans des conditions réelles de fraisage. Des essais ont été menés en fraisage mixte et en rainurage dans de l'acier X 38 CrMoV 5 (AISI H11) durci à 43 HRc avec différentes fraises, sur le centre d'usinage DMG (DMC 65 V). Pendant l'usinage, les efforts ont été mesurés dans le repère de la pièce lié au dynamomètre, puis ces mesures ont permis d'évaluer les 8 coefficients du modèle établi grâce aux précédents essais. Environ 150 essais ont été réalisés avec différents angles de coupe, angles d'hélice, profondeurs de passe axiale et radiale, en opposition et en avalant. Plusieurs combinaisons des conditions de coupe listées ci-dessous ont été mises en œuvre.

- Angles de coupe γ : $4^\circ-10^\circ$;
- Angles d'hélice λ_s : $0^\circ-20^\circ-40^\circ-60^\circ$;
- Avance $f = 0,1 \text{ mm. dent}^{-1}$;
- Vitesse de rotation $n = 2020 \text{ tr.min}^{-1}$.
- Profondeur de passe axiale a_p : $0,5-1-2-4-6-8 \text{ mm}$ avec un engagement radial ($a_e = 4 \text{ mm}$);
- Profondeur de passe axiale a_p : $0,5-1-2-3 \text{ mm}$ en rainurage ($a_e = 20 \text{ mm}$).

La (**Figure I.24**) donne un exemple de résultats pour $a_p = 8 \text{ mm}$, $a_e = 4 \text{ mm}$, $f = 0,1 \text{ mm. dent}^{-1}$, $\gamma = 4^\circ$ et $\lambda_s = 20^\circ-40^\circ-60^\circ$. Les essais ont été conduits avec 3 outils différents. La bonne adéquation entre le modèle et les efforts mesurés (**Figure I.24**) montre que le modèle est compatible avec 3 fraises différentes, d'angles d'hélice différents. Ces essais ont permis de déterminer les coefficients du modèle. Dans ce cas, l'effort de coupe peut être exprimé comme suit :

$$\lambda_e = 0,51. \lambda_s$$

$$F_n = -(18 + 1920. (1 + |\lambda_s|^{1,38}). h). b$$

$$C_f = (0,55 - 2,64. h). (1 + 0.0059. \lambda_s)$$

$$F_n = (1920. (1 + |\lambda_s|^{1,38}). h. C_f + 22,48). b$$

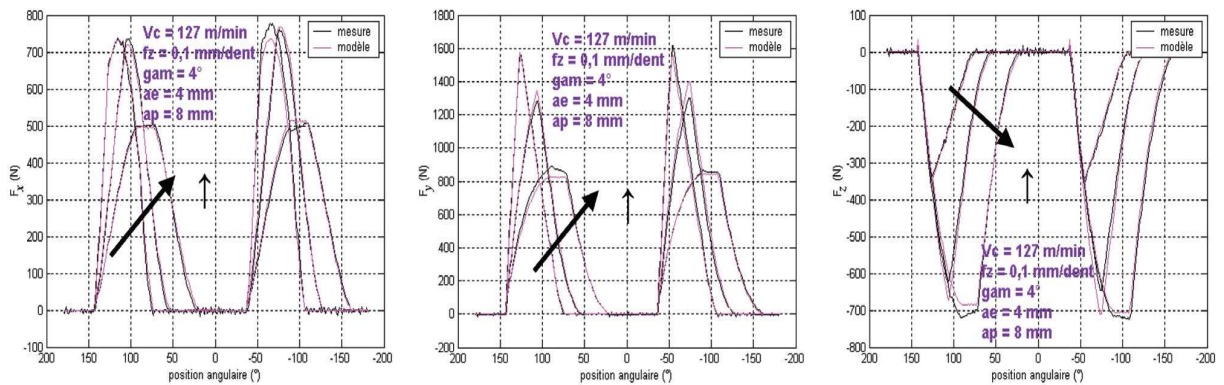


Figure 1.24 : Comparaison entre les efforts mesurés et les efforts modélisés dans le repère $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$, [4]

En complément, dans le cas des essais de fraisage, un terme linéaire en fonction de l'épaisseur de coupe a été ajouté, afin de tenir compte de l'action des arêtes frontales de la fraise et non seulement des arêtes hélicoïdales périphériques.

Les résultats présentés sont ceux correspondants aux conditions décrites précédemment. Toutefois, la même corrélation entre le modèle et les mesures a pu être constatée dans d'autres conditions, y compris en rainurage.

Plusieurs tendances ont également pu être dégagées suite à ces essais :

- Si l'avance par dent f augmente, toutes les composantes de l'effort augmentent, ce qui s'explique par l'accroissement de la section coupée ($b * h$) ;
- Si la profondeur de passe a_p augmente, toutes les composantes de l'effort augmentent, ce qui est logique puisque plus d'éléments issus de la segmentation de la fraise sont mis en jeu dans le calcul des efforts. Cette augmentation est d'ailleurs proportionnelle à l'accroissement de la profondeur de passe axiale a_p ;
- Ces essais ont également permis de confirmer que, dans la zone de fonctionnement choisie, la vitesse de coupe V_c n'a pas d'influence sur les efforts ; d'où sa non-prise en compte dans la loi de coupe ;
- Le mode de fraisage ne semble pas avoir d'influence sur la composante axiale des efforts. Par contre, les deux autres composantes ($F_x =$ suivant la direction d'avance et $F_y =$ orthogonale à la direction d'avance et à l'axe de l'outil) varient en sens opposé suivant le mode de fraisage adopté ;

■ Enfin, si l'angle d'hélice s'accroît, la composante axiale F_z augmente mais F_x et F_y diminuent. Ceci provient vraisemblablement du changement d'orientation de l'effort résultant dans l'espace et par conséquent des projections sur les trois directions du repère.

I.8. Conclusion :

C'est dans le but de mieux comprendre l'évolution de l'effort de coupe en fonction de la trajectoire de l'outil, que : AMMAR, BOUAZIZ et ZGHAL [3] ont étudié l'évolution de l'effort de coupe pour le cas d'usinage d'une poche rectangulaire en adaptant une stratégie d'usinage en zigzag.

L'objectif de l'étude effectuée par Bissey, Poulachon et François [4] est la prédiction de l'influence des angles de coupe et d'hélice sur les variations d'efforts de coupe, et de les intégrer dans une loi de coupe. Des essais ont été menés sur une pièce d'acier à moules X38 CrMoV 5 (AISI H11), avec des fraises en carbure monobloc d'angles de coupe différents et à denture droite.

A la lumière des études publiées récemment, nous allons établir un modèle mathématique théorique pour étudier l'influence des paramètres de coupe et la géométrie de la fraise sur l'effort de coupe. L'objectif final est de développer un programme de simulation sous *SIMULINK* de *Matlab*, pour calculer l'effort de coupe pour chaque position de l'outil et à chaque instant.

Chapitre II

Modélisation de la force de coupe dans le fraisage périphérique (ou de profil)

II.1. Introduction :

Les opérations du fraisage périphérique (ou de profil) sont largement répandues dans l'industrie automobile : fabrication des éléments du moteur, dans l'industrie aéronautique : usinage des parois minces,...etc. Ces dernières années, en raison de la nécessité d'améliorer l'exactitude dimensionnelle des pièces, il y a une poussée pour la réduction des erreurs d'usinage généralement produites dans le processus du fraisage périphérique. Les erreurs du processus proviennent par un certain nombre de sources, telles que : les oscillations d'outil, les oscillations de la pièce, l'usure d'outil, le frottement et le broutement.

Un modèle précis de la force de coupe est nécessaire pour la prévision précise de l'oscillation de l'outil et de la pièce pour le fraisage périphérique. Plusieurs modèles basés sur des méthodes théoriques et des essais expérimentaux ont été développés pour prévoir les forces de coupe.

II.2. Modélisation de la force de coupe oblique :

La coupe est dite oblique lorsque l'arête de l'outil n'est plus perpendiculaire à la direction de coupe qui est définie par la vitesse de coupe V_c , **Figure II.1**.

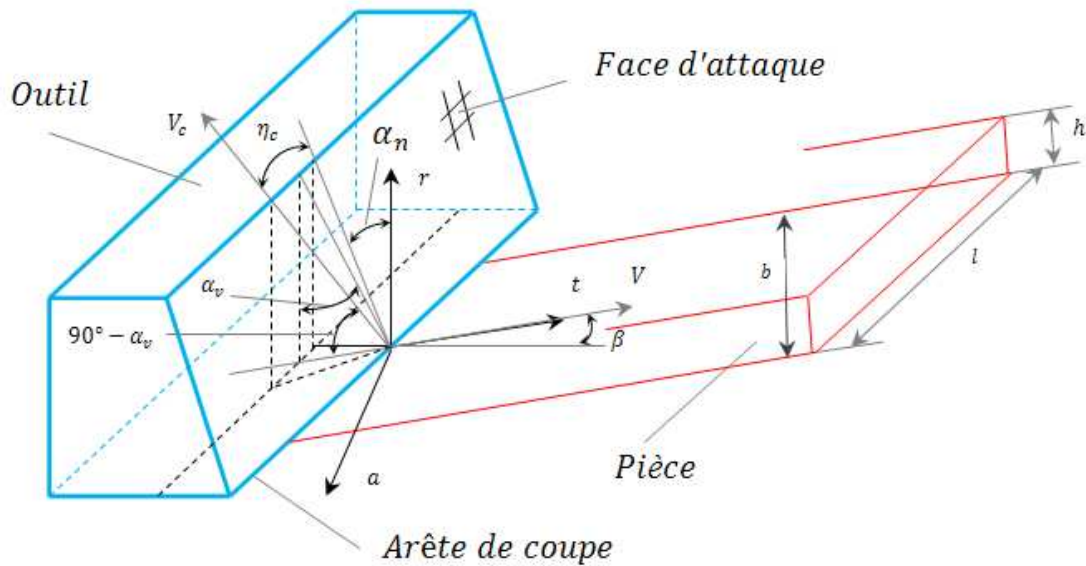


Figure II.1 : Représentation de la coupe oblique, [1]

α_n : Angle de coupe normale.

V_c : vitesse de coupe.

η_c : Angle d'écoulement.

α_v : vitesse de coupe angulaire.

β : Angle d'hélice.

b : Profondeur de coupe radiale.

l : Longueur de coupe.

h : Epaisseur de coupe instantanée.

II.3. La relation entre les angles de coupe (attaque) et l'angle d'hélice [6] :

Pour définir les angles de coupe radial α_r et normal α_n , on trace le plan P_s (plan perpendiculaire à e_p dans les coordonnées cylindriques), et on définit deux plans : P_n (plan normal à l'arête), et P_{rad} (plan radial d'angle de coupe α_r), (**Figure II.2 et Figure II.3**).

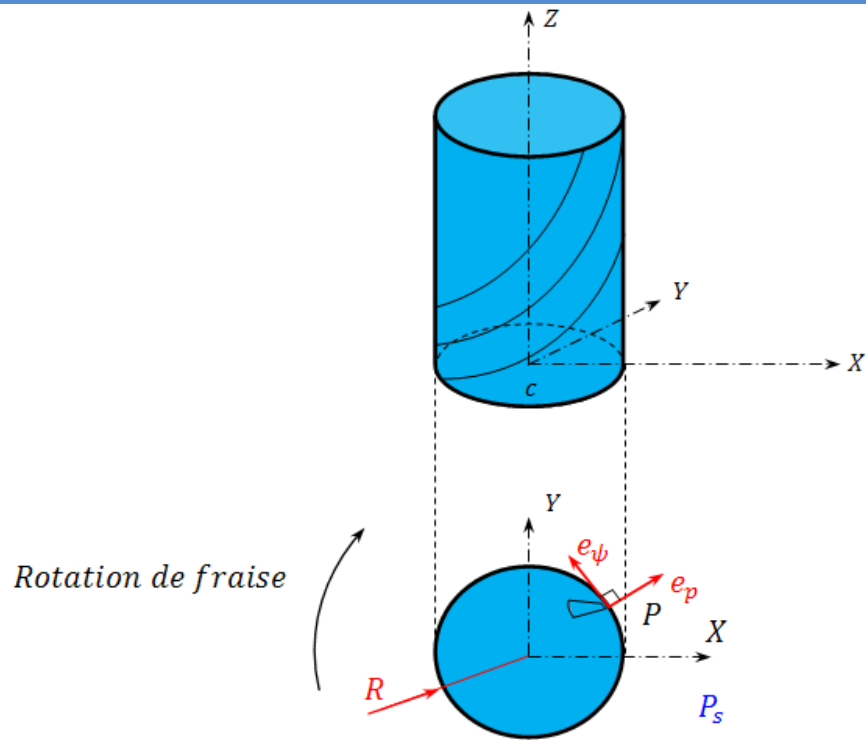


Figure II.2 : Repère locaux de la fraise cylindrique, [6]

$R(X, Y, Z)$: repère cartésien

$R(e_p, e_\psi, e_z)$: repère cylindrique

P : est le point courant de l'hélice

P_s : plan perpendiculaire à e_p

R : rayon de la fraise

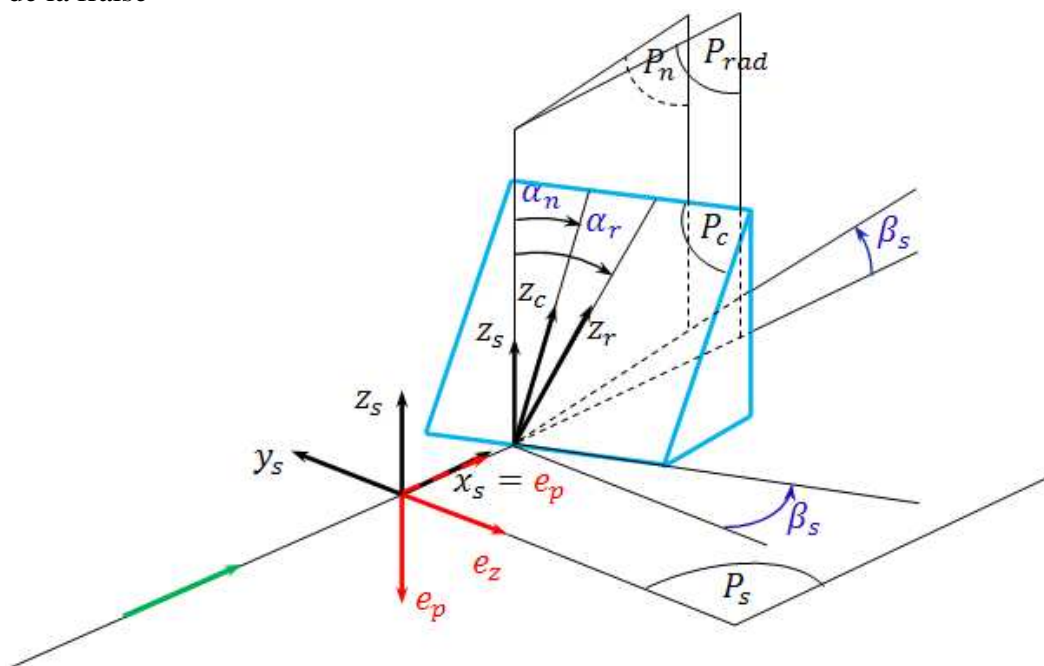


Figure II.3 : Présentation des différents systèmes de coordonnées, [6]

D'après la **Figure II.3** on définit quatre plans :

■ P_s : plan tangent à l'arête et contenant la vitesse de coupe. La base associée à ce plan est (x_s, y_s, z_s) , avec x_s et y_s appartenant à P_s et 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 y_s tel que $(y_s, y_n) = \beta_s$: angle de l'inclinaison d'arête et lorsque $\beta_s = 0$ la coupe est dite orthogonale.

■ P_n : plan normal à l'arête et la base associée est (x_n, y_n, z_n) , avec x_n, z_n appartenant à P_n et y_n est perpendiculaire à P_n , $(x_s, x_n) = \beta_s$ et $z_n = z_s$.

■ P_c : plan de coupe défini par les vecteurs unitaires y_c, z_c tels que : $y_c = y_n$ direction de l'arête, $(z_s, z_c) = \alpha_n$ angle de coupe normal.

x_c complète la base associée au plan de coupe P_c et x_c est perpendiculaire au plan de coupe P_c tel que : $(x_n, x_c) = \alpha_n$.

■ P_{rad} : plan radial est défini par les vecteurs X_s et Z_s . Ce plan coupe le plan de coupe P_c suivant la direction z_r , tel que : $(z_s, z_r) = \alpha_r$.

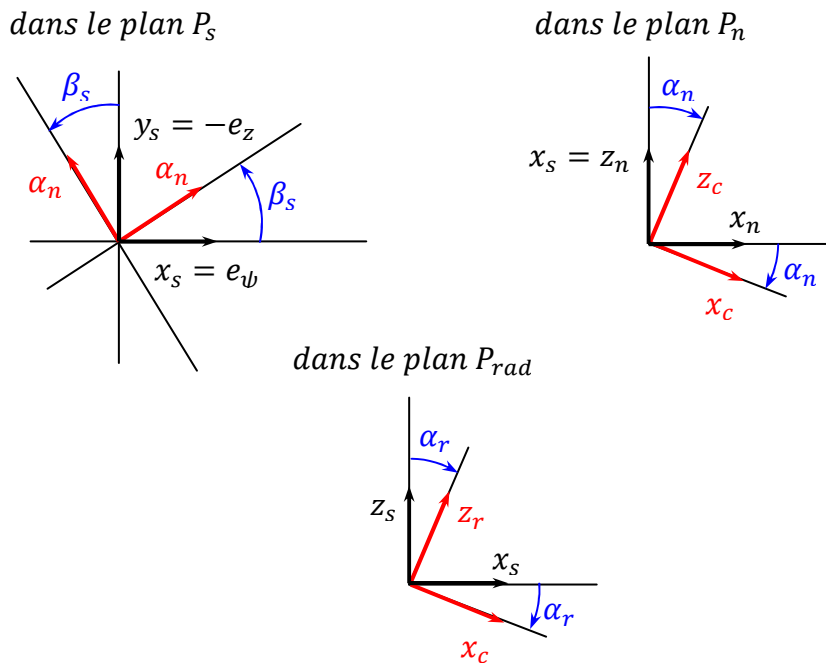


Figure II.4 : Projection des axes, [6]

D'après la **Figure II.4** on a :

$$z_r = \sin\alpha_r \cdot x_s + \cos\alpha_r \cdot z_s \quad (\text{II.1})$$

$$x_r = \cos\beta_s \cdot x_n - \sin\beta_s \cdot y_n \quad (\text{II.2})$$

$$z_r = \sin\alpha_r \cdot \cos\beta_s \cdot x_n - \sin\alpha_r \cdot \sin\beta_s \cdot y_n + \cos\alpha_r \cdot z_s \quad (\text{II.3})$$

La projection de z_r dans le plan normal (**Figure II.3**) donne la direction du vecteur unitaire z_n .

D'après la **Figure II.4** et l'équation (II.3), on trouve la relation entre les angles de coupe (α_r) et (α_n) :

$$\begin{aligned} \tan \alpha_n &= \frac{\sin \alpha_r \cos \beta_s}{\cos \alpha_r} \\ \tan \alpha_r &= \frac{\tan \alpha_n}{\cos \beta_s} \end{aligned} \quad (\text{II.4})$$

D'après la **Figure II.5**, on peut tirer les remarques suivantes :

- Lorsque l'angle d'hélice augmente, l'angle de coupe normal (α_n) (qui est toujours inférieur à l'angle de coupe orthogonal (α_r)) diminue.
- Les différences entre les angles normaux et les angles orthogonaux sont faibles pour des valeurs d'angle d'hélice qui sont inférieures à 30°.

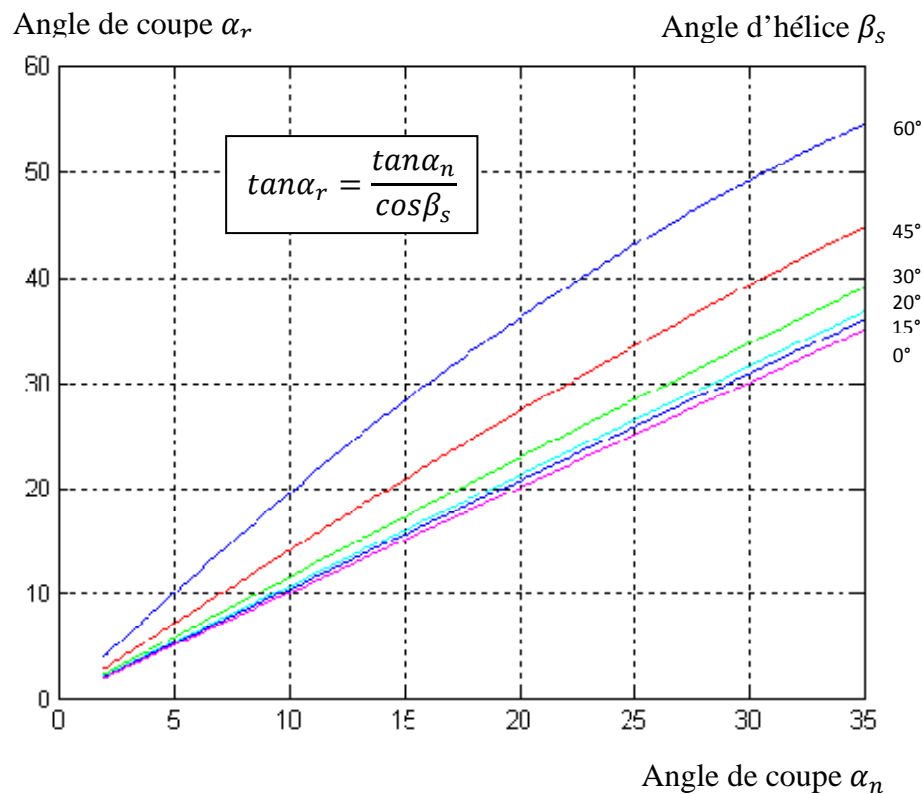


Figure II.5 : Relation entre α_r , α_n et β_s , [6]

L'angle effectif d'attaque a une influence sur la force de coupe et il est déterminé par la relation :

$$\sin \alpha_e = \sin \beta \cdot \sin \eta_c + \sin \eta_c \cdot \cos \beta \cdot \sin \alpha_n \quad (\text{II.5})$$

L'angle d'écoulement peut être obtenu directement par l'expression suivante :

$$\cos \eta_c = \frac{b_c}{b} \cdot \cos \beta \quad (\text{II.6})$$

Quand l'angle d'attaque normal (α_n) est égal ou il est plus grand que 8° ; l'angle d'écoulement (η_c) peut être approximativement égal à l'angle d'hélice (β) et donc l'équation (II.5) sera simplifiée sous la forme :

$$\sin\alpha_e = \sin^2\beta + \cos^2\beta \cdot \sin\alpha_n \quad (\text{II.7})$$

Pour la coupe orthogonale ($\beta = 0$), les composantes de la force de coupe F_P et F_Q deviennent :

$$F_P = u \cdot b \cdot h \quad (\text{II.8})$$

$$F_Q = c \cdot F_P \quad (\text{II.9})$$

Le rapport c est généralement proche de 0.5, (u) est l'énergie totale par unité de volume qui dépend : du matériau de la pièce, de l'angle d'attaque effectif (α_e) et de l'épaisseur instantanée du copeau (h). L'énergie (u) varie avec l'épaisseur instantanée du copeau d'après la relation suivante :

$$u \simeq \frac{1}{h^{0.2}} \quad (\text{II.10})$$

Ce rapport inverse est connu sous le nom "l'effet de taille".

L'équation (II.8) nous permet d'écrire :

$$F_P = uA_v \quad (\text{II.11})$$

où : $A_v = b \cdot h = l \cdot h \cdot \cos\beta$ et A_v est la section de l'épaisseur de coupe perpendiculaire à la vitesse de coupe.

II.4. Mise en équation :

Le repère local (t, r, a) lié à la dent i **Figure II.6 (b)** est donné par :

$$\begin{cases} t = [\sin(\varphi_i) & -\cos(\varphi_i) & 0] \\ r = [\cos(\varphi_i) & \sin(\varphi_i) & 0] \\ a = [0 & 0 & 1] \end{cases} \quad (\text{II.12})$$

avec (φ_i) qui est exprimée par :

$$\varphi_i = \varphi + \theta + (i - 1) \frac{2\pi}{m} \text{ où } (1 \leq i \leq m, 0 \leq \varphi \leq \psi) \quad (\text{II.13})$$

où φ_i : est la position angulaire de la $i^{\text{ème}}$ dent.

$$\theta = -\omega t$$

θ : est la rotation angulaire de l'outil.

φ : Angle retard de l'hélice.

t : Temps.

ω : Vitesse angulaire de la broche.

$$\psi = \frac{b_a \tan \beta}{R}$$

ψ : Angle d'immersion axial d'une dent dans la profondeur axiale b_a .

R : Rayon de l'outil.

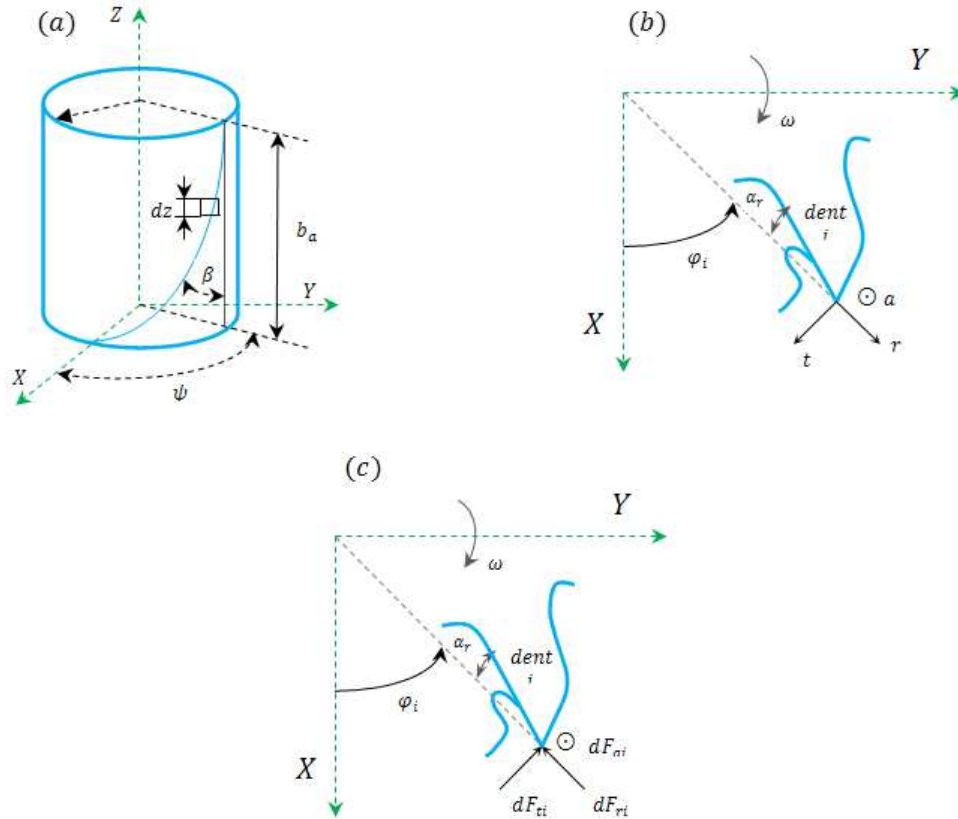


Figure II.6 : Modélisation des efforts de coupe : (a) la géométrie hélicoïdale de l'arête ; (b) repère local lié à la dent i ; (c) les forces de coupe, [1]

Les composantes F_t et F_r de la force de coupe sont données par :

$$F_t = K_s b h \quad (\text{II.14})$$

$$F_r = c F_t \quad (\text{II.15})$$

Avec :

b : Profondeur de coupe radiale.

h : Epaisseur indéformée du copeau.

c : Rapport de la force de coupe $c \approx 0.5$ d'après [1].

K_s : Coefficient spécifique de la force de coupe.

Les formules (II.14) et (II.15) ont été vérifiées par des essais expérimentaux sur une pièce d'aluminium.

II.5. Modèle de la force de coupe :

Les forces de coupe agissant sur la face d'attaque de l'arête de coupe dépendent de l'épaisseur de coupe.

$$dz = dl \cos \beta \quad (\text{II.16})$$

La section transversale de l'épaisseur de coupe est donnée par la relation :

$$dA_v(\varphi_i) = h_i(\varphi_i) dz = h_i(\varphi_i) dl \cos \beta \quad (\text{II.17})$$

Avec : $dl = \frac{R d\varphi}{\sin \beta}$

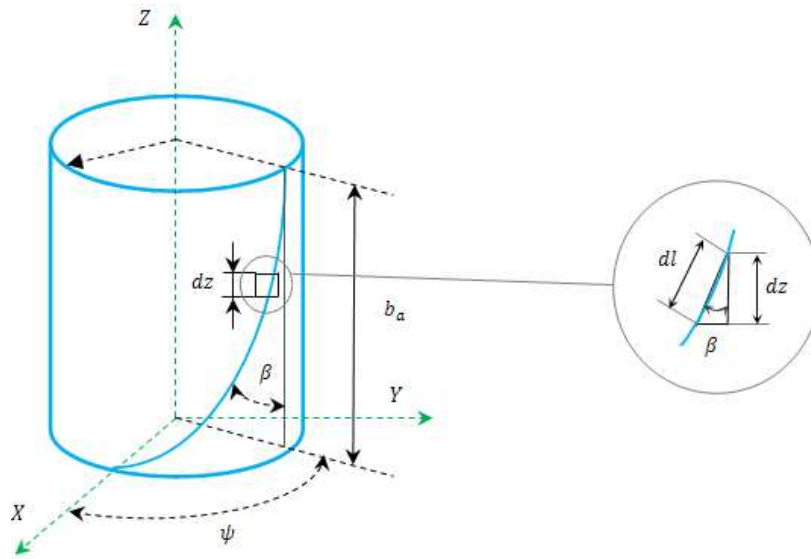


Figure II.7 : Discrétisation de l'outil, [1]

De l'équation (II.11), on obtient la force de coupe tangentielle, d'après la relation entre F_P et F_Q :

$$dF_{ti}(\varphi_i) = K_s \cdot dA_v(\varphi_i) = K_s \cdot h_i(\varphi_i) \cdot R \cdot \cot \beta \cdot d\varphi \quad (\text{II.18})$$

où K_s est le coefficient spécifique de coupe tangentiel.

K_s dépend de : l'effet de taille, l'épaisseur de coupe et l'angle effectif d'attaque, [1]. Il est donné par la relation :

$$K_s = u_0 \left(1 - \frac{\alpha_e - \alpha_{e0}}{100} \right) \left(\frac{h_0}{h_i(\varphi_i)} \right)^{0.2} \quad (\text{II.19})$$

où : (u_0) est l'énergie totale initiale de coupe par unité de volume, (α_e) est l'angle d'attaque effectif, (α_{e0}) est l'angle d'attaque effectif initial et (h_0) est l'épaisseur de coupe initiale.

De la théorie de coupe orthogonale, la force de coupe radiale est donnée par la formule:

$$dF_{ri}(\varphi_i) = c dF_{ti}(\varphi_i) \quad (\text{II.20})$$

où : c est rapport de la force de coupe qui est proche de ≈ 0.5 , [1]. Selon la cinématique du fraisage, l'épaisseur de coupe enlevée par la $i^{\text{ème}}$ dent peut être calculée de la manière suivante :

■ pour le cas du fraisage en avalant, **Figure II. 8(a)**.

$$h_i(\varphi_i) = \begin{cases} f_t \sin(\varphi_i) & \text{si } 0 \leq \varphi_i \leq \Omega \text{ outil dans la matière} \\ 0 & \text{outil hors de la matière} \end{cases} \quad (\text{II.21})$$

■ pour le cas du fraisage en opposition, **Figure II. 8(b)**.

$$h_i(\varphi_i) = \begin{cases} f_t \sin(-\varphi_i) & \text{si } -\Omega \leq \varphi_i \leq 0 \text{ outil dans la matière} \\ 0 & \text{outil hors de la matière} \end{cases} \quad (\text{II.22})$$

où : Ω est l'angle d'immersion radial de l'outil de coupe dans la direction de la profondeur radiale, qui est exprimée par :

$$\varphi_{eng} = \Omega = \arccos\left(1 - \frac{b}{R}\right) \quad (\text{II.23})$$

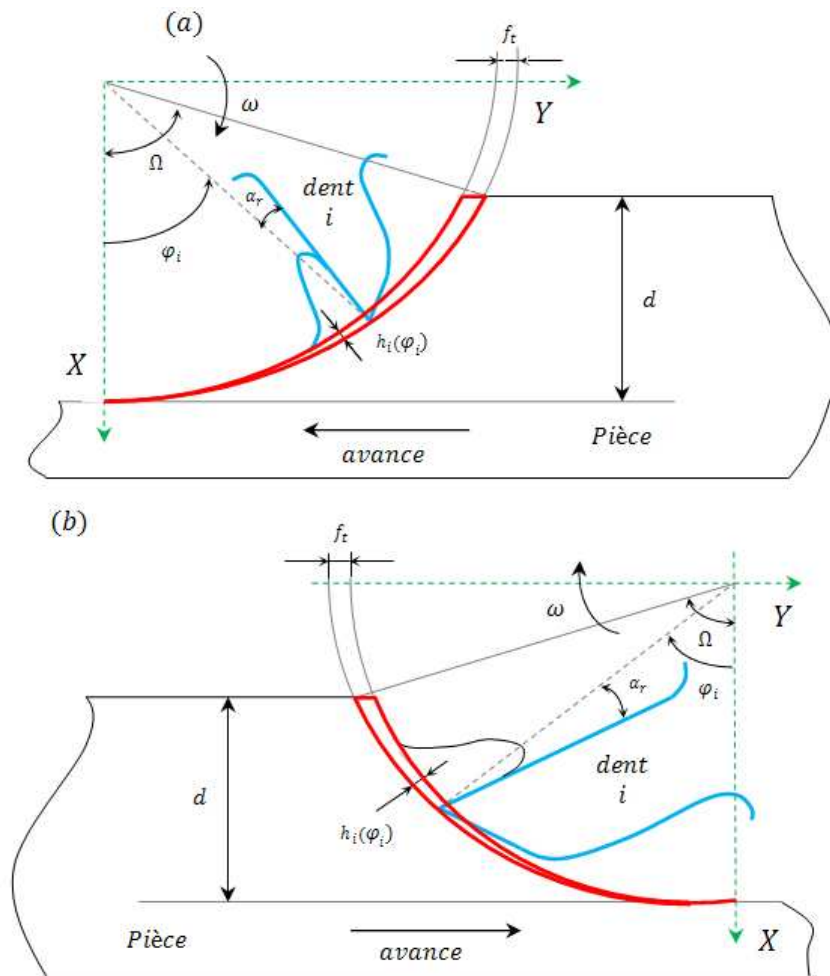


Figure II.8 : Type de fraisage périphérique : (a) en avalant ; (b) en opposition

Selon les axes X, Y, les relations (II.18) et (II.20) par projection seront transformées alors de la façon suivante :

$$\begin{cases} dF_{tix}(\varphi_i) = -K_s h_i(\varphi_i) R \cot \beta \sin \varphi_i d\varphi \\ dF_{tiy}(\varphi_i) = K_s h_i(\varphi_i) R \cot \beta \cos \varphi_i d\varphi \end{cases} \quad (\text{II.24})$$

$$\begin{cases} dF_{rix}(\varphi_i) = -c K_s h_i(\varphi_i) R \cot \beta \cos \varphi_i d\varphi \\ dF_{riy}(\varphi_i) = -c K_s h_i(\varphi_i) R \cot \beta \sin \varphi_i d\varphi \end{cases} \quad (\text{II.25})$$

La somme de ces deux équations donne les forces différentielles selon les axes X et Y comme suit :

$$\begin{cases} dF_{ix}(\varphi_i) = -K_s h_i(\varphi_i) R \cot \beta (\sin \varphi_i + c \cos \varphi_i) d\varphi \\ dF_{iy}(\varphi_i) = K_s h_i(\varphi_i) R \cot \beta (\cos \varphi_i - c \sin \varphi_i) d\varphi \end{cases} \quad (\text{II.26})$$

$$\text{En posant : } u' = u_0 \left(1 - \frac{\alpha_e - \alpha_{e0}}{100} \right) \left(\frac{h_0}{f_t} \right)^{0.2} \quad (\text{II.27})$$

Alors le coefficient spécifique de coupe tangentiel donné par la relation (II.19) change selon cette expression :

■ pour le cas du fraisage en avalant :

$$K_s = u' (\sin \varphi_i)^{-0.2} \quad (0 \leq \varphi_i \leq \Omega) \quad (\text{II.28})$$

■ pour le cas du fraisage en opposition :

$$K_s = u' [\sin(-\varphi_i)]^{-0.2} \quad (-\Omega \leq \varphi_i \leq 0) \quad (\text{II.29})$$

En injectant (II.28) puis (II.29), dans la relation (II.26), on trouve :

■ pour le cas du fraisage en avalant :

$$\begin{cases} dF_{ix}(\varphi_i) = -u' h_i(\varphi_i) R \cot \beta (\sin^{0.8} \varphi_i + c \sin^{-0.2} \varphi_i \cos \varphi_i) d\varphi \\ dF_{iy}(\varphi_i) = u' h_i(\varphi_i) R \cot \beta (\sin^{-0.2} \varphi_i \cos \varphi_i - c \sin^{0.8} \varphi_i) d\varphi \end{cases} \quad (\text{II.30})$$

■ pour le cas du fraisage en opposition :

$$\begin{cases} dF_{ix}(\varphi_i) = -u' h_i(\varphi_i) R \cot \beta (\cos \varphi_i \sin^{-0.2}(-\varphi_i) + c \sin^{-0.2}(-\varphi_i) \cos \varphi_i) d\varphi \\ dF_{iy}(\varphi_i) = u' h_i(\varphi_i) R \cot \beta (\sin^{-0.2}(-\varphi_i) \cos \varphi_i - c \sin \varphi_i \sin^{-0.2}(-\varphi_i)) d\varphi \end{cases} \quad (\text{II.31})$$

En injectant (II.28), et en notant que $d\varphi_i = d\varphi$, dans l'équation (II.30) on trouve :

$$\begin{cases} dF_{ix}(\varphi_i) = -u' f_t R \cot \beta (\sin^{1.8} \varphi_i + c \sin^{0.8} \varphi_i \cos \varphi_i) d\varphi_i \\ dF_{iy}(\varphi_i) = u' f_t R \cot \beta (\sin^{0.8} \varphi_i \cos \varphi_i - c \sin^{1.8} \varphi_i) d\varphi_i \end{cases} \quad (\text{II.32})$$

Avec : $\left(\begin{array}{l} \varphi_i = \varphi - \omega t + (i - 1) \frac{2\pi}{m} \\ 0 \leq \varphi_i \leq \Omega \end{array} \right)$ cas du fraisage en avalant.

En injectant (II.29) et en notant que $\sin(-\varphi_i) = -\sin(\varphi_i)$, dans l'équation (II. 31) on trouve :

$$\begin{cases} dF_{ix}(\varphi_i) = u' f_t R \cot \beta (\sin^{1.8}(-\varphi_i) - c \sin^{0.8}(-\varphi_i) \cos \varphi_i) d\varphi_i \\ dF_{iy}(\varphi_i) = u' f_t R \cot \beta (\sin^{0.8}(-\varphi_i) \cos \varphi_i + c \sin^{1.8}(-\varphi_i)) d\varphi_i \end{cases} \quad (\text{II.33})$$

Avec : $\left(\begin{array}{l} \varphi_i = \varphi - \omega t + (i - 1) \frac{2\pi}{m} \\ -\Omega \leq \varphi_i \leq 0 \end{array} \right)$ cas du fraisage en opposition.

On pose $\xi_i = -\varphi_i$, alors $\cos -\varphi_i = \cos \varphi_i$ et $d\xi_i = -d\varphi_i$, qu'on injecte dans l'équation (II.33), alors on trouve :

$$\begin{cases} dF_{ix}(\varphi_i) = -u' f_t R \cot \beta (\sin^{1.8}(\xi_i) - c \sin^{0.8}(\xi_i) \cos \xi_i) d\xi_i \\ dF_{iy}(\varphi_i) = -u' f_t R \cot \beta (\sin^{0.8}(\xi_i) \cos \xi_i + c \sin^{1.8}(\xi_i)) d\xi_i \end{cases} \quad (\text{II.34})$$

Avec : $\left(\begin{array}{l} \xi_i = -\varphi + \omega t - (i - 1) \frac{2\pi}{m} \\ 0 \leq \xi_i \leq \Omega \end{array} \right)$

La force de coupe appliquée sur la dent entier est donné par :

■ pour le cas du fraisage en avalant :

$$\begin{cases} F_{ix} = \int_{\varphi_s}^{\varphi_e} dF_{ix}(\varphi_i) d\varphi_i \\ F_{iy} = \int_{\varphi_s}^{\varphi_e} dF_{iy}(\varphi_i) d\varphi_i \end{cases} \quad \varphi_e \leq \varphi_i \leq \varphi_s \quad (\text{II.35})$$

■ pour le cas du fraisage en opposition :

$$\begin{cases} F_{ix} = \int_{\xi_s}^{\xi_e} dF_{ix}(\varphi_i) d\xi_i \\ F_{iy} = \int_{\xi_s}^{\xi_e} dF_{iy}(\varphi_i) d\xi_i \end{cases} \quad \xi_e \leq \xi_i \leq \xi_s \quad (\text{II.36})$$

Avec φ_e ou ξ_e est la position angulaire au moment où la dent de l'outil entre dans la pièce à usiner et φ_s ou ξ_s est la position angulaire au moment où la dent de l'outil sort de la pièce à usiner.

L'intégrale donne la force de coupe totale apposée sur la dent i .

■ pour le cas du fraisage en avalant :

$$\begin{cases} F_{ix} \approx -u' f_t R \cot \beta (0.5 \varphi_i - 0.25 \sin 2 \varphi_i + 0.5556 c \sin^{1.8} \varphi_i) \Big|_{\varphi_s}^{\varphi_e} \\ F_{iy} \approx u' f_t R \cot \beta (0.5556 \sin^{1.8} \varphi_i - 0.5 \varphi_i + 0.25 c \sin 2 \varphi_i) \Big|_{\varphi_s}^{\varphi_e} \end{cases} \quad (\text{II.37})$$

Parce que $0 \leq \varphi \leq \psi$, $\varphi_i = \varphi - \omega t + (i - 1)(2\pi/m)$ et $0 \leq \varphi_i \leq \Omega$ ce qui donne les valeurs extrêmes de l'angle φ_i

$$\varphi_s = \max \left(0, -\omega t + (i - 1) \frac{2\pi}{m} \right) \quad (\text{II.38})$$

$$\varphi_e = \min \left(\Omega, \psi - \omega t + (i - 1) \frac{2\pi}{m} \right) \quad (\text{II.39})$$

■ pour le cas du fraisage en opposition :

$$\begin{cases} F_{ix} \approx -u' f_t R \cot \beta (0.5 \xi_i - 0.25 \sin 2 \xi_i - 0.5556 c \sin^{1.8} \xi_i) \Big|_{\xi_s}^{\xi_e} \\ F_{iy} \approx -u' f_t R \cot \beta (0.5556 \sin^{1.8} \xi_i + 0.5 \xi_i - 0.25 c \sin 2 \xi_i) \Big|_{\xi_s}^{\xi_e} \end{cases} \quad (\text{II.40})$$

Parce que $0 \leq \varphi \leq \psi$, $\xi_i = -\varphi + \omega t - (i - 1)(2\pi/m)$ et $0 \leq \xi_i \leq \Omega$ ce qui donne les valeurs extrêmes de l'angle ξ_i

$$\xi_s = \max \left(0, -\psi + \omega t - (i - 1) \frac{2\pi}{m} \right) \quad (\text{II.41})$$

$$\xi_e = \min \left(\Omega, \omega t - (i - 1) \frac{2\pi}{m} \right) \quad (\text{II.42})$$

La force totale agissant sur toutes les dents donne la force globale apposée sur l'outil est donnée par la somme suivante :

$$\begin{cases} F_x = \sum_{i=1}^m F_{ix} \\ F_y = \sum_{i=1}^m F_{iy} \end{cases} \quad (\text{II.43})$$

II.6. Conclusion :

Dans ce chapitre on a développé et établi un modèle mathématique prédictif de la force de coupe en fraisage de profil (périphérique). La géométrie d'outil est décomposée en série d'arêtes élémentaires selon l'axe de rotation de la fraise (approche de Kline et DeVor [24], [25]). Ce modèle prévoit exactement la distribution de la force de coupe sur les hélices hélicoïdales de l'outil à chaque moment et à chaque position en fonction des paramètres de coupe. La contribution essentielle de ce modèle est d'expliquer l'influence des paramètres de coupe sur la variation de la force de coupe. La confirmation de ce modèle mathématique et le but du troisième chapitre, où on va étudier l'influence des paramètres de coupe, et considérer

plusieurs configurations d'usinage, pour bien juger la validité du modèle. Pour la simulation du modèle mathématique, on a préféré utiliser le code numérique *SIMULINK* (code de simulation numérique sous *MATLAB*), qui nous permet de programmer le modèle mathématique par un organigramme sous forme des blocs, et chaque bloc effectue une fonction mathématique bien déterminée les résultats de simulation avec le traçage des courbes sont affichés en utilisant un bloc de présentation.

Chapitre III

Utilisation de Simulink pour la simulation de la force de coupe pour le fraisage périphérique

III.1. Introduction :

*Dans ce chapitre on va présenter les diagrammes développés sous **Simulink** pour les composantes de la force de coupe F_x et F_y et aussi les résultats de simulation. On va aussi approuver et valider nos résultats obtenus en les comparants d'une part à l'étude expérimentale effectuée par Yucesan et Altintas et d'autre part aux résultats de simulation de Liu et al. [1]. Finalement, on va étudier l'influence des angles de coupe et d'hélice, l'avance par dent, le rayon de la fraise, la profondeur de passe axiale et radiale et le nombre de dents sur la fraise, sur la force de coupe pour le fraisage de profil (périphérique).*

III.2. Aperçu sur Simulink :

III.2.1 Définition :

Simulink est un logiciel de modélisation des systèmes multi-physique qui a été édité par l'entreprise américaine *The MathWorks* et il est très utilisé dans l'industrie automobile. *Simulink* est une plate-forme de simulation multi-domaines et de modélisation des systèmes dynamiques. Il offre un environnement graphique et un ensemble de bibliothèques contenant des blocs de modélisation qui permettent la conception précise, la simulation, l'implémentation et la vérification de systèmes de communication et de traitement du signal. Simulink est intégré à *MATLAB*, offrant ainsi un accès immédiat aux nombreux outils de développement algorithmique, de visualisation et d'analyse de données de *MATLAB*. Plusieurs éléments de blocs sont disponibles dans la bibliothèque (tels que : fonction de transfert, jonctions de sommation, ...) et aussi les appareils d'entrée virtuels (tels que : générateur des fonctions ...) et les appareils de sortie (tels que : oscilloscope, ...).

III.2.2 Conception avec Simulink :

L'environnement *Simulink* peut modéliser un système, simuler son comportement, décomposer la conception avant son implémentation. Avec *Simulink*, il est possible de créer des diagrammes hiérarchiques de blocs pour la modélisation haut niveau d'un système, de fonder des simulations entières, d'intégrer des composants comme : un signal analogique, des communications numériques ou des logiques de contrôle.

La simulation permet de s'assurer que le système correspond aux spécifications. La simulation est paramétrée de manière à optimiser les performances.

Simulink peut modéliser des données simples ou multicanaux, des composants linéaires ou non. *Simulink* peut simuler des composants numériques, analogiques ou mixtes. Il peut modéliser des sources de signaux et les visualiser.

III.2.3 Lancement de Simulink :

Simulink est démarré sous Matlab en entrant la commande :

```
>> Simulink
```

On peut aussi cliquer sur le bouton Simulink en haut de la fenêtre *MATLAB* comme il est illustré sur la *Figure III.1* :

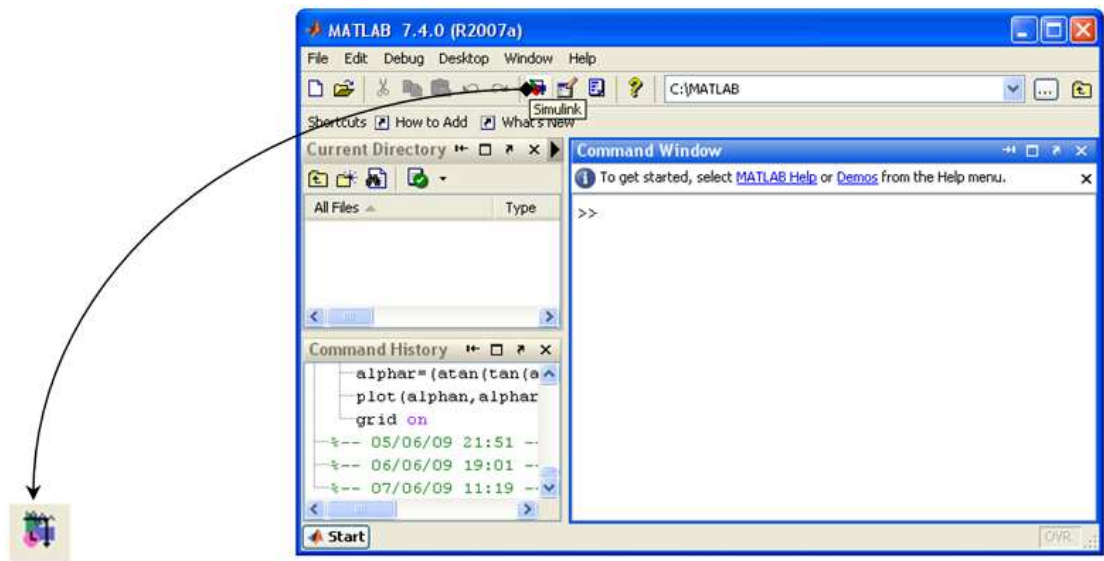


Figure III.1. : Icône de Simulink

Figure III.2. :

La bibliothèque apparaît sur l'écran. Et tous les blocs dont a besoin, pour modéliser nos modèles, se trouvent dans la bibliothèque.

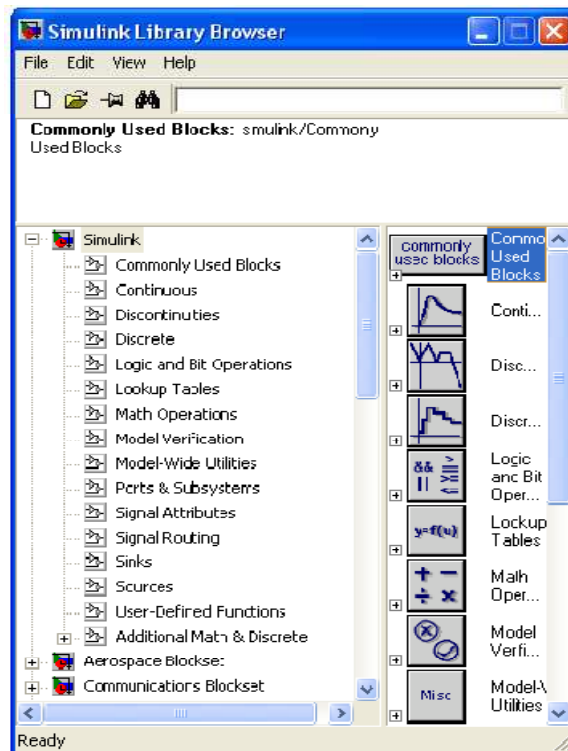


Figure III.3. : La bibliothèque de Simulink

III.3. Les diagrammes développés sous Simulink pour F_x et F_y :

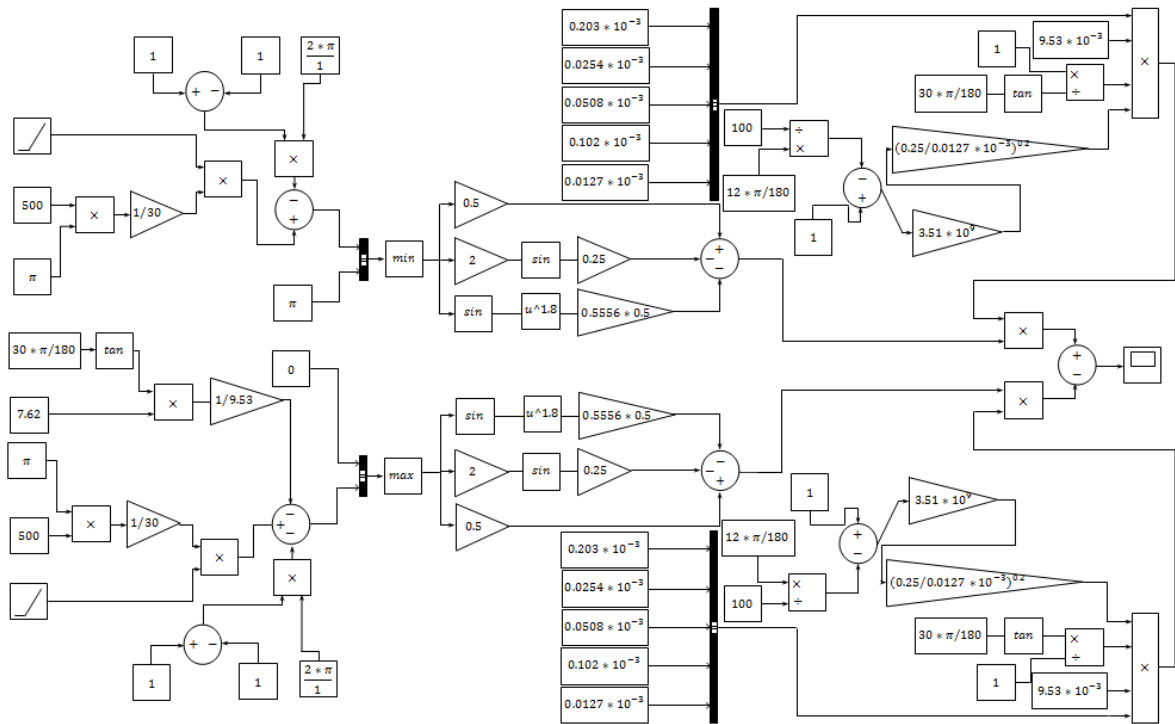


Figure III.4. : Diagramme de simulation de la force de coupe F_x en fraisage de profil ($m=1$)

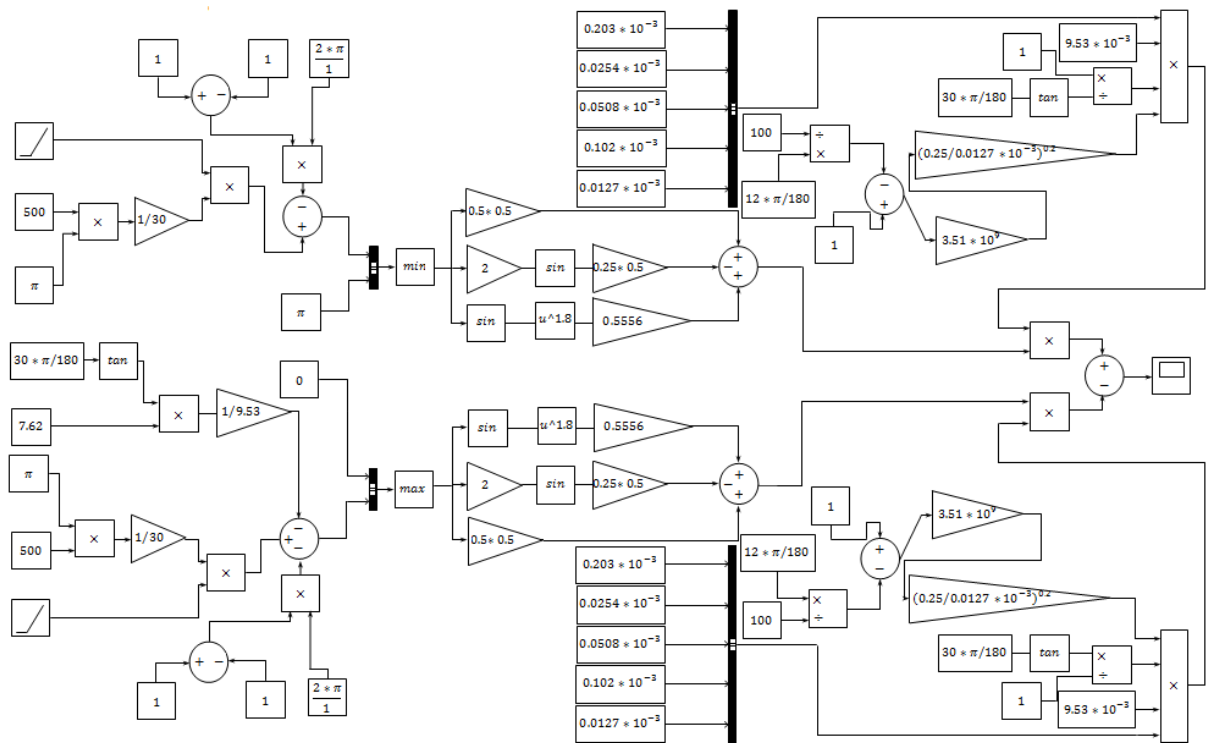


Figure III.5. : Diagramme de simulation de la force de coupe F_y en fraisage de profil ($m=1$)

III.4. Les paramètres utilisés dans la simulation :

Les paramètres qu'on a utilisé sont ceux cités dans Shaw [44] :

1. u_0 , l'énergie totale initiale de coupe par unité de volume, dans la condition initiale de coupe $\alpha_{e0} = 0^\circ$ et pour $h_0 = 0.25 \text{ mm}$, $u_0 = 3.51 * 10^9 \text{ J m}^{-3}$
2. $c \approx 0.5$, le rapport de la force de coupe.

Pour notre simulation on a choisit le même outil et la même pièce, comme ceux utilisés dans les essais expérimentaux effectués par Yucesan et Altintas dans [1] afin de juger de la validité de notre modèle développé de force de coupe :

- outil : en carbure avec un angle d'hélice $\beta = 30^\circ$, un angle d'attaque $\alpha_r = 12^\circ$ et un diamètre de 19.06 mm .
- Les propriétés matérielles de l'outil : (90% WC, 10% CO, la dureté de Rockwell 92).
- Les propriétés de matériau de la pièce usinée : alliage de titane (6% AL, 4% V, $E = 110 \text{ GPa}$, $\nu = 0.34$ et $\sigma = 900 \text{ Mpa}$).
- les paramètres de coupe : profondeurs de passe axiale $b_a = 7.62 \text{ mm}$ et radiale $b = 19.06 \text{ mm}$, $\psi = 26.45^\circ$, $\Omega = \pi$, $n = 500 \text{ tour/min}$. (vitesse de coupe $V_c = 498.99 \text{ mm s}^{-1}$), avec l'avance par dent variant de 0.0127 à 0.2030 mm par dent.

III.5. Validation des résultats de simulation :

Les résultats de simulation qu'on a obtenu en utilisant les diagrammes bloc F_x et F_y sont validés à l'étude expérimentale effectuée par Yucesan et Altintas dans [1] et aussi par rapport à la simulation numérique effectuée par Liu et al. [1].

Remarque :

Les paramètres qu'on a utilisé pour notre simulation est les mêmes que ceux utilisés par Yucesan et Altintas dans [1] et par Liu et al. [1], Pour que l'étude comparative soit logique et valide.

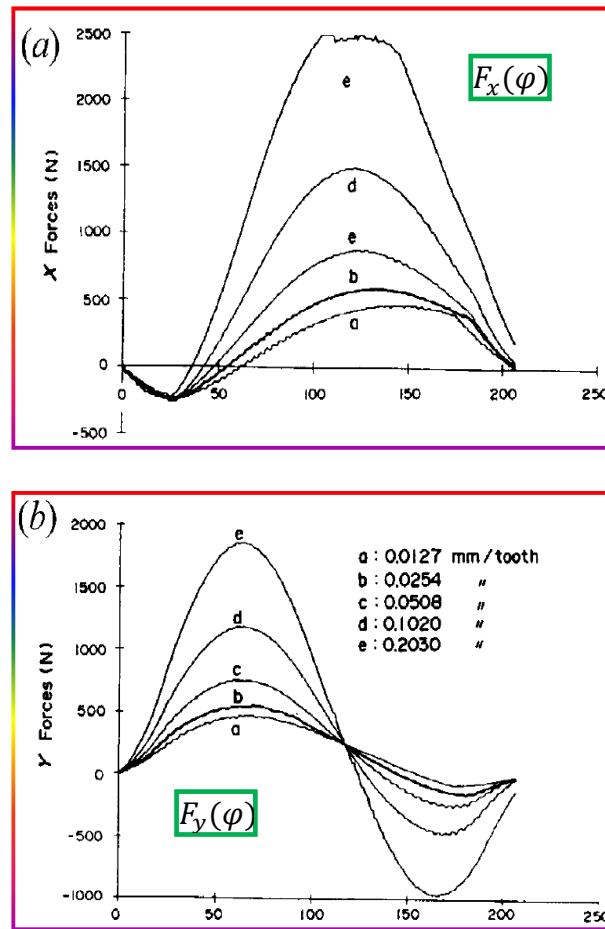


Figure III.5. : Forces de coupe mesurées avec diverses avances par dent (Yucesan et Altintas dans [1])

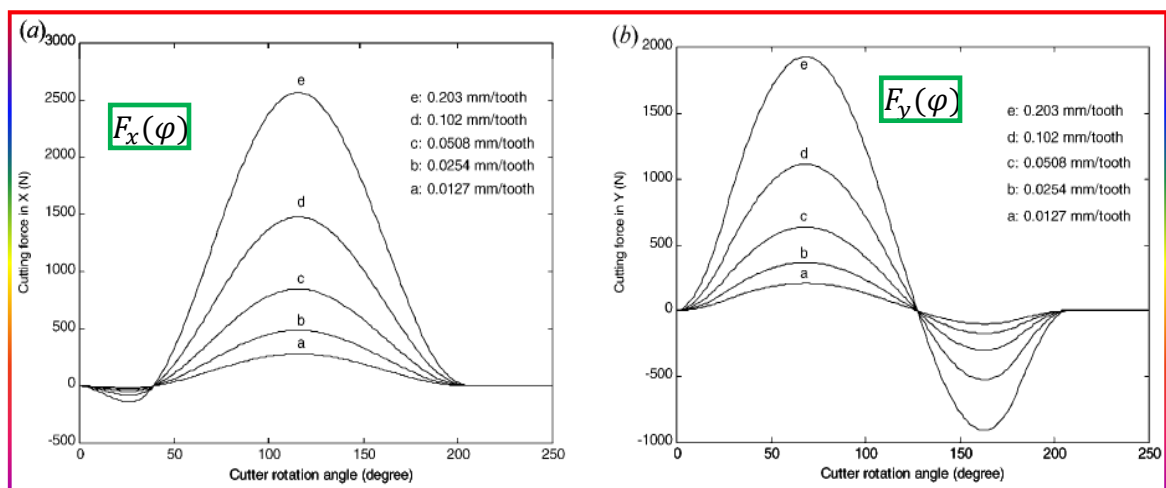


Figure III.6. : Forces de coupe simulées avec diverses avances par dent ($m = 1, u_0 = 2 * 10^9 \text{ J m}^{-3}, \alpha_r = 12^\circ, b_a = 7.62 \text{ mm}, d = 19.06 \text{ mm}, \psi = 26.45^\circ$) [1]

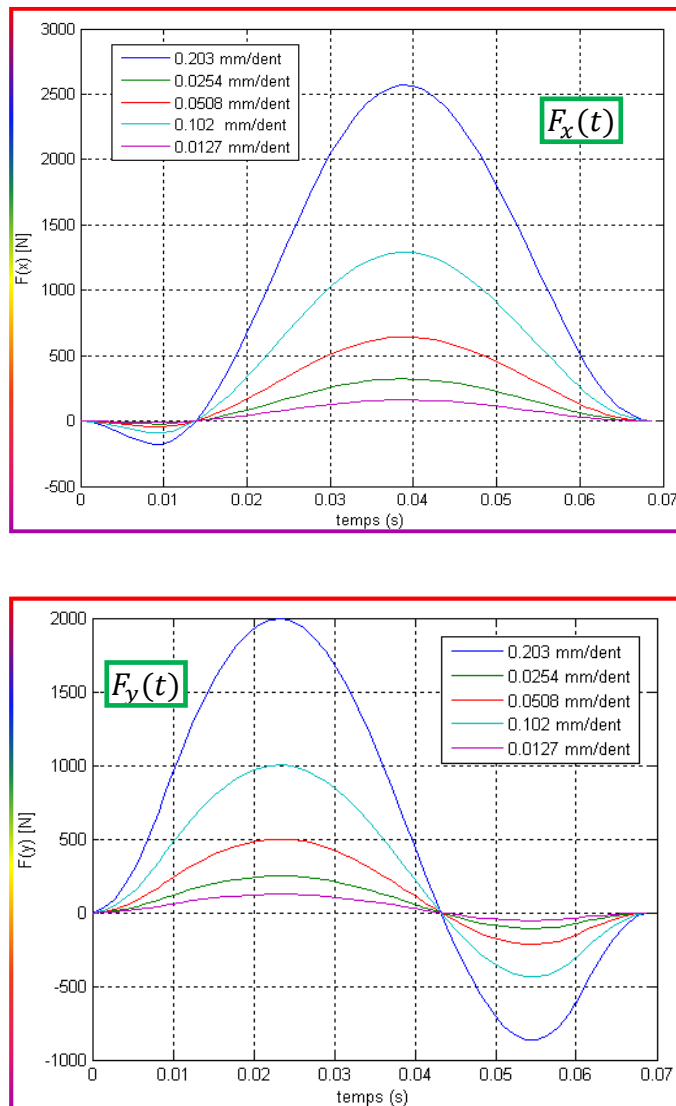


Figure III.7. : Forces de coupe prévues avec divers avance par dent ($m = 1, u_0 = 3.51 * 10^9 \text{ J m}^{-3}, \alpha_r = 12^\circ, b_a = 7.62 \text{ mm}, d = 19.06 \text{ mm}, \psi = 26.45^\circ$)

On observe d'après les trois figures, qu'il y a une bonne concordance entre nos résultats de simulation, l'étude expérimentale effectuée par Yucesan et Altintas et la simulation numérique faite par Liu et al. [1]. Donc, on peut juger de la validité de notre modèle développé.

III.6. Influence des paramètres de coupe sur la force de coupe :

On va étudier l'influence : des angles de coupe et d'hélice, de l'avance par dent, du rayon de la fraise sur la force de coupe, ainsi que l'influence de la profondeur de passe axiale et radiale et de nombre de dents sur la fraise sur la variation de la force de coupe pour le fraisage de profil (périphérique).

III.6.1 Influence de l'angle d'hélice (β):

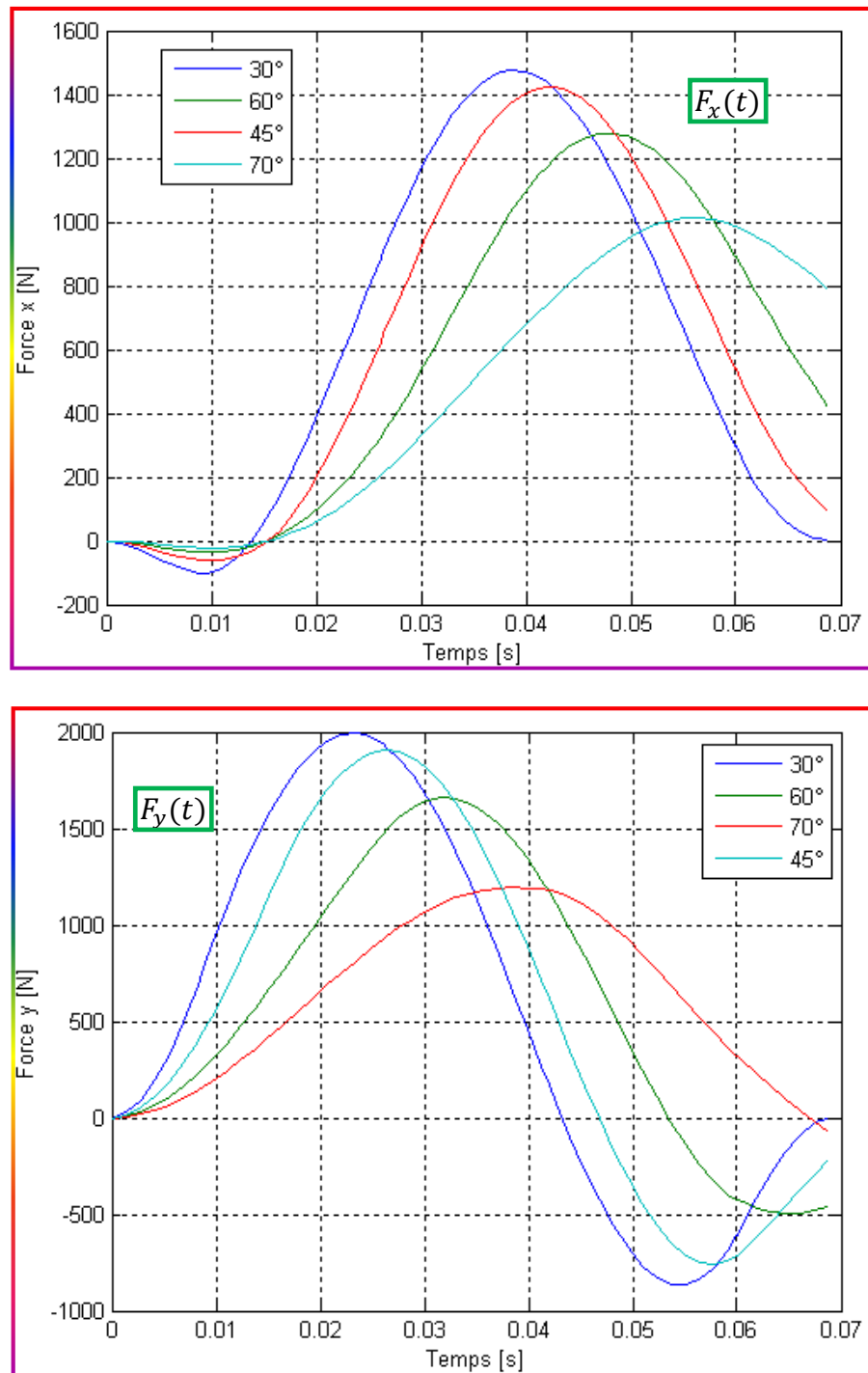


Figure III.8. : Influence d'angle d'hélice sur la force de coupe ($m=1$)

La **Figure III.8** représente l'influence de l'angle d'hélice sur les composantes de l'effort appliqué sur l'outil pendant l'usinage. Si on augmente l'angle d'hélice, on provoque un retard dans les courbes de forces F_x et F_y et leurs amplitudes diminuent aussi.

Ceci provient raisonnablement du changement d'orientation de l'effort résultant dans l'espace et par conséquent des projections sur les directions (x) et (y) du repère.

III.6.2 Influence de l'angle d'attaque (α_r):

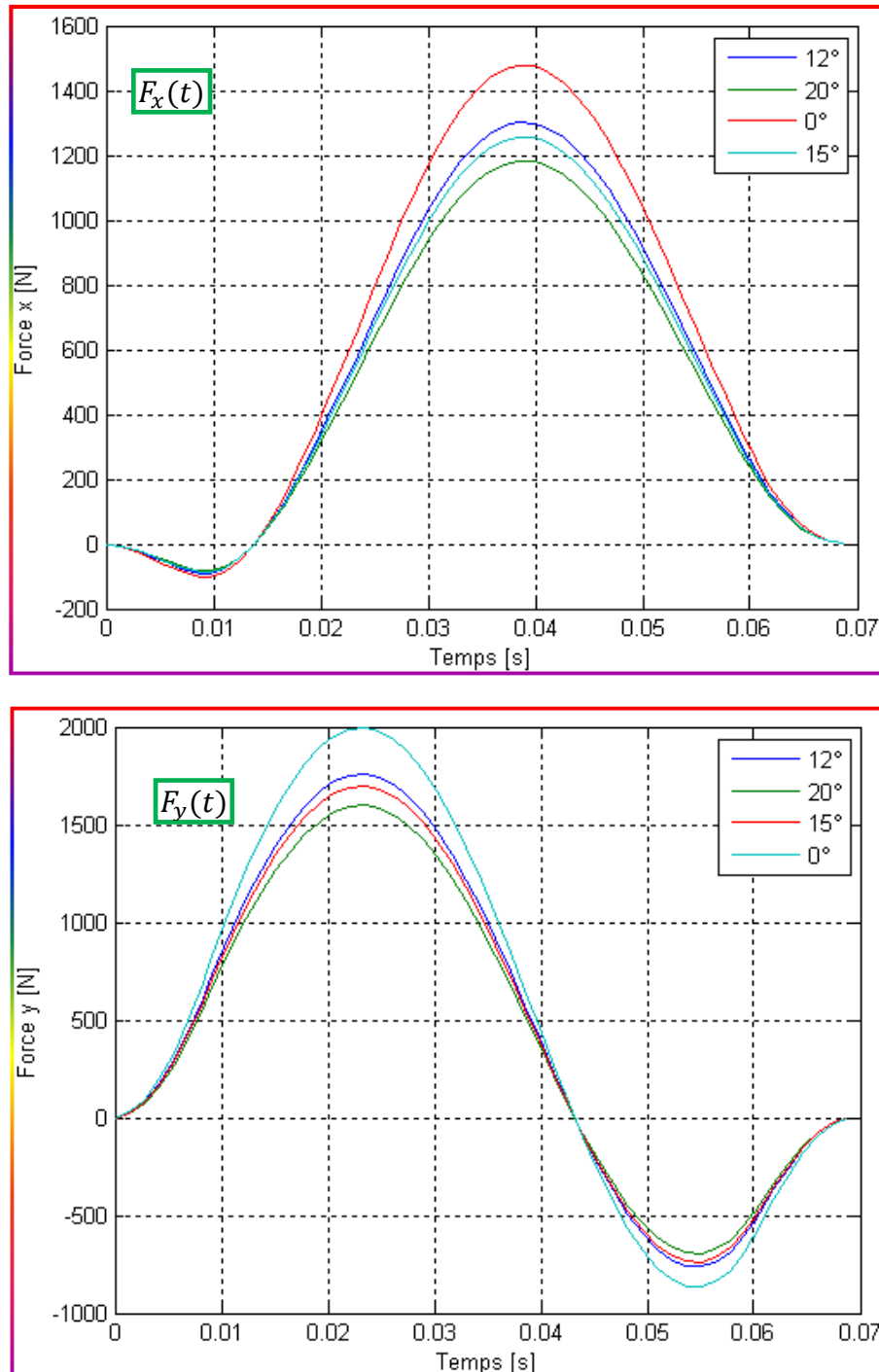


Figure III.9. :Influence de l'angle d'attaque (α_r) sur la force de coupe ($m=1$)

La **Figure III.9** montre l'influence de l'angle de coupe (α_r) sur les valeurs (F_x, F_y) de la force de coupe ; on note que lorsque (α_r) augmente, les composantes de l'effort diminuent, mais les courbes restent périodiques dans le temps et ne sont pas décalées.

III.6.3 Influence de l'avance par dent (f_t) :

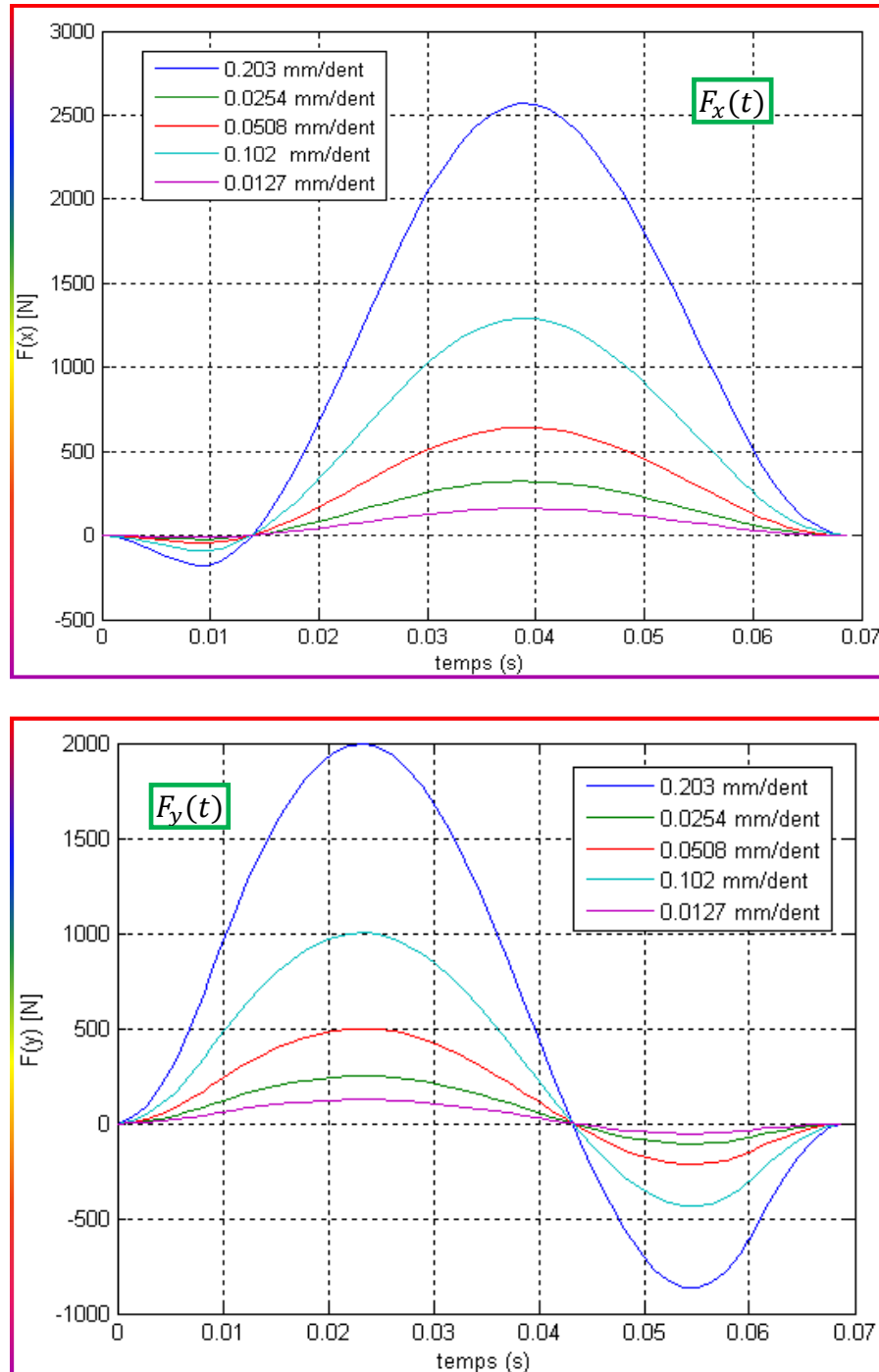


Figure III.10. : L'influence de l'avance (f_t) par dent sur la force de coupe ($m=1$)

La **Figure III.10** présente les résultats de l'évolution des efforts de coupe en fonction du changement de l'avance par dent (f_t). On a fait la simulation pour plusieurs avances par dent, de 0.0127 à 0.203 ; on remarque que : si l'avance par dent (f_t) augmente, toutes les composantes (F_x et F_y) de l'effort augmentent ce qui s'explique par l'accroissement de la section coupée ($b * h$), et on constate aussi que F_x est plus importante en valeur que F_y .

III.6.4 Influence de rayon de la fraise (R) :

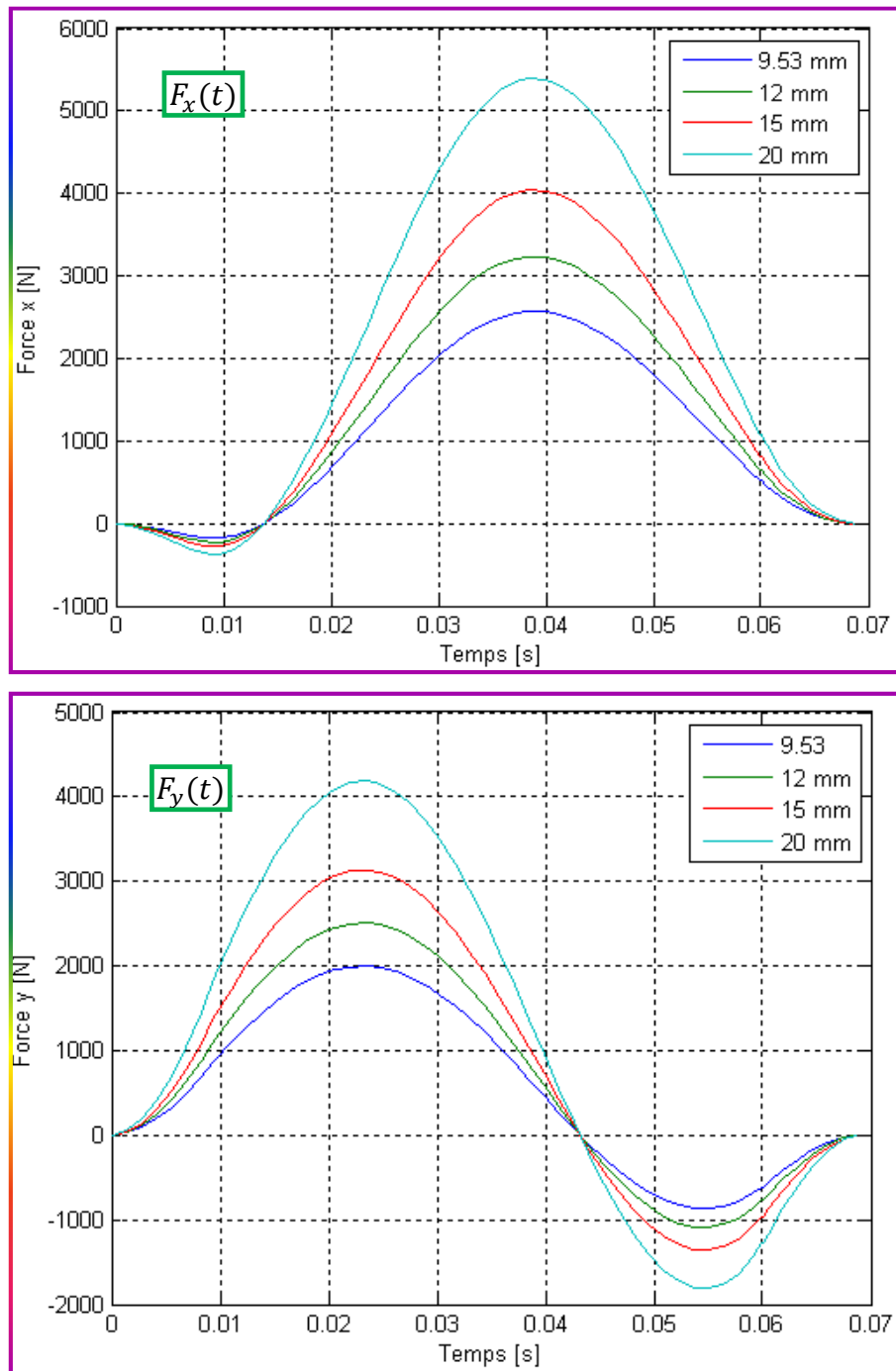


Figure III.11. : Influence de rayon de la fraise (R) sur la force de coupe ($m=1$)

La **Figure 3.11** montre que l'amplitude des deux composantes de l'effort de coupe (F_x, F_y) augmente avec l'accroissement du rayon de la fraise R ; ce qui s'explique par le fait qu'on enlève plus de matière avec une fraise de diamètre plus grand.

III.6.5 Influence des nombre de dents :

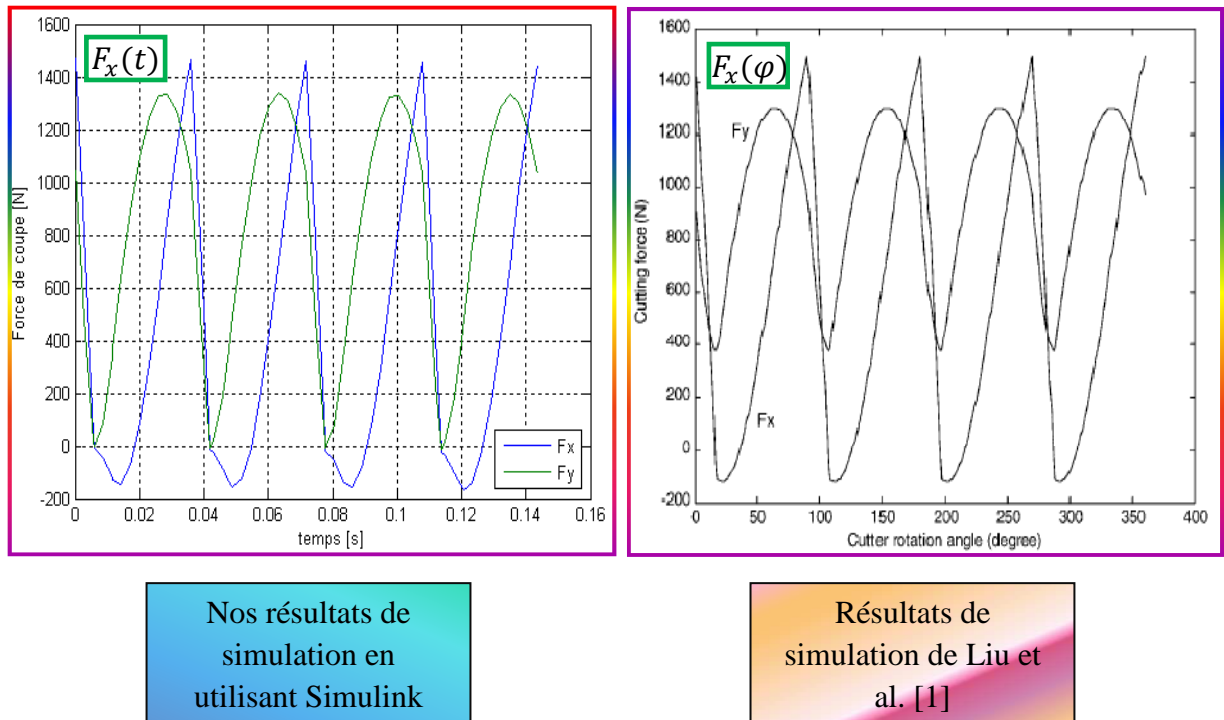
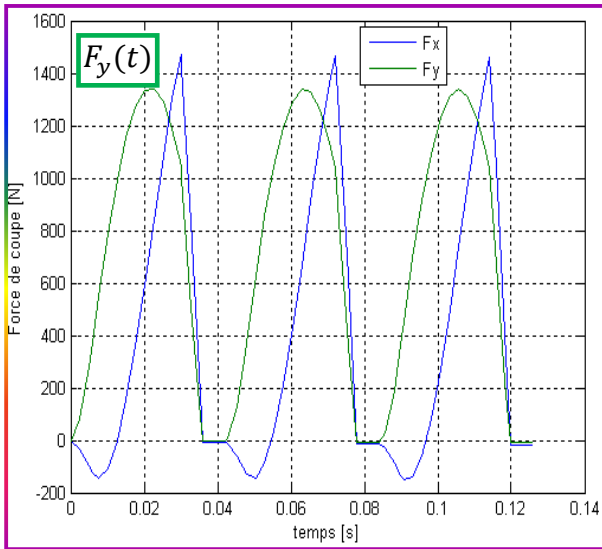


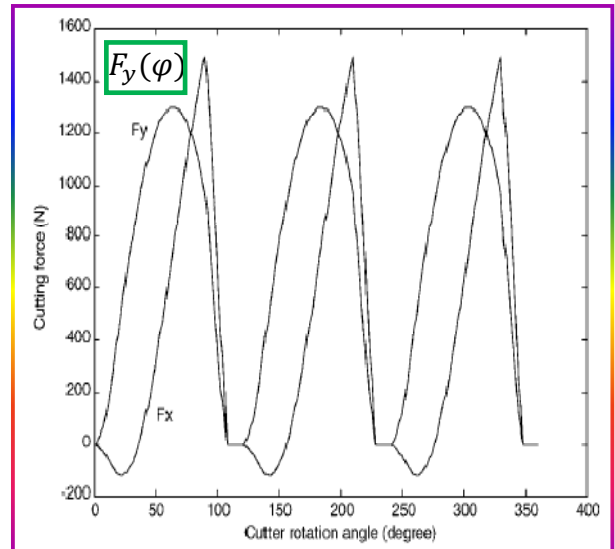
Figure III.12. : Forces de coupe prédictives (m=4)

La **Figure III.12** montre l'évolution de la force de coupe prédictive pour, un outil à 4 dents, une avance par dent $f_t = 0.203 \left[\frac{mm}{dent} \right]$, une profondeur de passe axiale de ($b_a = 5.08 [mm]$) et une profondeur de passe radiale de ($d = 19.06 [mm]$). La variation de F_x montre que le processus de coupe commence là où la deuxième dent sort, et sa valeur atteint une valeur maximum de 1450 [N] et sa valeur négative maximum est de -170 [N]. Alors la variation de la force de coupe influencera considérablement l'exactitude de la pièce finie.

La **Figure III.13** montre les valeurs prédictives de la force de coupe pour un outil à 3 dents. On remarque la même allure et les mêmes valeurs pour les composantes (F_x, F_y) de la force de coupe, comme pour le cas de (m=4 dents).

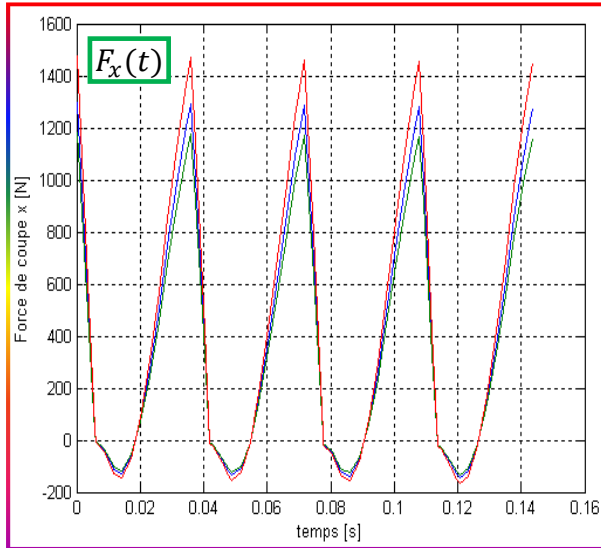


Nos résultats de simulation en utilisant Simulink

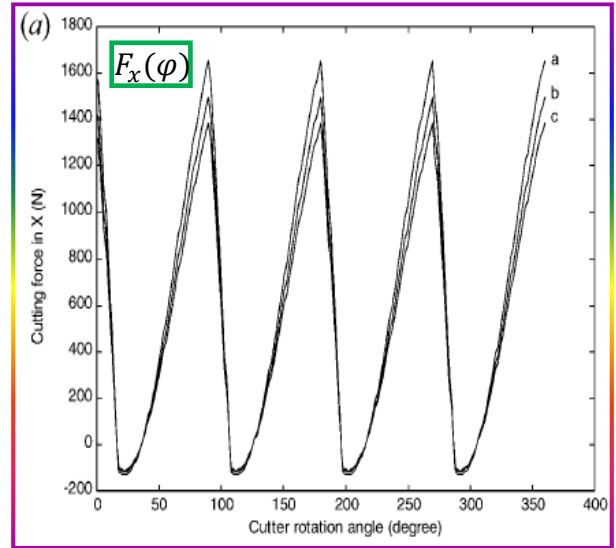


Résultats de simulation de Liu et al. [1]

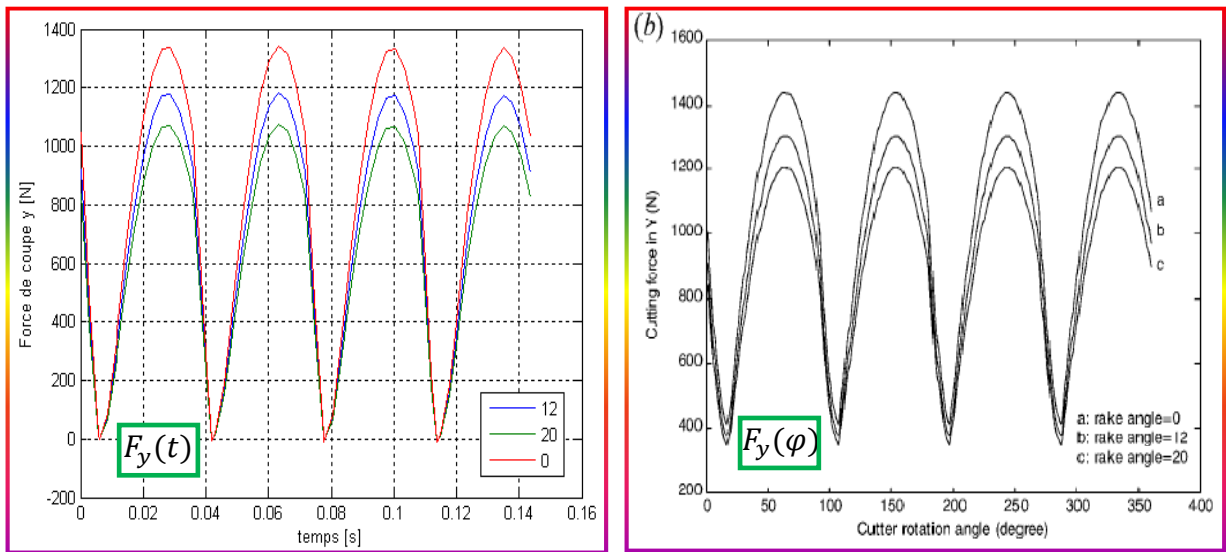
Figure III.13. : Forces de coupe prédictives ($m=3$)



Nos résultats de simulation en utilisant Simulink



Résultats de simulation de Liu et al. [1]

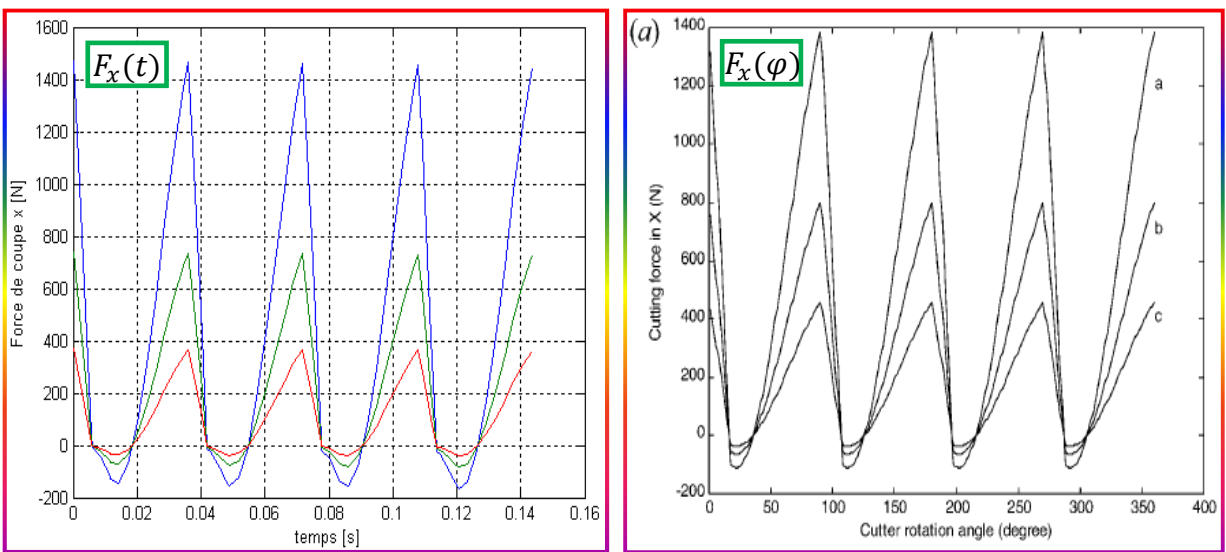


Nos résultats de simulation en utilisant Simulink

Résultats de simulation de Liu et al. [1]

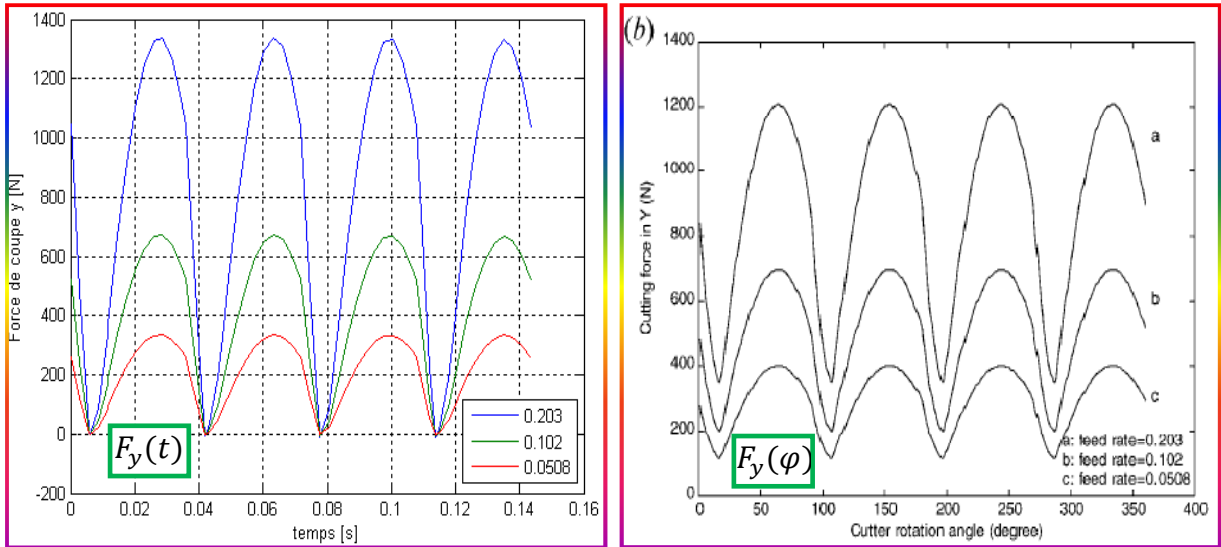
Figure III.14. : Influence de l'angle de coupe ($m = 4, f_t = 0.203 \text{ mm/dent}, b_a = 5.08 \text{ mm}, d = 9.525 \text{ mm}$)

On constate que lorsqu'on augmente l'angle d'attaque (α_r) pour ($m= 4$ dents), les amplitudes des forces (F_x, F_y) diminuent ; ce qui est en accord avec la Figure III.11 en utilisant une seule dent. On remarque aussi, que l'amplitude de la composante F_x est plus importante que celle de F_y .



Nos résultats de simulation en utilisant Simulink

Résultats de simulation de Liu et al. [1]

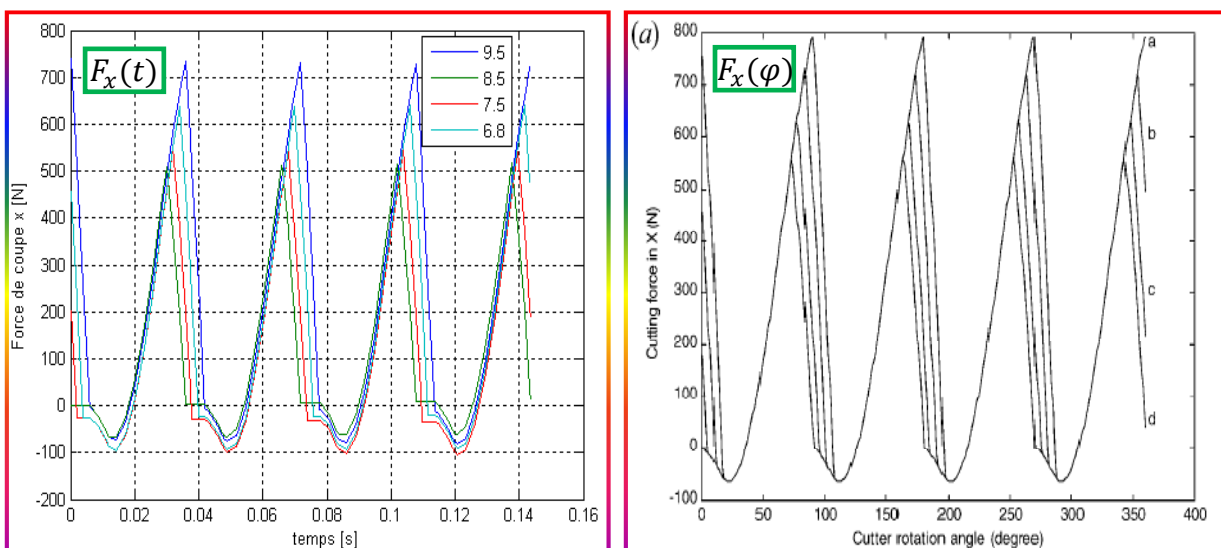


Nos résultats de simulation en utilisant Simulink

Résultats de simulation de Liu et al. [1]

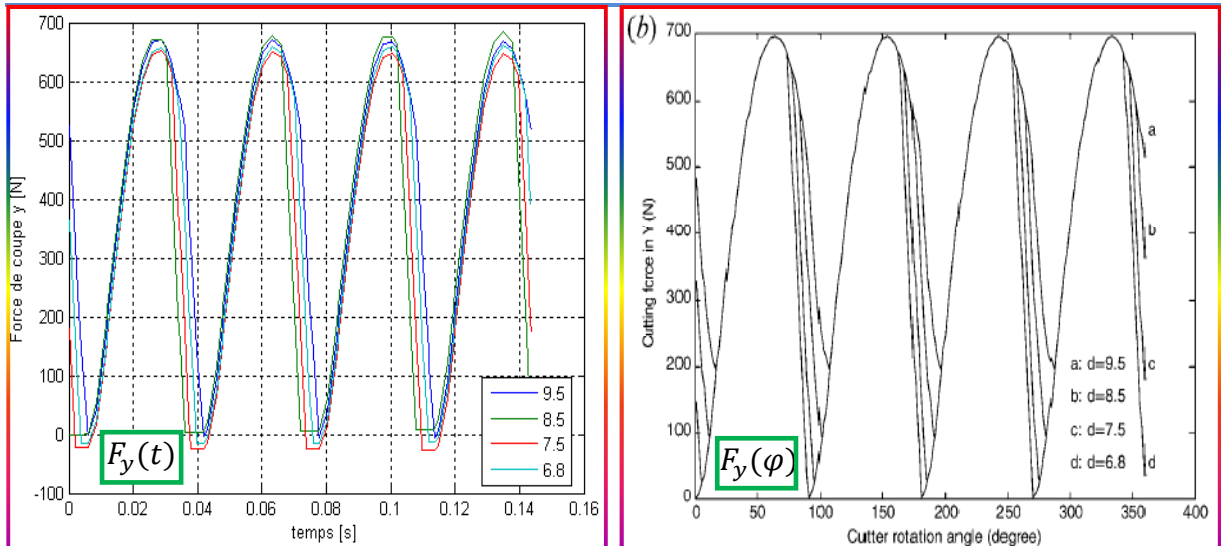
Figure III.15. : Influence de l'avance par dent (f_t) ($m = 4, \alpha_r = 20^\circ, b_a = 5.08 \text{ mm}, d = 9.525 \text{ mm}$)

La Figure III.15 montre les résultats de simulation pour les composantes de la force de coupe (F_x, F_y). On remarque que lorsqu'on fait augmenter l'avance par dent (f_t), l'amplitude des forces (F_x, F_y) s'accroît d'un facteur double en passant de $f_t = 0.050 \text{ mm/dent}$ à $f_t = 0.102 \text{ mm/dent}$ ou bien de $f_t = 0.102 \text{ mm/dent}$ à $f_t = 0.203 \text{ mm/dent}$ et cet accroissement dans les valeurs dû à la valeur de l'épaisseur de coupe.



Nos résultats de simulation en utilisant Simulink

Résultats de simulation de Liu et al. [1]



Nos résultats de
simulation en
utilisant Simulink

Résultats de
simulation de Liu et
al. [1]

Figure III.16. : Influence de la profondeur de passe radiale (d) ($m = 4$, $\alpha_r = 20^\circ$, $b_a = 5.08$ mm, $f_t = 0.102$ mm / dent)

La **Figure III.16** montre l'influence de la profondeur de passe radiale (d) sur les valeurs de la force de coupe. Quand la profondeur de passe radiale varie, F_x varie de manière significative. Quand $d = 6.8$ mm, la variation de la force aura une influence plus petite sur l'exactitude de la surface finie. Ce résultat implique la possibilité de réduire l'erreur de forme en choisissant avec soigneusement la profondeur de passe radiale.

III.7. Conclusion :

Dans ce chapitre on a construit un diagramme de simulation sous **Simulink** de la force de coupe, on a validé les résultats de simulation obtenus par une comparaison avec l'étude expérimentale de Yucesan et Altintas dans [1], et aussi par une comparaison avec la simulation réalisée par Liu et al. [1], on a trouvé une bonne concordance entre les résultats de simulation et les résultats obtenus par l'étude expérimentale. Finalement on a étudié l'influence des angles de coupe et d'hélice, l'avance par dent et le rayon de la fraise et finalement l'influence de la profondeur de passe axiale et radiale ainsi que le nombre de dent sur la fraise sur les valeurs de la force de coupe pour le fraisage de profil (périphérique).

Conclusion et perspectives :

Le fraisage périphérique (de profil) est un procédé d'une importance considérable vis-à-vis des exigences élevées de la qualité des pièces usinées. Ainsi, les procédés du fraisage périphérique (profil) doivent être planifiés avec la fiabilité à l'avance d'assurer leurs reproductibilités par l'emploi de modèles (épaisseur de copeau, topographie, effort de coupe, surface) fiables.

Devant cette nécessité, la compréhension de la force de coupe appliquée sur la pièce et l'outil en fraisage périphérique (profil) s'avère essentielle vis-à-vis de la faible quantité d'articles présents en littérature de spécialité.

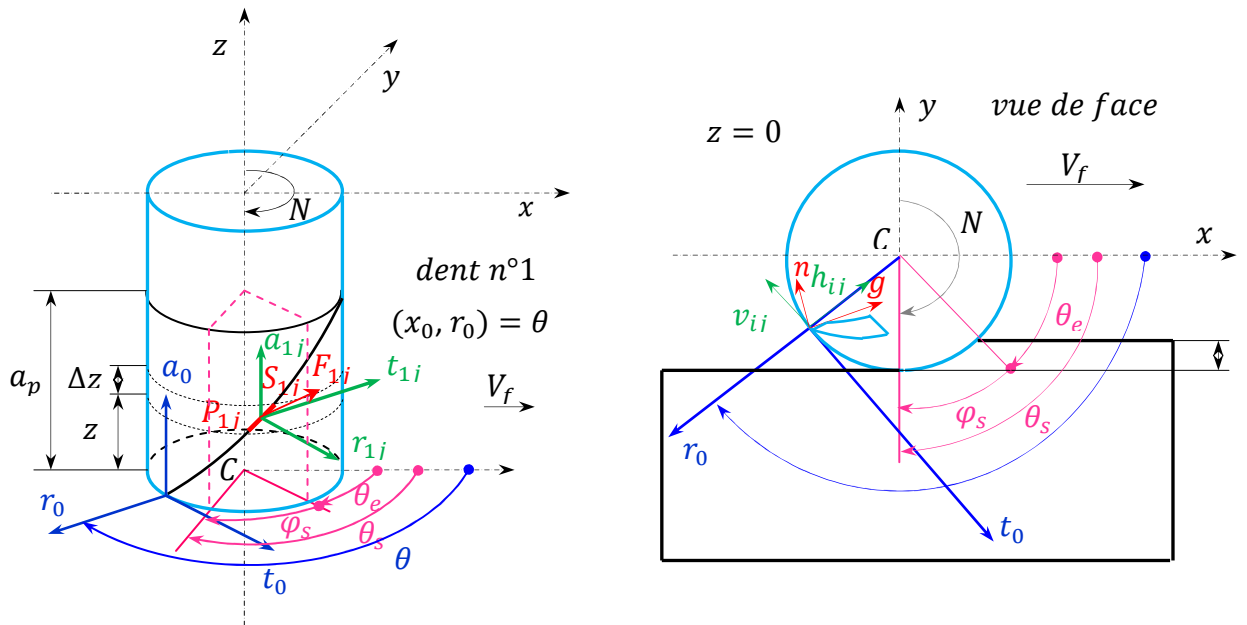
Dans ce travail de thèse de magistère on a développé et établi un modèle mathématique prédictif de la force de coupe en fraisage de profil (périphérique). Ce modèle prévoit avec précision la distribution de la force de coupe sur les hélices hélicoïdales de l'outil à chaque moment et à chaque position, en fonction des paramètres de coupe. La contribution essentielle de ce modèle est d'expliquer et d'estimer l'influence des paramètres de coupe, tels que : les angles de coupe et d'hélice, l'avance par dent, le rayon de la fraise, la profondeur de passe axiale et radiale et aussi le nombre de dents sur la variation de la force de coupe en fraisage périphérique (de profil).

Aussi on a validé les résultats de simulation obtenus par la simulation par comparaison avec une étude expérimentale de Yucesan et Altintas et aussi par comparaison à la simulation réalisée par *Liu et al.* [1], on a trouvé une bonne concordance entre les différents résultats.

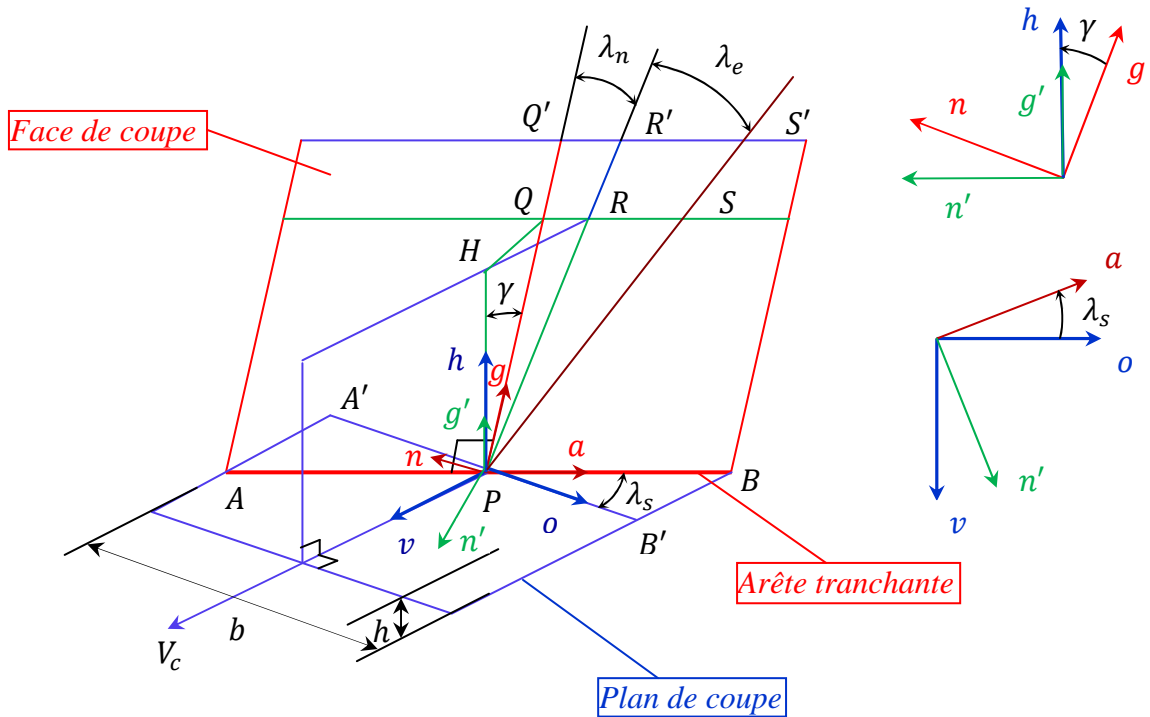
Dans les perspectives de cette étude, il peut naturellement aussi être abordé l'étude expérimentale en vue de déterminer l'influence de chaque paramètre et faire une comparaison avec les résultats de simulation obtenue.

On peut aussi aborder l'aspect des vibrations produites en régime dynamique d'usinage.

ANNEXE A

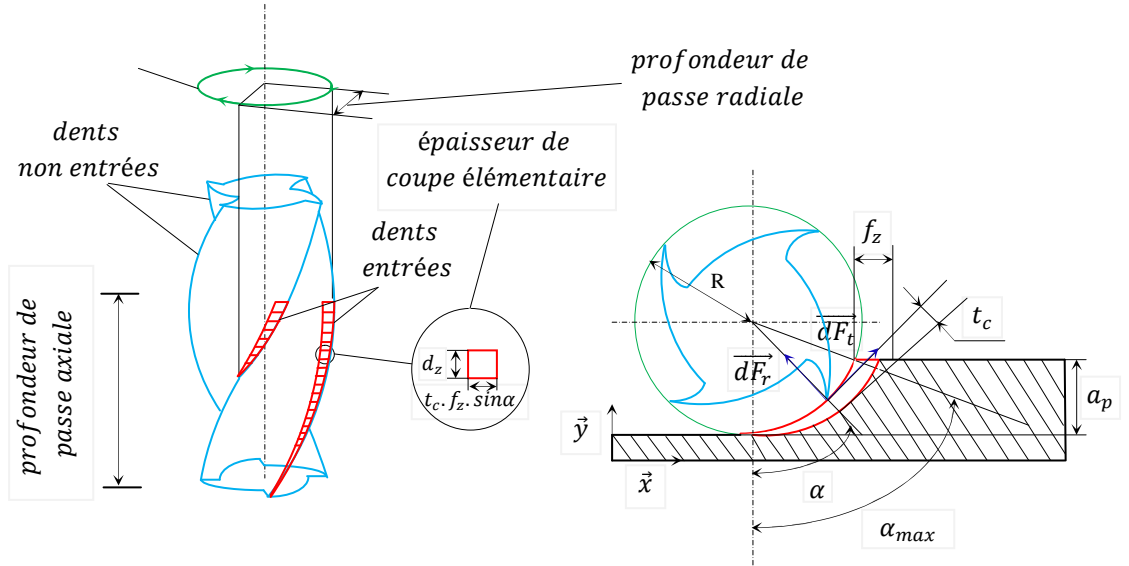


Présentation des différents systèmes de coordonnées

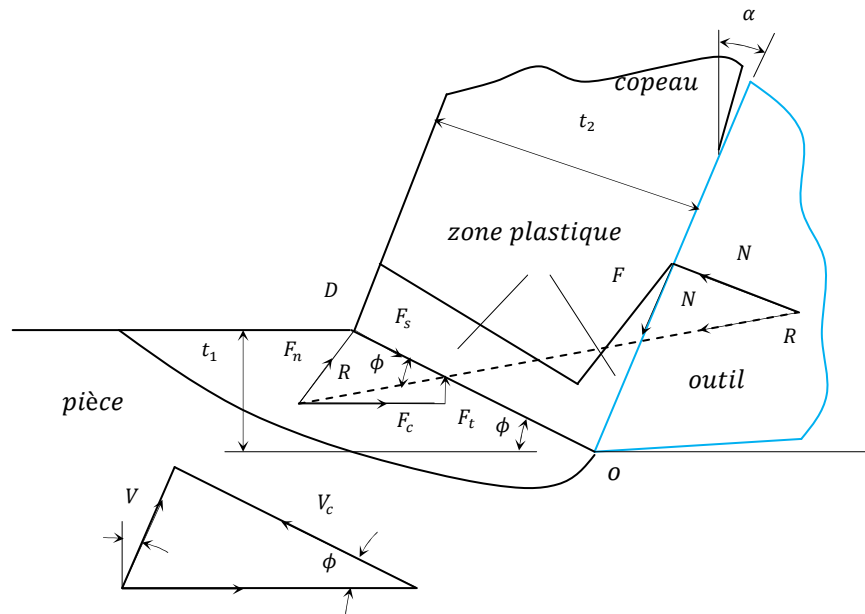


Modélisation de la coupe oblique

ANNEXE B

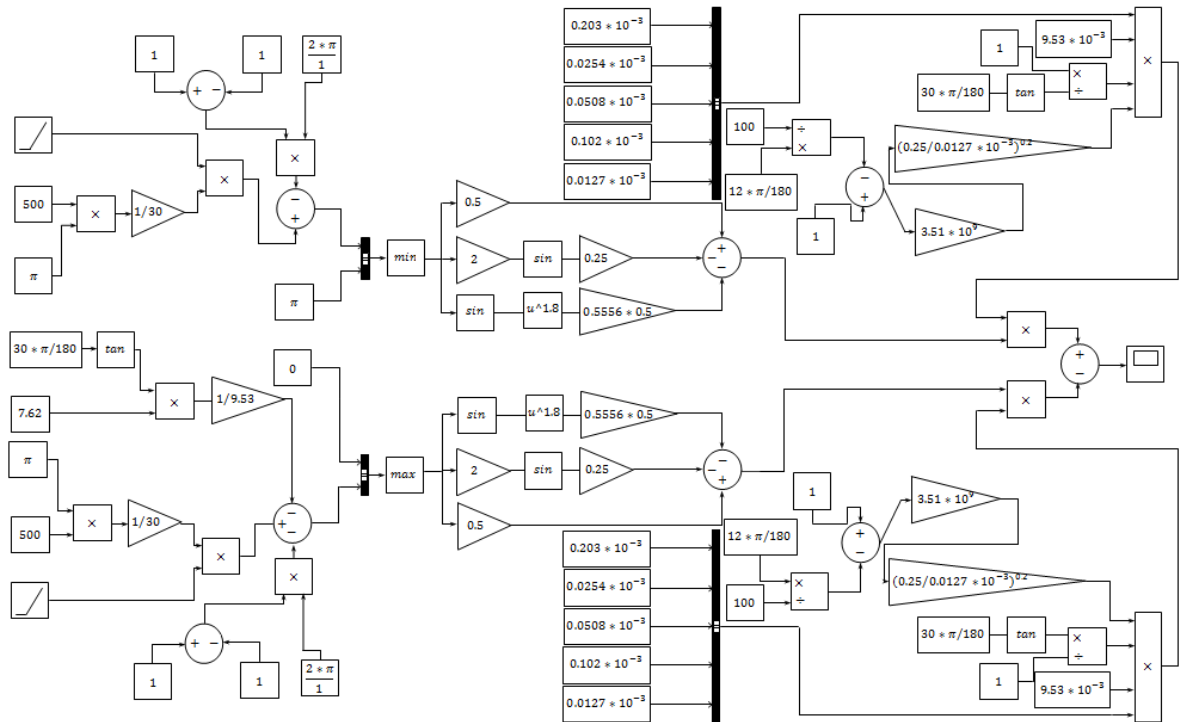


Le modèle de Kline et DeVor

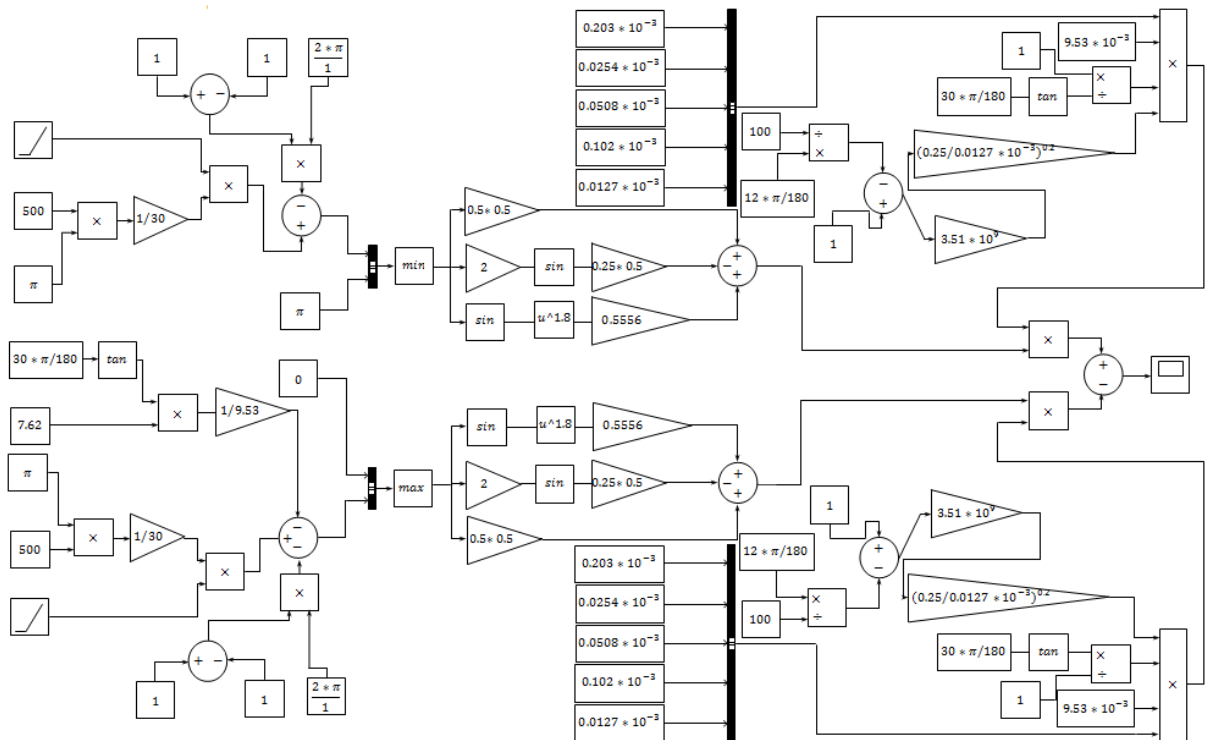


Définition du calcul des efforts de coupe selon Merchant

ANNEXE C



Modèle de simulation de la force de coupe F_x en fraisage de profil ($m=1$)



Modèle de simulation de la force de coupe F_y en fraisage de profil ($m=1$)

ANNEXE D

Tableau : Pression spécifique de coupe k_s'

<i>Matière</i>	Résistance ou dureté MPa <i>Dureté Brinell</i>	Pression spécifique de coupe (MPa)			
		Avance en mm/tour			
		0,1	0,2	0,4	0,8
Acier A 34, A 37, A 42	jusqu'à 320	3600	2600	1900	1360
A 50	320 à 380	4000	2900	2100	1520
A 60	380 à 440	4200	3000	2200	1560
A 70	440 à 540	4400	3150	2300	1640
Acier fondu XC 38, XC 45	190 à 320	3200	2300	1700	1240
XC 52, XC 60	320 à 440	3600	2600	1900	1360
XC 70	440 et au -dessus	3900	2850	2050	1500
Acier au manganèse,	440 à 540	4700	3400	2450	1760
acier au nickel-chrome,	540 à 630	5000	3600	2600	1850
acier au chrome-molybdène	630 à 890	5300	3800	2750	2000
et autres aciers alliés	890 à 1140	5700	4100	3000	2150
Acier inoxydable	380 à 440	5200	3750	2700	1920
Acier d'outillage	950 à 1140	5700	4100	3000	2150
Acier austénitique au manganèse		6600	4800	3500	2520
Fonte grise FT 10, FT 15	HB jusqu'à 200	1900	1360	1000	720
FT 20, FT 26	HB 200 à 250	2900	2080	1500	1080
Fonte alliée	HB 250 à 400	3200	2300	1700	1200
Fonte malléable		2400	1750	1250	920
Cuivre		2100	1520	1100	800
Laiton	HB 80 à 120	1600	1150	850	600
Bronze coulé		3400	2450	180	1280

Alliage au zinc (Z A 10 U2)		940	700	560	430
Aluminium pur		1050	760	550	400
Alliage à l'aluminium à haute teneur en Si (11 ... 13 % Si)		1400	1000	700	520
Alliage pour pistons Al-Si (11 ... 13 % Si) G Al-Si (11 ... 13 % Si)		1400 1250	1000 900	700 650	620 480
Fonte d'aluminium spéciale et alliages de moulage	jusqu'à 190	1150	840	600	430
	190 à 270	1400	1000	700	520
	270 à 370	1700	1220	850	640
Alliages de magnésium		580	420	300	220
Caoutchouc durci, ébonite		480	350	250	180
Matière compressée sans caoutchouc, Novotext, Bakélite, Perlinax		480	350	250	180

ANNEXE E

La relation entre les angles de coupe (attaque) et l'angle d'hélice :

```
alphan= [2:0.1:35];
```

```
alphar= (atan (tan (alphan*pi/180)/cos (60*pi/180)))*180/pi;
```

```
plot (alphan, alphar)
```

```
hold on
```

```
alphar= (atan (tan (alphan*pi/180)/cos (45*pi/180)))*180/pi;
```

```
plot (alphan, alphar, 'r')
```

```
hold on
```

```
alphar= (atan (tan (alphan*pi/180)/cos (30*pi/180)))*180/pi;
```

```
plot (alphan, alphar, 'g')
```

```
hold on
```

```
alphar= (atan (tan (alphan*pi/180)/cos (20*pi/180)))*180/pi;
```

```
plot (alphan, alphar, 'c')
```

```
hold on
```

```
alphar= (atan (tan (alphan*pi/180)/cos (15*pi/180)))*180/pi;
```

```
plot (alphan, alphar, 'b')
```

```
hold on
```

```
alphar= (atan (tan (alphan*pi/180)/cos (0*pi/180)))*180/pi;
```

```
plot (alphan, alphar, 'm')
```

```
grid on
```

Bibliographie

- [1] X. Liu, K. Cheng, D. Webb, X.-C. Luo, «*Improved dynamic cutting force model in peripheral milling—Part 1*»: theoretical model and simulation, *Int. J. Adv. Manufact. Tech.* 20 (2002) 631–638.
- [2] Liu, X., Cheng, K., Webb, D., Longstaff, A.P., Widiyanto, H.M., Jiang, X.-Q., Blunt, L., Ford, and D. «*Improved dynamic cutting force model in peripheral milling— Part 2*»: Experimental verification and prediction. *Int. J. Adv Manufact Tech*, 24 (2004), 794–805.
- [3] A.AMMAR, Z. BOUAZIZ et A. ZGHAL «*Modélisation et simulation des efforts de coupe en fraisage 2.5 axes*»: 18^{ème} Congrès Français de Mécanique, Grenoble, 27-31 août 2007.
- [4] Stéphanie Bissey, Gérard Poulachon et François Lapujoulade «*Intégration de la géométrie d'outil dans la prédiction des efforts de coupe en fraisage de matériaux durs*» *Mécanique & Industries* 6, 391–398 (2005).
- [5] X.-W. Liu, K. Cheng, D. Webb, X.-C. Luo «*Prediction of cutting force distribution and its influence on dimensional accuracy in peripheral milling*» *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 42 (2002) 791–800
- [6] A.BENYOUCEF : «*Modélisation de l'effort de coupe dans le cas du fraisage hémisphérique par une approche mécaniste* ». DEA de Génie Mécanique, Université de Batna, Juin 2006.
- [7] Ronald A. Walsh and Denis R. Cormier. «*McGraw-Hill machining and metalworking handbook*» Copyright © 2006, 1999, 1994 by The McGraw-Hill Companies, Inc.
- [8] Stéphanie BISSEY. «*DEVELOPPEMENT D'UN MODELE D'EFFORTS DE COUPE APPLICABLE A DES FAMILLES D'OUTILS : CAS DU FRAISAGE DES ACIERS TRAITES THERMIQUEMENT*» Thèse soutenue le 5 avril 2005 PRESENTÉE POUR OBTENIR LE GRADE DE DOCTEUR DE L'ÉCOLE NATIONALE SUPÉRIEURE D'ARTS ET MÉTIERS.
- [9] A.J.P. Sabberwal, «*Chip Section and Cutting Force Model during the Milling Operation*», *Annales du CIRP*, Vol. 10, 1961.
- [10] R. E. Devor, W. A. Kline, «*A Mechanistic Model for the Force System in End Milling*» *Proc. Of NAMRC*, May 1980, SME.
- [11] E.J.A. Armarego, R.H. Brown, *the Machining of Metals*, Prentice-Hall, 1969.

- [12] E.J.A. Armarego, C.J. Epp, *An Investigation of Zero Helix Peripheral Up-Milling*, International Journal of Machine Tool Design and Research, Vol. 10, pp. 273-291, 1969.
- [13] P. Lee, Y. Altintas, *Prediction of Ball-End Milling Forces from Orthogonal Cutting Data*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 36/9, pp. 1059-1072, 1996.
- [14] Y. Altintas, *Manufacturing Automation, Metal Cutting Mechanics*, Machine Tool Vibrations and CNC Design, Cambridge University Press, 2000.
- [15] H.Y. Feng, C.H. Menq, *the Prediction of Cutting Forces in Ball-End Milling Process. Part I: Model Formulation and Model Building Procedure*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 34/5, pp. 697-710, 1994.
- [16] H.Y. Feng, C.H. Menq, *the Prediction of Cutting Forces in Ball-End Milling Process. Part II: Cut Geometry Analysis and Model Verification*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 34/5, pp. 711-719, 1994.
- [17] H.J. Fu, R.E. De Vor, S.G. Kapoor, *A Mechanistic Model for the Prediction of the Force System in Face Milling Operations*, Journal of Engineering for Industry, Vol. 106, pp81-88, 1994.
- [18] S. Garnier, B. Furet, *Identification of the Specific Coefficient to Monitor the Cutting Process in Milling*,
- [19] S. Jayaram, S.G.Kapoor, R.E. De Vor, *Estimation of the Specific Cutting Pressures for Mechanistic Cutting Force Models*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 41, pp. 265-281, 2001.
- [20] E. Merchant, *Basic Mechanics of the Metal-Cutting Process*, Transactions of ASME, Journal of Applied Mechanics, Vol. 66, pp. 168-175, 1944.
- [21] P.L.B. Oxley, *Mechanics of Machining: an Analytical Approach to Assessing Machinability*, Ellis Horwood Limited, Chichester, 1989.
- [22] S. Smith, J. Tlustý, *An Overview of Modeling and Simulation of the Milling Process*, Journal of the Engineering for Industry, Vol. 113, pp. 169-175, 1991.
- [23] C.K. Toh, *Static and Dynamic Cutting Force Analysis when High Speed Rough Milling Hardened Steel*, Materials and Design, Vol. 25, pp. 41-50, 2004.
- [24] W. A. Kline, R. E. DeVor and J. R. Lindberg, *The Prediction of Cutting Forces in End Milling with Application to Cornering Cuts*, International Journal of Machine Tool Design and Research, Vol. 22/1, pp. 7-22, 1982.
- [25] R. E. Devor, W. A. Kline, *a Mechanistic Model for the Force System in End Milling*, Proc. Of NAMRC, May 1980, SME.

- [26] M.E. Martellotti, *an Analysis of the Milling Process*, Transactions of ASME, Vol. 63, pp. 667, 1941.
- [27] Y. Altintas, E. Shamolo, P. Lee, E. Budak, *Analytical Prediction of Stability Lobes in Ball-End Milling*, Transactions of ASME, Vol. 121, pp. 586-592, 1999.
- [28] I. Lazoglu, S.Y. Liang, *Modelling of Ball-End Milling Forces with Cutter Axis Inclination*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 122, pp. 3-11, 2000.
- [29] F. Abrari, M.A. Elbestawi, A.D. Spence, *On the Dynamics of Ball-End Milling: Modeling of Cutting Forces and Stability Analysis*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 38/3, pp. 215-237, 1998.
- [30] J.H. Ko, W.S. Yun, D.W. Cho, K.F. Ehemann, *Development of a Virtual Machining System. Part I: Approximation of the Size Effect for Cutting Force Prediction*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42, pp. 1595-1605, 2002.
- [31] H.Z. Li, K. Liu, X.P. Li, *A New Method for Determining the Undeformed Chip Thickness in Milling*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 113, pp. 378-384, 2001.
- [32] J. Gradisek, M. Kalveram, K. Weinert, *Mechanistic Identification of Specific Force Coefficients for a General End-Mill*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 44, pp. 401-414, 2004.
- [33] B.M. Imani, M.H. Sadeghi, M.A. Elbestawi, *An Improved Process Simulation System for Ball-End Milling of Sculptured Surfaces*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 38, pp. 1089-1107, 1998.
- [34] X.W. Liu, K. Cheng, D. Webb, X.C. Luo, *Prediction of Cutting Force Distribution and Its Influence on Dimensional Accuracy in Peripheral Milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42, pp. 791-800, 2002.
- [35] W.S. Yun, D.W. Cho, *An Improved Cutting Force Model Considering the Size Effect in End Milling*, Proceedings of the ASME Manufacturing in Engineering Division, Vol. 11, pp. 223-229, 2000.
- [36] W.S. Yun, D.W. Cho, *Accurate 3D Cutting Force Prediction Using Cutting Condition Independent Coefficients in End Milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 41, pp. 463-478, 2001.
- [37] S. Engin, Y. Altintas, *Mechanics and Dynamics of General Milling Cutters. Part I: Helical End-Mills*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 41, pp. 2195-2212, 2001.

- [38] S. Engin, Y. Altintas, *Mechanics and Dynamics of General Milling Cutters. Part II: Inserted Cutters*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 41, pp. 2195-2212, 2001.
- [39] S.J. Li, Y.F. Zhou, R.C. Jin, Z. Ji, *Dynamic Force Modelling for a Ball-End Milling Cutter Based on the Merchant Oblique Cutting Theory*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 17, pp. 477-483, 2001.
- [40] S.M. Wang, C.H. Chiou, Y.M. Cheng, *An Improved Dynamic Cutting Force Model for End-Milling Process*, Journal of Material Processing Technology, Vol. 148, pp. 317-327, 2004.
- [41] J. Tlustý, *Dynamics of High Speed Milling*, Journal of Engineering for Industry, Vol. 108, pp. 59-67, 1986.
- [42] Y. Altintas, P. Lee, *Mechanics and Dynamics of Ball-End Milling*, Journal of Manufacturing Science Service and Engineering, Transactions of ASME, Vol. 120, pp. 684-692, 1998.
- [43] H. Li, X. Li, *Modelling and simulation of chatter in milling using a predictive force model*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 40/14, pp. 2047-2071, 2000.
- [44] M. C. Shaw, *Metal Cutting Principles*, Oxford University Press, Oxford, 1984.

Résumé:

La connaissance des efforts de coupe à la faveur d'un modèle prédictif est largement intéressante pour : le choix de la puissance d'une machine-outil, des outils coupants, l'optimisation des conditions de coupe et la vérification de l'apparition des vibrations. Cela donnerait aussi la possibilité de réduire le nombre d'essais et de déterminer la géométrie favorable d'outils selon les efforts de coupe limites assurés. L'objectif de ce travail est l'étude de l'influence : des angles de coupe et d'hélice, l'avance par dent et du rayon de la fraise, profondeur de passe axiale et radiale sur les variations des efforts de coupe pour le cas du fraisage périphérique.

Nos résultats de simulation sont validés par comparaison avec une étude expérimentale effectuée par B. Yucesan et Y. Altintas, il y a une bonne concordance entre les deux résultats.

Mots clés : Modèle prédictif / fraisage périphérique / Efforts de coupe / Simulink / simulation.

Abstract:

The knowledge of cutting forces by a predictive model is very interesting for choices: of a machine tool power, of the cutting tools, for the optimization of cutting conditions, and also to control the vibrations occurrence. This could also allow us to decrease the number of tests and to determine the best tool geometry in accordance with the cutting forces limit level. The objective of this work is to study the effects of: the rake and helix angles, the federate, the tool radius, and the axial and radial depths of cut on the cutting forces variations for the case of peripheral milling.

The simulation results are validated with the experimental study obtained by Yucesan and Y. Altintas; there is a reasonable agreement between two results.

Key words: Predictive model / cutting forces / peripheral milling / Simulink / simulation.

المخلص:

إن معرفة قوى القطع بفضل نموذج توقعي هو أمر بالغ الأهمية لاختيار قوة الماكينة، أدوات القطع، تحسين شروط القطع، مراقبة ظهور الاهتزازات. وهذا يسمح لنا بالتقليل من التجارب المكلفة والتي تحتاج إلى وقت طويل، وتسمح أيضا بتحديد أحسن شكل لأداة القطع في حدود قوى القطع المسموح بها. الهدف الرئيس من هذه الدراسة هو توقع تأثير زاوية القطع و الزاوية اللولبية، الخطوة لكل سن، قطر الأداة، العمق المحوري والعمق القطري على تغيرات قوى القطع للأداة.

النتائج المحصل عليها حققت بدراسة تجريبية قاما بها يسوزان و التينتناس، تحصلنا على توافق إلى حد كبير مقارنة بنتائج المحاكاة والنتائج المحصل عليها عن طريق الدراسة التجريبية.

الكلمات المفتاحية: قوى القطع / التفرير المحيطي / زاوية القطع / الزاوية اللولبية / العمق المحوري للأداة / العمق القطري للأداة.