



Development of a cutting forces model applicable to a family of tools: case of milling of hard steels

Stéphanie Bissey

► To cite this version:

Stéphanie Bissey. Development of a cutting forces model applicable to a family of tools: case of milling of hard steels. Engineering Sciences [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2005. English. NNT : 2005ENAM0004 . pastel-00001486

HAL Id: pastel-00001486

<https://pastel.hal.science/pastel-00001486>

Submitted on 2 Dec 2005

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers
Centre de Cluny

THESE

PRESENTEE POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR

DE

L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE D'ARTS ET METIERS

Spécialité : Procédés de Fabrication

PAR

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

MM.	J.-P. CORDEBOIS, Professeur, CNAM	Président du jury
	B. ANSELMETTI, Professeur, ENS de Cachan	Rapporteur
	H. PARIS, Maître de Conférences – HDR, Université J. Fourier de Grenoble	Rapporteur
	P. MARTIN, Professeur, ENSAM de Metz	Examineur
	F. LAPUJOLADE, Maître de Conférences - HDR, ENSAM de Paris	Directeur de thèse
	G. POULACHON, Maître de Conférences, ENSAM de Cluny	Co-directeur de thèse
	M. DEMESY, Ingénieur, CEA de Valduc	Invité
	J. GIESSLER, Ingénieur, Prototyp S.A.	Invité
	C. LE CALVEZ, Ingénieur – Docteur, SNECMA	Invité

REMERCIEMENTS

Ces travaux de thèse ont été réalisés au sein du laboratoire d'Usinage du CER ENSAM de Cluny. Ce laboratoire constitue l'une des équipes du LaBoMaP, Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés, dirigé par M. Michel LAMBERTIN, Professeur à l'ENSAM de Cluny, que je remercie vivement pour son aide lors de la mise en route de ce projet.

Je remercie Messieurs les membres du jury pour leur collaboration durant l'examen de ce travail et leur participation à ma soutenance.

J'adresse tout particulièrement ma reconnaissance à M. François LAPUJOLADE, Maître de Conférences-HDR à l'ENSAM de Paris, pour la direction de cette thèse, ainsi qu'à M. Gérard POULACHON pour sa co-direction. Tous deux ont su me faire partager leur enthousiasme et leurs connaissances.

Je remercie vivement M. Jean-Pierre CORDEBOIS, Professeur au CNAM à Paris, pour l'honneur qu'il m'a fait en acceptant de présider ce jury de thèse, et MM. Bernard ANSELMETTI, Professeur à l'ENS de Cachan, et Henri PARIS, Maître de Conférences-HDR à l'Université Joseph Fourier de Grenoble, pour leur délicat travail de rapporteurs.

Je remercie tout autant MM. Michel DEMESY, ingénieur au CEA Valduc, Josef GIESSLER, ingénieur chez Prototyp SA, Christian LE CALVEZ, ingénieur à la SNECMA, et Patrick MARTIN, Professeur à l'ENSAM de Metz, pour leur participation à ce jury de thèse.

Mes remerciements vont également aux industriels qui ont soutenu techniquement et financièrement cette étude : Prototyp SA, représentée par M. Josef GIESSLER, et le CEA de Valduc, représenté par M. Michel DEMESY. Le Conseil Régional de Bourgogne est particulièrement remercié pour l'aide qu'il a attribué pour l'exécution de ce travail de recherche.

Toute ma reconnaissance à mes collègues et amis Michel DESSOLY, Bernard BARTHELEMY, Romain BRENDLEN, Gilles DELHOMME et Gilles DETROYAT pour leur aide et leur conseils quotidiens, ainsi qu'à l'ensemble des membres du laboratoire d'usinage et des autres laboratoires qui ont pu être sollicités : D. BONSEMBIANTE, P.M. BARBIER, D. LAGADRILLERE.

J'adresse un salut particulier et ému à Bertrand COULON et Christophe CLAUDIN pour leur présence et leur soutien.

Je souhaite bon courage à Nolwenn CORDUAN et à Christophe CLAUDIN pour la dernière ligne droite.

Un grand merci enfin à mon futur mari Sébastien et à ma famille pour leurs encouragements, ainsi qu'à toutes celles et tous ceux qui m'ont aidée et soutenue durant ces trois années.



TABLE DES MATIERES

REMERCIEMENTS	1
----------------------	----------

TABLE DES MATIERES	3
---------------------------	----------

NOTATIONS	7
------------------	----------

I. INTRODUCTION	11
------------------------	-----------

I.1. Introduction générale	11
-----------------------------------	-----------

I.2. Définitions	15
-------------------------	-----------

II. ETAT DE L'ART	19
--------------------------	-----------

II.1. Les différentes échelles d'étude	19
---	-----------

II.1.1. Approches liées à l'échelle microscopique	20
---	----

II.1.2. Approches liées à l'échelle mésoscopique	20
--	----

II.1.3. Approches liées à l'échelle macroscopique	21
---	----

II.1.4. Bilan	21
---------------	----

II.2. Les différentes méthodes de modélisation des efforts	22
---	-----------

II.2.1. Les méthodes empiriques	22
---------------------------------	----

II.2.2. Les méthodes analytiques	23
----------------------------------	----

II.2.3. Les méthodes numériques	24
---------------------------------	----

II.2.4. Bilan	26
---------------	----

II.3. Les différents domaines de modélisation	26
--	-----------

II.3.1. Le domaine statique	26
-----------------------------	----

II.3.2. Le domaine quasi-statique	27
-----------------------------------	----

II.3.3. Le domaine dynamique	29
------------------------------	----

II.3.4. Bilan	30
---------------	----

II.4. Identification d'un modèle d'effort	30
--	-----------

II.4.1. Identification par mesure directe	30
---	----

II.4.2. Identification par mesure indirecte	32
---	----

II.4.3. Bilan	32
---------------	----

III.	LA DEMARCHE UTILISEE : Principe	37
III.1.	Concept du Couple Outil-Matière	37
III.2.	Concept du Couple Arête-Matière	41
III.3.	Principe de la démarche expérimentale utilisée	45
III.4.	Conclusion	50
IV.	ESSAIS PRELIMINAIRES : Méthode directe	53
IV.1.	Détermination de la plage de fonctionnement du couple Outil-Matière considéré	54
IV.2.	Formulation du modèle	55
IV.2.1.	Modélisation de la coupe oblique	57
IV.2.2.	Relation dans le cas de la coupe oblique	58
IV.3.	Etude de l'influence de l'angle de coupe	61
IV.4.	Etude de l'influence de l'angle d'hélice	65
IV.5.	Modèle proposé	72
V.	MESURE DES EFFORTS EN FRAISAGE	77
V.1.	Mesure des efforts de coupe	77
V.1.1.	Comparatif des moyens de mesure	77
V.1.2.	Etalonnage de la platine à compensation accélérométrique Dyna TK	80
V.1.3.	Comparaison platine Kistler et dynamomètre à compensation accélérométrique Dyna TK	83
a.	Essais de rainurage	85
b.	Essais en fraisage latéral	87
c.	Conclusion	89
V.2.	Essais de fraisage avec fraises cylindriques	90
V.2.1.	Procédure expérimentale	90
V.2.2.	Réflexions sur les mesures expérimentales	92
a.	Influence de l'angle de coupe γ	92
b.	Influence de l'angle d'hélice λ_s	93
c.	Influence de la profondeur de passe a_p	95
d.	Influence de l'avance f_z	97
e.	Influence de la vitesse de coupe V_c	98
f.	Influence du sens de fraisage (concordance ou opposition)	99
g.	Influence du bout de la fraise et des arêtes frontales	101
h.	Comparaison des courbes obtenues en rainurage et en fraisage mixte	103
i.	Courbes en fonction de la position angulaire de la fraise	104

VI.	IDENTIFICATION DE LA LOI DE COUPE EN FRAISAGE AVEC DES FRAISES CYLINDRIQUES	107
VI.1.	Procédure de traitement et d'identification des essais	107
VI.1.1.	Recalage Angulaire	108
a.	Mesure directe de la position angulaire	109
b.	Recalage angulaire par identification	111
c.	Recalages possibles	112
d.	Amélioration du recalage angulaire	117
e.	Conclusions à propos du recalage angulaire	119
VI.1.2.	Proposition d'une procédure de calage angulaire	120
a.	Procédure rigoureuse	120
b.	Procédures palliatives	121
VI.1.3.	Traitement des défauts de positionnement des arêtes	122
a.	Détermination par la mesure	122
b.	Détermination par identification	123
VI.1.4.	Choix et réalisation des essais	124
VI.1.5.	Identification de la loi de coupe	124
a.	Calage angulaire	125
b.	Identification de la loi de coupe principale	125
c.	Identification de la loi d'extrémité	127
d.	Vérification des lois	128
VI.2.	Résultats et sensibilité de la loi de coupe	128
VI.2.1.	Résultats de l'identification de la loi de coupe en mode latéral pur obtenu par soustraction	128
a.	Conditions d'essais	129
b.	Méthodologie	129
c.	Loi de coupe "Lin0lecf4"	130
d.	Résultats	132
VI.2.2.	Extraction des effets d'extrémité	141
VI.2.3.	Sensibilité de la loi de coupe	144
VI.3.	Choix des essais pour la loi de coupe présentée	151
VII.	APPLICATION AUX OUTILS DE LA MEME FAMILLE	155
VII.1.	Fraises cylindriques de diamètre et de nombre de dents différents	155
VII.1.1.	Variation du diamètre des fraises	155
VII.1.2.	Variation du nombre de dents des fraises	157
VII.2.	Fraises hémisphériques et rayonnées	158
VIII.	CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES	167
	REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	173

Annexe A	A1
Annexe B	B1
Annexe C	C1
Annexe D	D1
Annexe E	E1
Annexe F	F1
Annexe G	G1
Annexe H	H1

NOTATIONS

A_D	section de coupe
a_p	profondeur de passe axiale
a_e	profondeur de passe radiale
b	largeur de coupe
D	diamètre de la fraise
h	épaisseur de coupe
h_1	épaisseur de coupe maximale au cours de la rotation de la fraise (= épaisseur de copeau non déformé)
l	longueur de coupe
Δz	épaisseur d'un disque élémentaire de l'outil
f	avance par tour
f_z	avance par dent
F_c	effort de coupe
F_{ij}	effort de coupe local sur la $i^{\text{ème}}$ dent, le $j^{\text{ème}}$ élément
F_k	effort de coupe dans la direction k ; $k = x, y, z, r, t, a, g, n \dots$
γ	angle de coupe
K_c	effort spécifique de coupe
λ_e	angle d'écoulement du copeau
λ_n	angle entre PQ et PR (cf figure IV-4)
λ_s	angle d'hélice
M	nombre d'éléments de segmentation de l'outil
N	vitesse de rotation de la broche
P_c	puissance de coupe
P_{ij}	point milieu du segment S_{ij}
Q	débit copeau
S_{ij}	segment d'arête sur la $i^{\text{ème}}$ dent, le $j^{\text{ème}}$ élément
T	durée de vie de l'outil
V_c	vitesse de coupe
V_f	vitesse d'avance
W_c	énergie spécifique de coupe
Z	nombre de dents de l'outil

Chapitre I :

Introduction

I. INTRODUCTION

I.1. Introduction générale

L'obtention des formes requises 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.

Afin d'améliorer encore cette compétitivité, le processus de fabrication doit être préparé avec attention et plus en amont. Une des orientations privilégiées dans les milieux industriel et académique réside dans la mise en place d'un système intégré de prédiction des différents phénomènes mis en jeu lors des opérations d'usinage. Prédire l'apparition d'instabilités, évaluer les interactions instantanées au sein du système Pièce-Outil-Machine, déterminer l'état de surface final de la pièce usinée... sont autant d'objectifs visés dans le milieu de la coupe. A l'échelle macroscopique, le calcul des efforts de coupe intervient à différents stades de cette préparation : choix ou dimensionnement des outils et des machines, prédiction des déformations et des vibrations, optimisation des paramètres d'usinage, choix des trajectoires d'outils...

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 de voiles minces, 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 recomposés 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.

Afin de déterminer ces efforts de coupe, il est possible d'établir des modèles qui permettent de calculer les efforts de coupe en fraisage avec une bonne précision. Cette dernière est d'autant meilleure que les modèles utilisés sont plus raffinés, mais avec en contrepartie la nécessité de connaître un nombre important de constantes caractéristiques du couple formé par le matériau coupé et l'outil mis en œuvre. Les modèles les plus simples ne prennent en compte qu'un ou deux coefficients, telle la pression spécifique de coupe qui est très souvent disponible dans des bases de données, mais ne permettent pas de calculer l'évolution temporelle des efforts de coupe dans les configurations d'usinage très variées qui peuvent être rencontrées en fraisage 5 axes par exemple ou dans l'industrie du moule. L'utilisation de modèles plus complexes rend nécessaire l'expérimentation pour déterminer les constantes de coupe et ainsi recalibrer les modèles. Le coût de cette expérimentation est d'autant plus sensible que les résultats ne sont valables que pour un matériau et un outil donnés.

Le travail réalisé au cours de cette étude porte sur la caractérisation des couples outil-matière du point de vue des efforts de coupe et montre qu'il est possible d'obtenir des modèles de complexité moyenne, valables pour une large famille d'outils dans un matériau donné. L'expérimentation est alors réduite à celle d'un petit nombre d'outils représentatifs de la famille. L'objectif est atteint en réintroduisant au niveau des relations de coupe (ou lois de coupe) les deux variables, angle de coupe et angle d'hélice, qui complètent la représentation de l'interaction de l'arête de coupe avec la matière en plus des variables habituelles : épaisseur, largeur et vitesse de coupe. Des constantes qui sont caractéristiques de l'action d'un type d'arête dans une matière donnée sont alors obtenues.

De plus, l'idée directrice est d'arriver à caractériser des Couples Arête-Matière qui ont un domaine d'application plus large que les Couples Outil-Matière, et par conséquent de diminuer considérablement le nombre des essais. Ce concept du Couple Arête-Matière (CAM) vient en complément de la méthodologie du Couple Outil-Matière (COM) qui permet de déterminer le domaine de fonctionnement d'un outil dans un matériau donné en termes de conditions de coupe. Le concept du CAM s'intéresse à des familles d'outils et ne prend pas en

compte des lois de comportement du matériau. En effet, diverses réserves peuvent être émises sur les extrapolations effectuées lors de l'utilisation de ces lois, surtout en usinage grande vitesse. De plus, les difficultés de détermination des coefficients de ce type de lois (exemple : loi de Johnson-Cook) constituent autant de freins à la mise en place de ces lois. Le CAM se contente donc d'étudier l'élément "Outil" du système Pièce-Outil-Machine et de déterminer les efforts de coupe pour une famille d'outils. Le domaine d'application privilégié est celui des fraises monobloc.

La **figure I-1** est une représentation succincte des différents éléments, grandeurs, méthodes, etc... qui peuvent être mis en jeu lorsque l'ensemble du phénomène de coupe est envisagé.

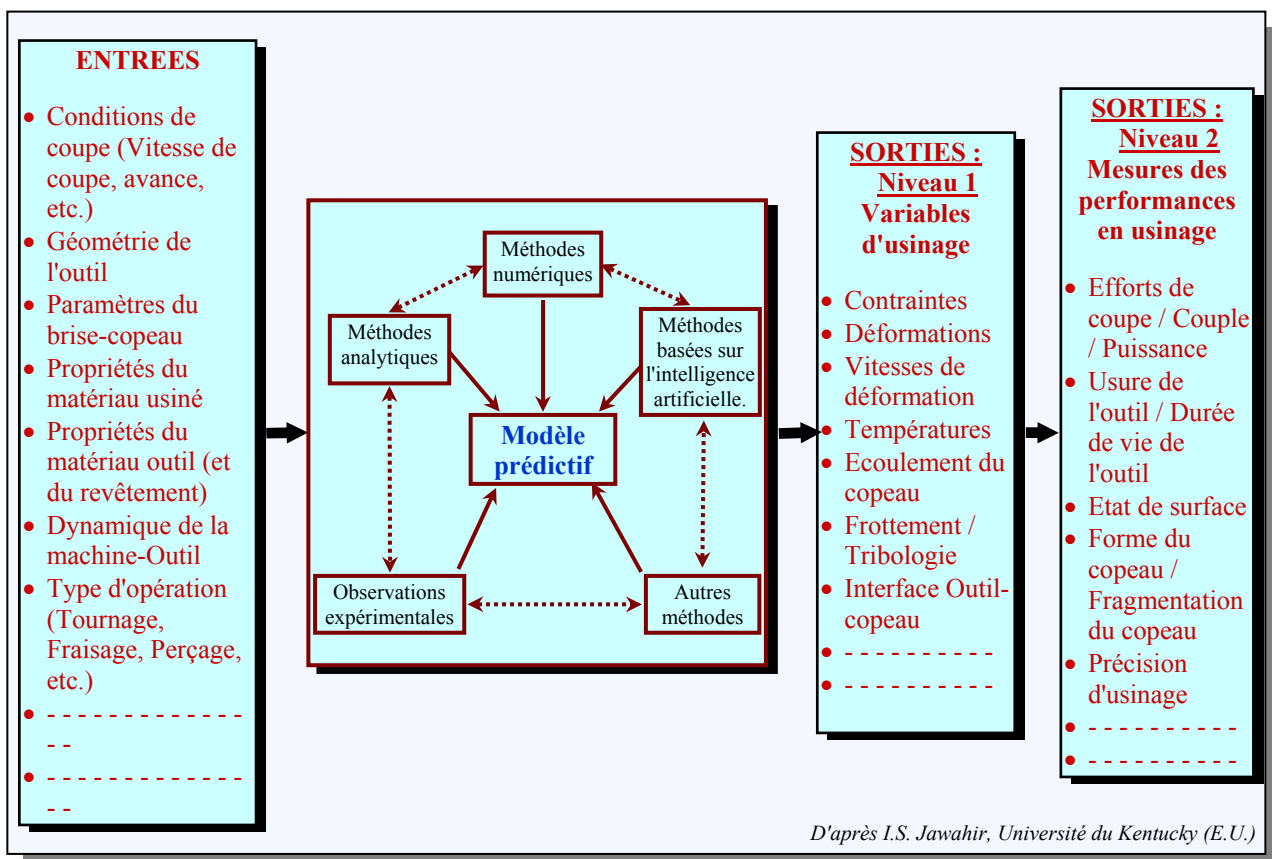


Figure I- 1 : Différents éléments permettant de définir le procédé d'usinage.

Ainsi, beaucoup de travaux se concentrent autour de la mise au point d'un matériel de simulation de la coupe permettant de prévoir le déroulement d'une opération d'usinage et par conséquent de la préparer au mieux. L'étude de la formation du copeau, de la température développée au cours de la coupe ou des phénomènes de frottement sont autant de thèmes liés

à la mise au point d'un tel logiciel. La relation de coupe constitue en fait un sous-produit de cet outil de simulation.

Afin de répondre à cette problématique de détermination des efforts de coupe en fraisage, et plus particulièrement en fraisage d'aciers traités thermiquement avec des fraises monobloc au vu des activités des entreprises associées à cette étude, le travail réalisé et présenté dans ce mémoire s'articule de la façon suivante :

Le chapitre I présente, après cette introduction générale du contexte des travaux, plusieurs définitions qui permettront de mieux appréhender le vocabulaire utilisé tout au long du mémoire.

Le chapitre II permet quant à lui de dresser un tableau des avancées actuelles en matière d'étude et de prédiction des efforts de coupe, et de montrer l'importance que la connaissance de ces efforts revêt dans le milieu industriel et de la recherche. Les divers modèles existants, leurs différences, leurs avantages et inconvénients sont recensés dans ce chapitre.

Le chapitre III développe la démarche qui a été suivie tout au long des travaux de thèse. Il précise le concept de Couple Arête-Matière qui a été mis en place, et donne le principe de la méthodologie.

Le chapitre IV est relatif aux essais préliminaires nécessaires à la détermination de la forme de la loi de coupe. La démarche, la mise en œuvre expérimentale ainsi que les résultats de mesure et les conclusions quant à la loi de coupe sont présentés successivement dans ce chapitre.

Le chapitre V présente tout d'abord le choix du moyen de mesure qui a été effectué avant de procéder aux essais, puis la procédure expérimentale des essais de fraisage avec des fraises cylindriques et les constatations qui peuvent être faites sur l'influence des différentes variables testées au cours de ces essais.

Le chapitre VI permet de faire le point sur la procédure d'identification des coefficients de la loi de coupe et de déterminer ces coefficients dans le cas des fraises cylindriques. Il pose également les difficultés auxquelles il est nécessaire de faire attention avant de mettre en œuvre les essais utilisés pour l'identification. Un paragraphe est également consacré à l'étude de la sensibilité de la loi de coupe.

Le chapitre VII donne les résultats de l'élargissement de l'application de la loi de coupe déterminée au chapitre VI à d'autres outils de la même famille : modification du diamètre, du nombre de dents des outils, ou encore application sur des fraises à géométrie globale autre que cylindrique.

Enfin le chapitre VIII permet de conclure ce mémoire en reprenant les principaux résultats de cette étude et en donnant les remarques générales relatives à ceux-ci. Il donne également quelques perspectives tant au niveau de l'application de ce travail, qu'aux compléments qui peuvent lui être apportés sur le fond et sur la forme.

I.2. Définitions

Afin de mieux appréhender les chapitres qui suivent, ce paragraphe a pour objectif de définir certains termes ou locutions utilisés dans le mémoire en complément de la nomenclature.

Ainsi, le paragraphe précédent fait appel à la notion de famille d'outils. Cette notion s'avère très importante puisqu'elle constitue une base primordiale du concept du Couple Arête-Matière qui est mis en place dans cette étude.

Une *famille d'outils* désigne un ensemble d'outils employant le même type d'arête *Y*. Le type d'arête est principalement dépendant de la matière de l'outil, du revêtement, de la préparation d'arête (**figure I-2**).

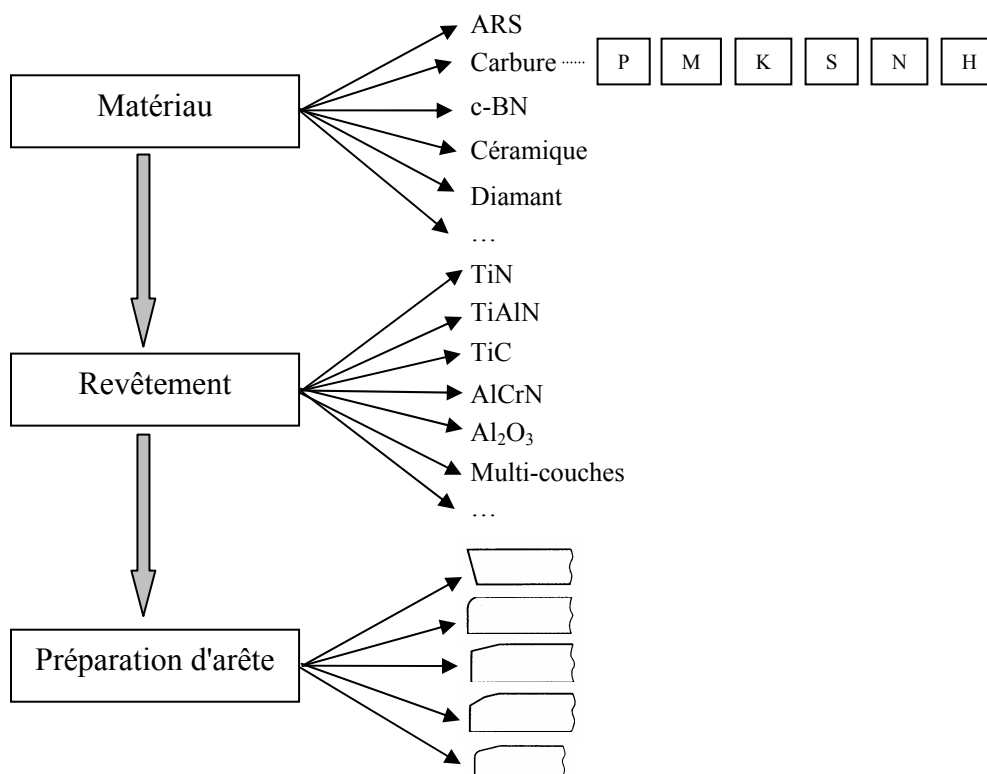


Figure I-2 : Choix d'un type d'arête et définition d'une famille d'outil.

Au sein d'une même famille, les outils peuvent être de forme cylindrique, hémisphérique, rayonnée... Il est également possible d'inclure des outils possédant des angles d'hélice différents ou des angles de coupe évolutifs, comme c'est souvent le cas pour les fraises hémisphériques, à condition que le type d'arête reste identique (**figure I-3**). Le diamètre ou le nombre de dents de l'outil peuvent aussi varier. Les notions de type d'arête et de famille d'outils sont ici équivalentes : le type d'arête définit la famille d'outil.

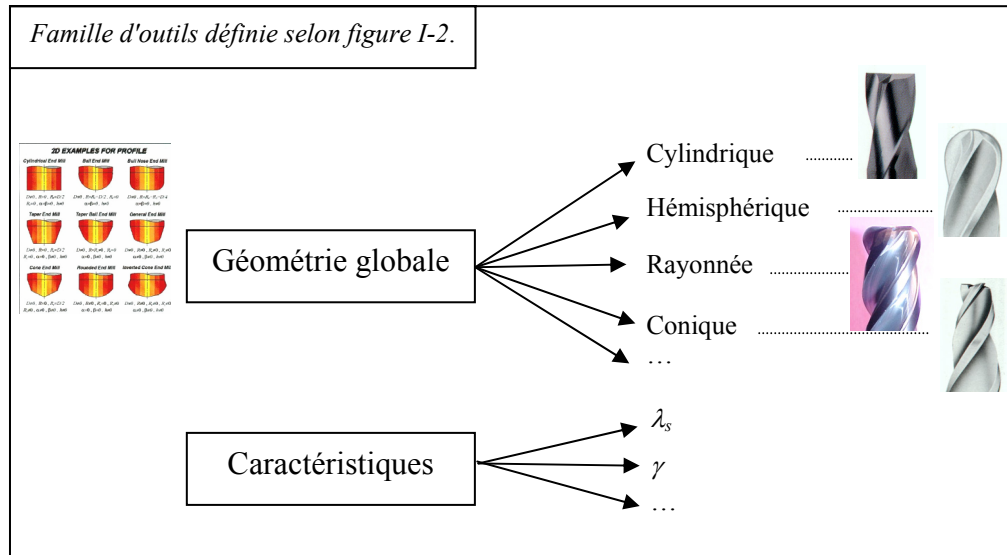


Figure I- 3 : Diversifications possibles au sein d'une famille d'outils.

L'angle de coupe dont il est question tout au long de cette étude est l'angle de coupe orthogonal γ_0 . Par simplification, il sera noté γ tout au long de ce mémoire et désigné uniquement par "angle de coupe".

Les expressions "relation de coupe" et "loi de coupe" ou encore "modèle" désignent ici toutes la même chose : l'ensemble constitué par la forme que doit prendre l'expression mathématique des composantes des efforts de coupe, le repère dans lequel ces expressions mathématiques sont exprimées, les variables intervenant dans la définition mathématique des composantes d'efforts, auxquelles s'ajoutent enfin des constantes liées au Couple Arête-Matière étudié. Ces constantes peuvent parfois être désignées par le terme "coefficient" de la loi de coupe et sont intrinsèques au Couple Arête-Matière.

Par contre, l'usage du terme "paramètre" est à prendre comme synonyme de "condition" de coupe et désigne par exemple la vitesse de coupe, l'avance, la profondeur de passe axiale, l'engagement radial de l'outil qui sont en fait les variables de la loi de coupe. Ces paramètres sont des données "externes" au Couple Arête-Matière.

Chapitre II :

Etat de l'Art

II. ETAT DE L'ART

Ce chapitre a pour objectif de faire un bilan des différents points de vue existant à l'heure actuelle quant à la modélisation des efforts. L'échelle d'étude envisagée, les diverses méthodes de modélisation ou encore l'identification des coefficients de lois de coupe sont les trois points présentés dans cette partie.

II.1. Les différentes échelles d'étude

Le processus de coupe peut être modélisé sous différents points de vue selon l'échelle spatiale utilisée pour le décrire. La **figure II-1** issue des travaux de M. Chérif [CHE, 03b], et inspirée de ceux de A. Marty, montre la possibilité de distinguer trois points de vue d'étude des efforts. A chacun de ces points de vue sont associées différentes modélisations des efforts de coupe utilisant des théories et des procédures expérimentales particulières. Les avantages et les inconvénients de chaque échelle d'étude seront envisagés, car la finalité de chacune d'elle n'est bien sûr pas la même, et toutes ne correspondent pas au cadre de cette étude.

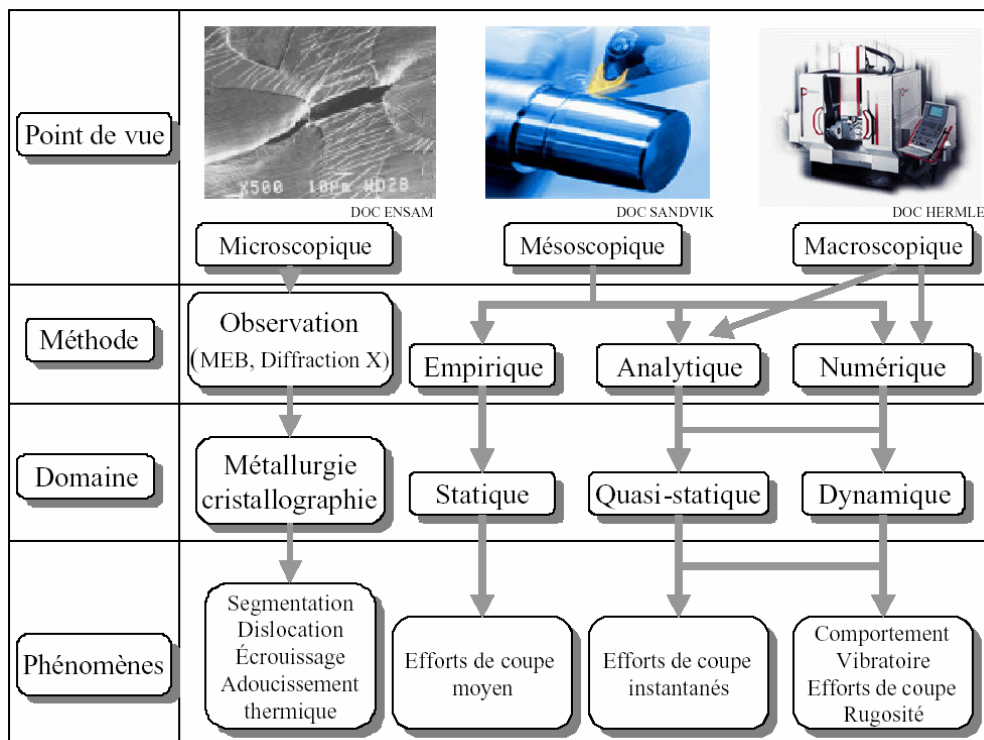


Figure II- 1 : Les différentes approches de la modélisation des efforts de coupe [CHE, 03].

II.1.1. Approches liées à l'échelle microscopique

L'échelle microscopique est celle qui permet d'appréhender le phénomène de coupe en considérant essentiellement l'aspect métallurgique de l'interaction entre la partie active de l'arête et le matériau usiné. Le niveau de modélisation qui lui est associé porte principalement sur l'étude de l'état résiduel de la peau de pièce (fissures, changements de phase) et de l'évolution de la matière (dislocations des grains, inclusions, microstructures). L'analyse porte également sur la formation du copeau au niveau métallurgique par des analyses microstructurales et mécaniques des différentes zones du copeau (transformation de phase, texture, adoucissement thermique). Plusieurs études ont été menées en tournage à ce niveau microscopique [POU, 99] mais il paraît difficile d'exploiter des informations métallurgiques sur le copeau ou la pièce pour extraire des données macroscopiques telles que les efforts de coupe.

II.1.2. Approches liées à l'échelle mésoscopique

[BAI, 68], [CHE, 03a], [PAN, 04], [KAL, 96]

L'échelle mésoscopique, quant à elle, est relative à l'étude de l'interaction entre la pièce et l'outil sans considération de l'aspect métallurgique de la coupe. La formation du copeau n'est plus la seule analyse considérée. Les aspects thermiques, thermomécaniques et tribologiques du processus de coupe sont cette fois-ci pris en compte et étudiés notamment grâce aux flux de chaleur ou aux écoulements de matière. Les températures élevées, les grandes déformations et grandes vitesses de déformation mises en jeu lors de la coupe constituent autant de données qui modifient les propriétés mécaniques des matériaux. Plusieurs études analytiques basées sur la théorie de la coupe orthogonale et / ou oblique [MER, 44], [BEC, 02], [OXL, 89], [CHE, 03b] ainsi que des études numériques basées sur l'utilisation d'éléments finis permettent de faire le lien entre les évaluations de grandeurs physiques difficilement mesurables (surtout en UGV) telles que les déformations, vitesses de déformation ou températures, et des informations macroscopiques que sont les efforts de coupe. Toutefois, cette approche repose sur des hypothèses (coupe orthogonale ou oblique) difficilement vérifiables, ainsi que sur la compréhension du mécanisme de formation du copeau délicate à appréhender en fraisage du fait de la géométrie complexe des outils et de la cinématique des trajectoires.

II.1.3. Approches liées à l'échelle macroscopique

[LAP, 00], [LAZ, 00], [LAR, 03], [PEI, 03], [TLU, 86], [ALT, 00]

Avec cette échelle, c'est le système Pièce-Outil-Machine dans sa globalité qui est considéré. Les phénomènes exercés à la pointe de l'outil ne constituent plus l'intérêt de ces approches, mais ce sont plutôt les déformations du système Pièce-Outil-Machine soumis à l'action des efforts de coupe qui sont étudiées. Les aspects thermomécaniques de la coupe ne sont pas pris en compte. Par contre, ce type d'approches est particulièrement adapté aux modélisations dynamiques du processus de coupe : comportement des machines et aspect vibratoire, et peut se révéler très utile pour la détermination de conditions de coupe stables, ce que ne peuvent détecter les deux autres niveaux d'échelle [LAA, 98], [LAP, 98], [TOH, 04], [SMI, 91], [ALT, 98], [LAN, 04], [LI, 01a]. En définitive, l'approche macroscopique permet d'avoir une vision globale du système Pièce-Outil-Machine et sa prise en compte pour la mise au point de logiciels de simulation de la coupe, par exemple, est rendue possible par cette approche. Le comportement de la machine et celui de l'outil et de la pièce peuvent ainsi être modélisés dans des conditions réellement utilisées lors de l'usinage, dans le milieu industriel.

II.1.4. Bilan

Dans le cadre de ces travaux, le choix de l'échelle d'étude s'est orienté vers une approche macroscopique. En effet, même si la description des efforts de coupe instantanés, dont la modélisation constitue l'objectif de cette thèse, peut s'effectuer au niveau mésoscopique, l'échelle macroscopique s'avère plus appropriée. Le concept de Couple Arête-Matière qui sera présenté dans les chapitres suivants ne s'intéresse pas aux grandeurs liées au matériau usiné, donc l'évaluation des déformations et autres températures n'intervient pas dans cette modélisation. De plus, les limites des moyens de mesure ou d'identification actuels de ces grandeurs ont été présentées au paragraphe II-1-2. Enfin, les utilisations ultérieures de la modélisation des efforts de coupe telles que la prédiction des déformations d'outils [LAR, 03], l'étude de la coupe en dynamique, l'optimisation des trajectoires d'usinage [FEN, 00], [GUE, 04], la prédiction des défauts de surface sur les pièces usinées [MEN, 95a], [MEN, 95b], [PAR, 04], [PEI, 03] ou encore l'optimisation des conditions de coupe [WAN,] se situent à l'échelle macroscopique et il paraît judicieux de conserver une certaine homogénéité de points de vue avec la cible finale.

II.2. Les différentes méthodes de modélisation des efforts

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. Différentes méthodes sont présentées dans la littérature et s'adaptent aux points de vue proposés dans le paragraphe précédent.

II.2.1. *Les méthodes empiriques*

*[SAB, 61], [ARM, 69a], [ARM, 69b], [DEV, 80], [KLI, 82],
[ALT, 00], [LEE, 96]*

Sabberwal [SAB, 60] 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 travaux 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 al. [DEV, 80] 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 par exemple des défauts d'écarts radiaux entre les dents de l'outil. De nombreux essais sont alors toujours nécessaires pour déterminer les coefficients qui sont fonction de l'avance.

La théorie unifiée d'Armarego permet quant à elle d'extrapoler les résultats de la coupe orthogonale au cas de la coupe oblique [ARM, 69a], [ARM, 69b]. Cette extension de la coupe orthogonale à la coupe oblique sur des géométries 3D a également été proposée par Lee et al. [LEE, 96] afin de pouvoir l'appliquer sur des outils de type hémisphérique couramment utilisés industriellement. Il met en exergue la nécessité de disposer de méthodologies

favorisant ce passage de résultats obtenus en 2D à des configurations 3D et de limiter le nombre d'essais associés à la détermination des coefficients. Altintas [ALT, 00] 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 [FEN, 94a], [FEN, 94b], [FU, 84] ou semi empirique [GRA, 04], [JAY, 04] mais ces méthodes posent encore problème en termes de quantité d'essais pour étalonner le modèle d'efforts. 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.

II.2.2. Les méthodes analytiques

[MER, 44], [OXL, 89], [ALT, 00], [CHE, 03b], [JUN, 02]

Ce sont historiquement les plus anciennes. Merchant [MER, 44] développe les premières théories sur la phénoménologie de la coupe. Avec l'hypothèse simplificatrice de la coupe orthogonale, un plan de cisaillement séparant 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, comme indiqué sur la **figure II-2**. 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.

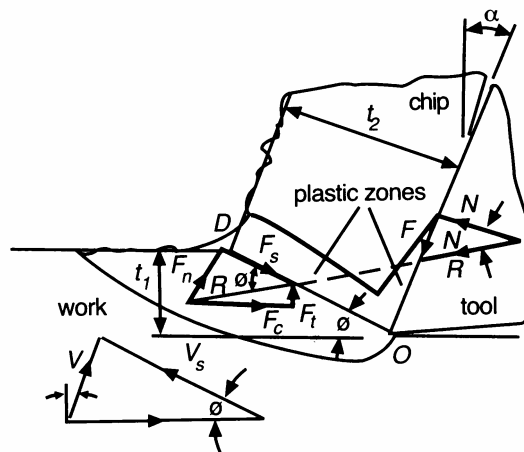


Figure II- 2 : Définition du calcul des efforts de coupe selon Merchant.

Oxley [OXL, 89] 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.

En 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, comme indiqué par la relation II_1 :

$$F = fonction(\tau_{max}, S_{copeau}, \varepsilon, \varepsilon', angle_{frottement}) \quad (II_1)$$

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 contrainte, de déformation 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.

II.2.3. Les méthodes numériques

**[USU, 78a], [USU, 78b], [USU, 78c], [ARM, 91], [GRO, 96],
[JUN, 01], [KAL, 96], [SMI, 98]**

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 ou 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, et 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 de caractéristiques thermiques du système outil-pièce permettant d'évaluer les différents flux thermiques.

Ainsi, ces méthodes, malgré l'aide qu'elles peuvent apporter à la compréhension des mécanismes de formation du copeau, apparaissent 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.

II.2.4. Bilan

Suite à l'analyse des différentes méthodes de modélisation existant à l'heure actuelle dans la littérature, il apparaît que les méthodes empiriques sont les plus adaptées à ce travail de recherche. Toutefois, ces méthodes présentent un certain nombre d'inconvénients qui ont été présentés au paragraphe II-2-1, notamment en termes de quantité d'essais à mener pour identifier les coefficients des lois de coupe. C'est pourquoi, dans le cadre de cette étude, le choix s'est porté sur l'utilisation privilégiée de relations semi empiriques dont les valeurs des coefficients sont obtenues expérimentalement, directement à partir de mesure de force, mais dont les formes sont dictées par des considérations sur la nature du couple outil - matière.

II.3. 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 [SMI, 91], [TOH, 04].

II.3.1. Le domaine statique

Dans ce domaine, la modélisation ne tient pas compte du paramètre temporel, ce 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 de 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 cette étude.

II.3.2. Le domaine quasi-statique

[KO, 02], [LAR, 03]

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 [KLI, 82] et DeVor [DEV, 80] proposent une décomposition de l'outil en plusieurs disques d'épaisseur élémentaire dz . La **figure II -3** présente ce modèle de segmentation. Différentes positions de l'outil au cours de sa rotation sont considérées sur chaque disque.

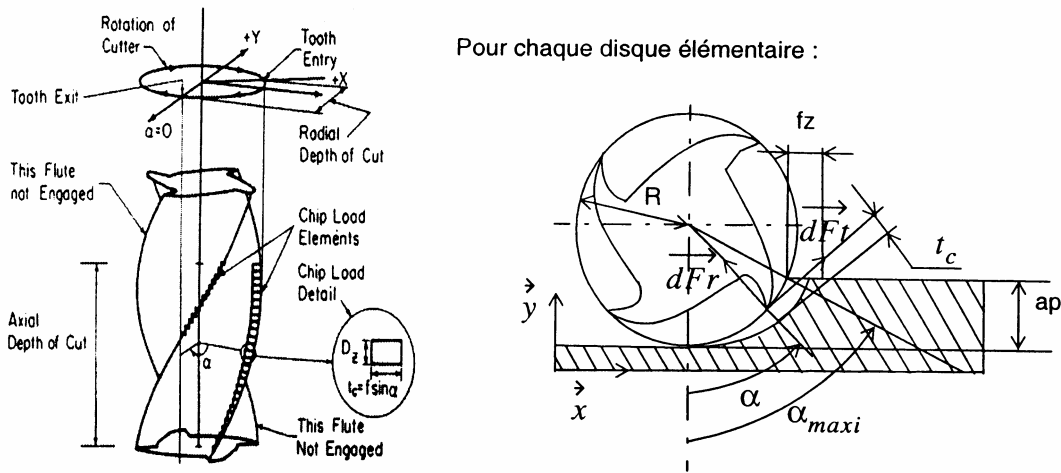


Figure II-3 : Le modèle de Kline et DeVor [KLI, 82].

La formule de Martelotti [MAR, 41] permet de calculer l'épaisseur de copeau pour une position angulaire donnée de l'outil : $h = f_z \times \sin \alpha$. Les efforts élémentaires appliqués sont alors exprimés par les **relations II_2 et II_3** :

$$dF_t = K_t \times f_z \times \sin \alpha \times dz \quad (\text{II}_2)$$

$$dF_r = K_r \times dF_t \quad (\text{II}_3)$$

Le travail de Sabberwal [SAB, 61] a montré que l'effort spécifique de coupe tangentiel K_t évolue en fonction de l'épaisseur de coupe (**Eq. II_4**) :

$$K_t = K_{t0} \times (f_z \times \sin \alpha)^p \quad (\text{II_4})$$

DeVor s'appuie ensuite sur ces travaux et rappelle qu'une valeur commune utilisée pour p est égale à -0,3 et émet l'hypothèse que $(\sin \alpha)^{p+1} = \sin \alpha$. Ceci permet alors d'obtenir les **relations II_5 et II_6** :

$$dF_t = K_t \times f_z \times \sin \alpha \times dz \quad \text{où } K_t = K_{t0} \times f_z^{-0,3} \quad (\text{II_5})$$

$$dF_r = K_r \times dF_t \quad (\text{II_6})$$

Les expressions précédentes permettent alors d'obtenir les efforts résultants sur chaque disque. 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 dans la littérature, avec diverses adaptations quant à la définition des coefficients d'efforts de coupe ou le calcul de l'épaisseur de copeau par exemple. Altintas [ALT, 99] propose la détermination d'un coefficient d'effort de coupe moyen équivalent. Lazoglu [LAZ, 00] ou Sabberwal [SAB, 61] basent leurs modélisations sur une épaisseur de copeau moyenne alors que Abrari et al. [ABR, 98], Ko et al. [KO, 02] et Li et al. [LI, 01b] 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 [GRA, 04] ; angle de coupe [IMA, 98] ; angle de coupe, angle de direction d'écoulement du copeau et rayon d'affûtage [LIU, 02] ; rayon d'affûtage [YUN, 00], [YUN, 01]) ou à la pièce (contrainte de cisaillement).

II.3.3. Le domaine dynamique

**[ALT, 00], [LAP, 97], [TLU, 86], [SMI, 00], [ABR, 98],
[ALT, 98], [DAV, 98]**

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 [ENG, 01a], [ENG, 01b], [LI, 01], [WAN, 04], [LIU, 02].

Ce type d'étude prend en compte des vibrations libres et / ou des vibrations forcées [TLU, 86], et met en œuvre le calcul d'une épaisseur de copeau dynamique [ALT, 98] avec un mécanisme régénératif [LI, 00]. 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 ou du choix des paramètres de simulation (temporel ou spatial) qui influent sur les temps de calcul.

Ces modèles permettent de simuler finement un processus de coupe dans de nombreuses applications, notamment en Usinage 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).

II.3.4. Bilan

Cette étude vise à déterminer un modèle d'effort de coupe intégrant les influences des angles de coupe et d'hélice. Ainsi, le nombre d'essais avant une opération de fraisage pourrait être limité et le choix des angles de coupe et d'hélice optimaux pour une opération donnée pourrait être favorisé. Cet objectif ne se positionne pas dans le cadre de l'analyse complète dynamique du système Pièce-Outil-Machine et de son comportement vibratoire, même s'il peut ensuite lui être utile par un passage d'une loi de coupe "classique" à une loi de coupe "dynamique". Le développement du modèle pour cette étude sera donc effectué dans le domaine quasi-statique puisqu'il a été montré que le domaine statique ne convient pas au cadre du fraisage. L'établissement de la loi de coupe se fait à partir de formes correspondant à la coupe stationnaire.

II.4. Identification d'un modèle d'effort

Modéliser les efforts de coupe en fraisage nécessite donc, d'après ce qui vient d'être présenté et les choix effectués, d'identifier des coefficients liés aux différents paramètres géométriques de l'outil ou aux conditions de coupe de l'opération d'usinage. Toutes les méthodes d'identification ne sont pas exposées dans ce paragraphe : seules les deux principales approches utilisées lors de l'identification d'un modèle quasi-statique sont décrites.

II.4.1. Identification par mesure directe

L'étape d'identification des coefficients de la loi de coupe en fraisage ainsi que dans le cadre d'autres procédés d'usinage (tournage, perçage...) relève d'une série d'essais au cours de laquelle les efforts de coupe sont mesurés directement par l'intermédiaire de dynamomètres [JAY, 01], [RUB, 83a], [RUB, 83b], [MEN, 95a], [MEN, 95b], [YAN, 91], [LAP, 97], [TOU, 00]. Ces campagnes d'essais peuvent être basées sur des essais réalisés en rainurage [ALT, 96], en fraisage de profil [LAR, 04], [PEI, 03] ou en coupe orthogonale [YAN, 91]. Les signaux expérimentaux des mesures d'efforts ainsi obtenus sont ensuite traités par moyennage ou lissage et permettent, à l'aide d'algorithmes de comparaison des données expérimentales et des valeurs calculées, d'identifier les coefficients de la loi de coupe. Il est à

noter que les résultats obtenus lors de la détermination des coefficients sont évidemment tributaires de la qualité des mesures effectuées durant la campagne d'essais et des conditions de réalisation de ces essais. Les principales difficultés portent sur les capacités du dynamomètre utilisé (bande passante, fréquence propre) et sur le repérage de la position angulaire de l'outil par rapport aux signaux d'efforts mesurés.

a. Identification par mesure des efforts moyens

Kline et DeVor [KLI, 82] expliquent que l'identification des coefficients spécifiques de coupe doit découler d'une comparaison entre les efforts moyens mesurés et les efforts moyens calculés. Au départ, K_t et K_r sont calculés comme des fonctions de l'avance par dent f_z puis le modèle est complété au vu des différents essais menés et des résultats obtenus : il apparaît en effet que ces coefficients varient non seulement en fonction de f_z , mais également en fonction des conditions d'engagement de l'outil (profondeurs de passe axiale et radiale).

Cette méthode de modélisation a été reprise dans la littérature avec quelques modifications dans la définition des coefficients de coupe ou du calcul de la section du copeau, comme par exemple dans les travaux de Meng Lim et al. [MEN, 01] ou Junz et al. [JUN, 02].

b. Identification par mesure des efforts instantanés

D'autres auteurs rappellent que les coefficients spécifiques de coupe varient non pas en fonction de l'épaisseur de coupe moyenne mais en fonction de l'épaisseur de coupe instantanée [ABR, 98], [KO, 02], [LI, 01b].

Pour prendre en compte ce paramètre temporel, Ko et al. proposent de calculer les coefficients de la loi de coupe indépendamment des conditions de coupe en mesurant les efforts de coupe instantanés lors de l'opération d'usinage. Ils utilisent alors un seul essai au cours duquel une seule dent à la fois est engagée dans la matière, permettant ainsi de relier simplement l'effort à la section de copeau instantanée pour un élément donné de l'arête considérée.

Cette méthode a ensuite encore été améliorée afin de minimiser les contraintes dues à des essais avec des outils à dent unique : Jayaram et al. [JAY, 01] ont ainsi présenté une méthode d'identification des coefficients de coupe basée sur des essais menés avec plusieurs arêtes engagées en même temps dans la matière, ce qui correspond plus à des conditions de mise en œuvre industrielle.

c. Identification basée sur la théorie de la coupe orthogonale

Dans certains modèles, l'intensité des efforts et leur direction sont déterminées grâce à la transformation orthogonale-oblique proposée par Armarego et al. [ARM, 85]. La géométrie de la fraise est représentée approximativement par des plans tangents aux segments locaux d'arête de coupe et le modèle d'efforts peut ainsi être établi à partir de la théorie de la coupe orthogonale [YAN, 91], [LEE, 96], [ALT, 00], [BEC, 02].

Des essais sont donc menés en coupe orthogonale (usinage en bout d'un tube ou sur le diamètre d'un disque), et en passant par cette transformation, les coefficients de la loi de coupe oblique peuvent être déterminés.

II.4.2. Identification par mesure indirecte

Ce type d'identification consiste non plus à mesurer les efforts de coupe directement, mais à mesurer une grandeur pendant ou après l'usinage qui dépend de ces efforts de coupe. La mesure de l'état de surface de la pièce après usinage peut par exemple constituer une image des efforts subis par l'outil pendant l'opération de coupe et de ses déformations. La mesure de puissance constitue également une méthode d'identification indirecte des efforts de coupe, couplée à une mesure de la vitesse d'avance. Celle-ci peut se faire à l'aide de wattmètres branchés sur les variateurs des moteurs ou à l'aide des informations recueillies par le directeur de commande numérique, s'il le permet. Auchet et al. ont également développé une technique de mesure des efforts de coupe à partir de la mesure des courants de commande des paliers magnétiques de la broche de la machine [AUC, 04].

II.4.3. Bilan

Dans le cadre de cette étude, il a été décidé de procéder à la mesure des efforts directement au cours de l'opération d'usinage. En effet, bien que cette méthode d'identification implique certaines difficultés de mise en œuvre dans le milieu industriel, et qu'elle nécessite une certaine rigueur lors des mesures, c'est la méthode la mieux adaptée à ces travaux. Elle permet l'accès direct aux informations expérimentales sur les efforts alors que la mesure de puissance, qui peut être très intéressante dans le cadre d'un suivi d'usinage ou pour la détermination du domaine de fonctionnement d'un Couple Outil-Matière, ne permet pas de

faire le lien avec les efforts locaux développés au niveau de l'arête. La mesure de puissance ne peut être liée qu'à une vision globale de l'étude des efforts de coupe.

Enfin, la mise au point d'un dynamomètre à compensation accélérométrique par F. Lapujoulade [**LAP, 97**] permet d'obtenir des mesures plus "propres" qu'avec d'autres dynamomètres grâce à sa bande passante et au traitement des efforts par soustraction des effets d'inertie de l'ensemble pièce-dynamomètre.

Chapitre III :

La Démarche Utilisée : Principe

III. LA DEMARCHE UTILISEE : Principe

Ce chapitre présente le principe de la démarche expérimentale utilisée durant ces travaux de recherche. Tout d'abord, la méthodologie existante du Couple Outil-Matière [NOR, 94] est exposée, puis il sera nécessaire d'expliquer le concept du Couple Arête-Matière qui va être mis en place tout au long de cette étude et qui sera le fil directeur des essais à suivre.

III.1. Concept du Couple Outil-Matière

Dans le monde industriel actuel et au sein des laboratoires de recherche, afin d'atteindre des objectifs de rationalisation du nombre d'essais, de diminution des temps de mise en œuvre des expériences et donc des coûts, une des méthodologies utilisées est celle du Couple Outil-Matière usuellement appelée COM (norme AFNOR XP E 66-520-5) [NOR, 94]. Cette méthodologie, établie dans les années 1990, repose sur la définition et la considération d'un couple composé du matériau usiné et de l'outil que l'on envisage d'utiliser pour l'opération d'usinage. Elle permet de définir le domaine de fonctionnement de l'outil coupant en déterminant les limites des paramètres d'utilisation de l'outil (bornes en minimum et en maximum des paramètres suivants : vitesse de coupe V_c , avance par tour f ou par dent f_z , profondeur de passe axiale a_p , engagement radial a_e , durée de vie de l'outil T) indépendamment les uns des autres. Les paramètres de liaisons (section de coupe, débit de copeaux, déformation et couple autorisés, exposants et constante du modèle de Taylor) permettent de décrire les interactions entre les paramètres limites. En effet, les paramètres de coupe ne pourront pas être affichés à leur maximum en même temps et il s'agit donc de prendre en compte certaines limites techniques directes (section de coupe maximale par exemple) ou l'utilisation de certains modèles (modèle de Taylor par exemple pour l'évaluation de la durée de vie T de l'outil). Les paramètres auxiliaires tiennent compte, quant à eux, des caractéristiques des moyens de production et doivent permettre la transposition des conditions de coupe d'un moyen de production à un autre par la voie du calcul (utilisation, par exemple, de l'effort spécifique de coupe K_c ou de l'énergie spécifique de coupe W_c). La méthodologie du COM nécessite tout d'abord de bien définir l'outil, la matière à usiner et parfois l'opération envisagée. Définir signifie ici désigner sans ambiguïté : il s'agit de l'outil $\tilde{Z}$ dont la géométrie,

les dimensions, la nuance, le revêtement, la préparation d'arête... sont précisées. Puis le matériau usiné correspond lui aussi à un matériau bien spécifique qui peut être particularisé par un traitement thermique, un mode de fabrication, une propriété quelconque... Mais les propriétés de la matière ou de l'outil en tant que telles ne constituent pas le centre d'intérêt de la méthode : elles ne sont pas utilisées comme paramètres ou comme variables du système. Plusieurs étapes doivent ensuite être enchaînées pour mener à bien la définition du domaine de fonctionnement recherché.

La première étape réside dans la recherche d'un point de fonctionnement stable et acceptable en termes de conditions de coupe (vitesse de coupe V_c , avance f_z , profondeur de passe a_p , engagement radial a_e en fraisage) afin de s'assurer que l'outil est compatible avec le matériau et l'opération d'usinage envisagée, et d'établir un point de référence pour la série d'essais à suivre. Un point de fonctionnement est jugé acceptable si la forme et la couleur des copeaux sont stables et répétitives, si le niveau d'énergie spécifique de coupe, la durée de vie et l'état de surface obtenus sont compatibles avec l'usage attendu (par exemple pas d'état vibratoire important constaté) et si l'outil ne présente pas d'usure catastrophique ou accélérée. Ce point est dit "stable" si une variation de faible amplitude de l'un ou plusieurs des paramètres de coupe permet de trouver un nouveau point de fonctionnement acceptable. Cette détermination du point de référence convenable est essentiellement basée sur l'expérience et le savoir-faire des usineurs, ainsi que sur les conseils des fabricants d'outils ou de matériaux.

La deuxième étape est celle de la détermination de la vitesse de coupe minimale autorisée pour l'usinage du matériau considéré avec l'outil qui complète ce Couple Outil-Matière. Ceci permettra ensuite de continuer la série d'essais avec une gamme de vitesse de coupe appropriée. La plage de fonctionnement autorisée est établie essentiellement en considérant l'évolution de l'effort spécifique de coupe K_c (tournage, perçage) ou de l'énergie spécifique de coupe W_c (fraisage) en fonction de la variation de la vitesse de coupe, pour des conditions d'avance, de profondeur de passe et d'engagement radial fixées, correspondant à celles du point de fonctionnement stable de la première étape. K_c ou W_c peuvent être évalués grâce à des mesures de puissance ou d'efforts en cours d'usinage d'après les relations suivantes (III_1 et III_2) :

$$K_c = \frac{F_c}{A_D} \text{ (en N/mm}^2\text{) avec } F_c \text{ effort de coupe et } A_D = a_p \times f \text{ section de coupe} \quad (\text{III}_1)$$

$$W_c = \frac{P_c}{Q} = \frac{1000 \times P_c}{a_p \times a_e \times V_f} \text{ (en W/cm}^3 \cdot \text{min}^{-1}) \quad (\text{III_2})$$

avec P_c puissance de coupe et Q débit copeau.

Un exemple de la visualisation de cette plage de fonctionnement est donné par la **figure III-1**.

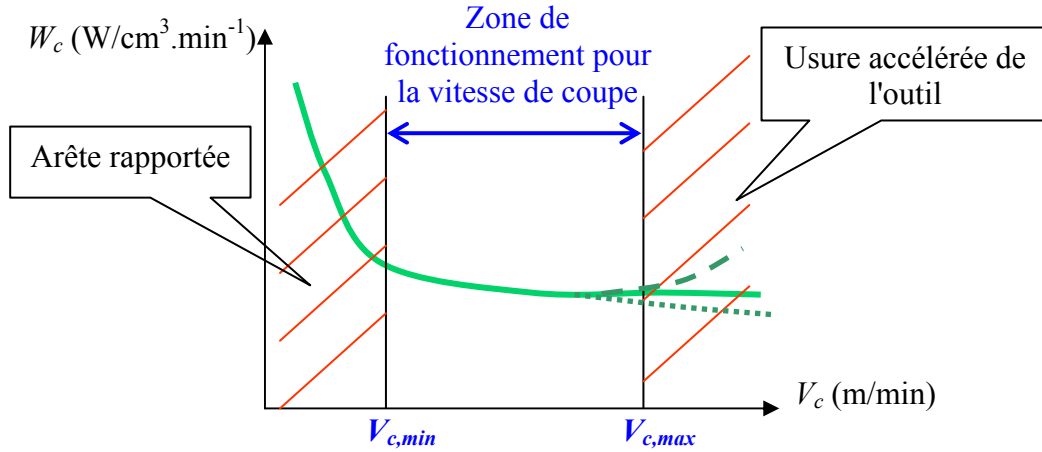


Figure III- 1: Plage de fonctionnement pour la vitesse de coupe.

Sur la **figure III-1**, la forme caractéristique de l'évolution de l'énergie spécifique de coupe W_c en fonction de la vitesse de coupe est représentée. La forme mathématique généralement utilisée pour modéliser cette courbe est donnée par la relation **III_3**. En choisissant un point de référence expérimental sur la courbe, situé de préférence dans la zone de fonctionnement, il est possible d'établir le modèle comme suit :

$$W_c = W_{c,ref} \times \left(\frac{V_{c,ref}}{V_c} \right)^{m_c} \quad (\text{III_3})$$

La zone de fonctionnement pour la vitesse de coupe correspond à la zone pour laquelle l'énergie spécifique de coupe W_c est proche du minimum et quasi-constante. Cette zone peut être déterminée graphiquement en considérant les changements brusques de pente de la courbe de W_c .

Vient ensuite la détermination de la plage de fonctionnement en termes d'épaisseur de coupe maximale lors de la rotation de l'outil : h_{1min} et h_{1max} . L'objectif est de pouvoir continuer les séries d'essais dans la bonne gamme pour l'épaisseur de coupe. Les conditions de départ sont la profondeur de passe a_p et l'engagement radial a_e du point de fonctionnement, ainsi qu'une vitesse de coupe appartenant à la plage de fonctionnement pour la vitesse de coupe déterminée au cours de l'étape précédente. L'épaisseur de coupe maximale au cours de la

rotation de la fraise h_l , également appelée épaisseur de copeau non déformé, est calculée, pour une fraise cylindrique, en fonction de l'avance par dent, du diamètre de la fraise et de l'engagement radial au cours de l'usinage, comme indiqué par les relations **III_4** et **III_5**.

$$h_l = 2 \times f_z \times \sqrt{\left(\frac{a_e}{D}\right) \times \left(1 - \frac{a_e}{D}\right)} \quad \text{si} \quad a_e < \frac{D}{2} \quad (\text{III}_4)$$

$$h_l = f_z \quad \text{si} \quad a_e \geq \frac{D}{2} \quad (\text{III}_5)$$

De même que pour la détermination de la vitesse de coupe minimale, on considère l'évolution de l'énergie spécifique de coupe en fonction de la variation de l'épaisseur de coupe maximale h_l . La courbe obtenue possède sensiblement la même forme que sur la **figure III-1**, à des niveaux d'énergie spécifique de coupe W_c différents.

La méthodologie du COM s'intéresse ensuite à la détermination des données limites, c'est-à-dire la valeur limite haute de la section de coupe $A_{D,max}$ et du taux maximal d'enlèvement de matière Q_{max} . Les essais sont menés avec une vitesse de coupe comprise entre $V_{c,min}$ et $V_{c,max}$ et une épaisseur de coupe maximale h_l comprise entre $h_{l,min}$ et $h_{l,max}$. La profondeur de passe axiale a_p et l'engagement radial a_e varient ensuite entre les essais réalisés. La section de coupe maximale peut alors être calculée grâce à la relation **III_6** :

$$A_{D,max} = (a_p \times a_e)_{max} \quad (\text{III}_6)$$

Le taux d'enlèvement de matière maximal, quant à lui, est calculé à partir des valeurs des conditions de coupe utilisées lors de la détermination de la section de coupe maximale, c'est-à-dire V_c , a_p , a_e , h_l permettant d'obtenir $A_{D,max}$. Q_{max} peut alors être déduit grâce à la relation **III_7** :

$$Q_{max} = \frac{A_D \times f_z \times Z \times V_c}{\pi \times D} \quad (\text{III}_7)$$

Finalement, des essais d'usure de l'outil dans la plage de fonctionnement des conditions de coupe fixées lors des étapes décrites précédemment viennent compléter la méthode du Couple Outil-Matière. Le modèle de Taylor (**III_8**) est classiquement utilisé pour déterminer la robustesse et la limite des résultats. Différents essais permettent alors d'évaluer les coefficients du modèle de Taylor.

$$a_p^F \times f_z^E \times \left(\frac{a_e}{D}\right)^{D1} \times T^G \times V_c = C \quad \text{où } C \text{ est une constante.} \quad (\text{III}_8)$$

Cette méthodologie permet donc de déterminer les plages de fonctionnement correspondant à un couple outil coupant / matériau à usiner précis. Le problème principal est qu'elle reste liée, comme son nom l'indique, à un outil coupant donné. Si la moindre modification apparaît dans la géométrie de l'outil en question, toute la méthodologie et ses différentes étapes devront être renouvelées. Sachant que la qualification complète d'un outil en utilisant la méthodologie du COM peut prendre plusieurs jours (**tableau III-1**), il est aisé de se rendre compte de l'inconvénient que cela peut représenter. De plus, la méthode n'apporte aucune caractérisation des efforts de coupe développés au niveau local de l'arête de coupe pendant l'opération d'usinage. La seule quantité pouvant être prévue grâce à la méthodologie du COM est la puissance de coupe, qui ne permet pas elle-même de "remonter" jusqu'à la prédiction de la répartition des efforts locaux et de leurs variations au cours du temps.

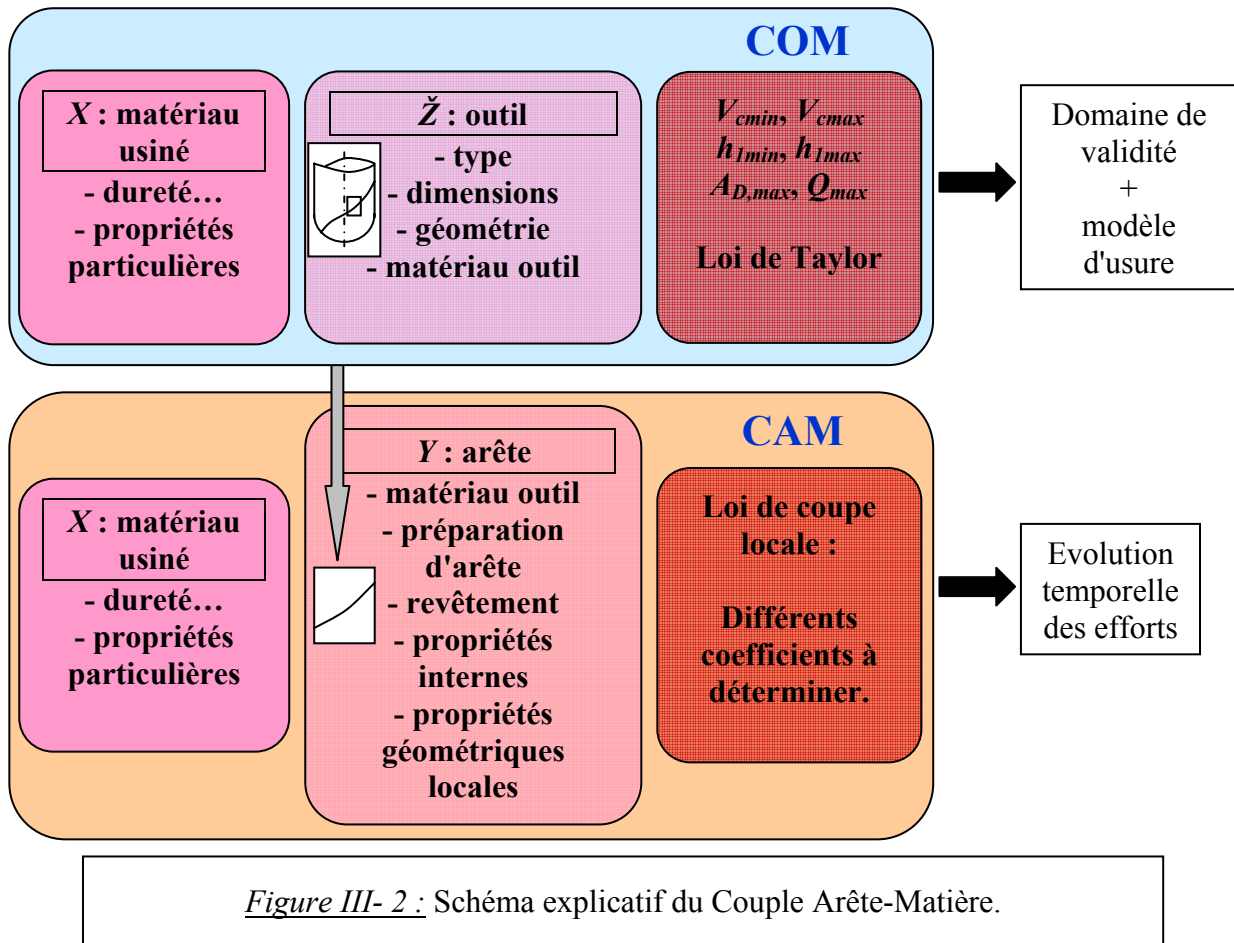
Temps nécessaire à la <u>détermination du domaine de fonctionnement</u> , sans tenir compte du temps de préparation des essais	Tournage	Fraisage
	3 heures	4 heures
Temps nécessaire pour les <u>essais d'usure</u>	De 1 à 4 jours suivant les matériaux et les outils	

Tableau III- 1 : Temps nécessaire à la qualification d'un outil avec la méthodologie du COM.

III.2. Concept du Couple Arête-Matière

Suite à cette présentation de la méthodologie du COM, il apparaît qu'elle ne donne aucune information sur les efforts, dont la détermination et la modélisation constituent le but essentiel de cette étude. Pour cela, c'est le concept de Couple Arête-Matière (CAM) qui sera introduit et qui va permettre de déterminer les efforts tout au long des arêtes de l'outil. En effet, la connaissance de la répartition des efforts en local le long des arêtes de coupe peut permettre de prévoir quelle sera, par exemple, la flexion de l'outil ou l'importance d'une composante d'efforts par rapport à une autre pendant l'opération d'usinage et donc de prédire les défauts qui s'ensuivront sur la pièce usinée. La connaissance de ces efforts peut également

être utile dans le cadre de la conception d'outils où il sera alors possible de renforcer une partie d'arête plus sollicitée ou d'améliorer l'orientation de cette arête au vu des efforts engendrés.



Partant de bases de définition similaires à celles du COM et des mêmes hypothèses d'usinage stable, sans vibrations, le CAM peut-être vu comme un concept parallèle à la méthodologie du COM. Il intègre la notion de relation d'effort de coupe local et s'appuie sur une définition de l'arête de l'outil et non de l'outil dans sa globalité.

Le concept du CAM permet de définir une famille d'outils qui peuvent se différencier par leur géométrie (fraises cylindriques, rayonnées, hémisphériques), leur nombre de dents, leurs dimensions (diamètre, rayon pour les fraises rayonnées). La famille d'outils peut même intégrer des fraises ayant une géométrie d'arête variable (angle de coupe variable le long de l'arête par exemple). Le schéma explicatif du concept du Couple Arête-Matière est donné par la **figure III-2**.

Le concept du CAM intervient en complément de celui du COM dans la partie "effort de coupe" (puissance). Il est inséparable de l'approche localisée de la coupe qui consiste à

considérer l'outil comme un assemblage d'outils élémentaires correspondant à des segments de l'arête de coupe. Cette approche est particulièrement adaptée à la détermination des efforts de coupe en fraisage [KLI, 82], [LAP, 02], [LI, 01a], [KO, 02]. Le CAM est défini par un triplet (matière X , propriétés d'arête Y , loi de coupe locale). X désigne implicitement tout ce qui concerne le matériau usiné, sa composition, sa dureté et toutes ses propriétés de résistance mécanique ; Y désigne les données liées à l'arête, son matériau, sa préparation, le revêtement et toutes les propriétés internes ou implicites de l'arête qui n'interviennent pas explicitement dans la loi de coupe locale. Elles jouent le même rôle que les caractéristiques de la matière qui n'entrent pas dans le modèle. Par opposition, on peut considérer les propriétés externes ou explicites de l'arête, qui sont des variables de la loi de coupe. C'est cette différenciation qui permet d'utiliser le même CAM (X,Y) sur l'ensemble des arêtes d'un outil ou sur des outils de forme différentes (**figure III-3**).

Une fois que le couple (X,Y) est défini, la loi de coupe locale liée à ce Couple Arête-Matière doit être établie. Il s'agit d'une fonction reliant la force de coupe et les paramètres qui définissent le CAM : X , Y , ou plutôt des coefficients qui en dépendent, ainsi que les angles de coupe γ et d'hélice λ_s , et bien sûr la largeur b et l'épaisseur de coupe h . Il est à noter que pour l'heure, les paramètres "angle de coupe" et "angle d'hélice" n'apparaissent pas dans les modèles d'efforts de coupe habituellement rencontrés. Cette loi de coupe locale est donc une fonction dont la forme est présentée par l'équation **III_9** :

$$F = f_F(c1, c2, \dots, \gamma, \lambda_s, cc1, cc2, \dots) \quad (\text{III}_9)$$

où :

- $c1, c2, \dots$ sont des constantes caractéristiques du couple (X,Y) ;
- γ, λ_s sont des caractéristiques explicites locales de l'arête ;
- $cc1, cc2, \dots$ sont les conditions locales de coupe de l'arête telles que la vitesse de coupe locale ou encore l'épaisseur de coupe locale.

Le fait de rendre explicites les paramètres γ et λ_s permet de leur faire jouer le même rôle que les constantes cci ($cc1, cc2, \dots$) habituelles et donc de les "sortir" du CAM.

La forme de la fonction f_F fait partie à part entière du CAM et il faut même ajouter le repère de coupe local (cf chapitre IV) dans lequel sont définies les composantes de cette fonction f_F . Le CAM est alors désigné par le triplet présenté par la relation **III_10** :

$$\{X, Y, [f_F, \text{repère}, c1, c2, \dots]\} \quad (\text{III}_{10})$$

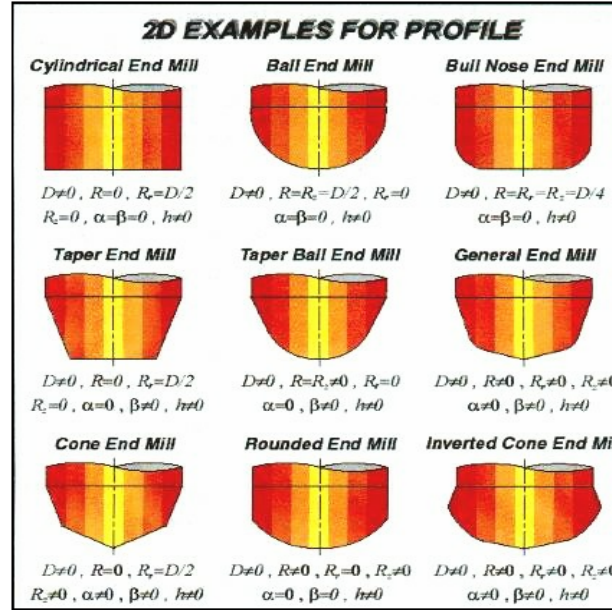


Figure III- 3 : Paramètres géométriques décrivant les géométries de la famille d'outils d'après [ALT, 00].

La loi de coupe locale permet alors, pour X et Y donnés, de calculer les composantes de l'effort local dans le repère local de coupe sur un segment d'arête en fonction des caractéristiques explicites de l'arête et des conditions locales de coupe à cet endroit.

$$CAM(X, Y, loi) \longrightarrow F = f_F(h, b, \gamma, \lambda_s, K_1^{X, Y}, K_2^{X, Y})$$

avec $K_1^{X, Y}$ et $K_2^{X, Y}$ des coefficients liés au couple (X, Y) .

L'outil et l'opération considérés permettent de définir les paramètres explicites liés à l'arête d'une part (λ_s, γ) et les paramètres locaux de coupe d'autre part (h, b, V_c) .

Par exemple, on pourrait établir, pour la composante de l'effort de coupe dans la direction $\vec{t}$:

$$F_t = (K_{t_0}^{X, Y} + K_{t_l}^{X, Y} \times \gamma) \times h \times b$$

En ajoutant ensuite les paramètres descriptifs de l'outil et de l'opération d'usinage tels que le diamètre, le nombre de dents, la profondeur de passe axiale et l'engagement radial, on peut, grâce à la segmentation de l'arête, en déduire les conditions locales de coupe, puis les composantes de l'effort de coupe sur un segment d'arête, puis intégrer sur la totalité de l'arête et enfin exprimer l'effort global appliqué sur l'outil.

Ainsi, le concept du Couple Arête-Matière permet d'établir un modèle d'effort valable dans beaucoup de cas alors que la méthodologie du Couple Outil-Matière est liée à un outil donné. En effet, le CAM s'adapte à toutes les géométries d'outils existant dans une famille définie d'outils : même matériau d'outil, même revêtement, même préparation d'arête... c'est-à-dire des outils possédant les mêmes caractéristiques dont l'effet n'est pas quantifiable simplement, même si un angle varie le long de l'arête. Les composantes de l'effort de coupe exercé sur l'outil au cours de l'opération de fraisage peuvent donc être prédites en fonction des conditions de coupe. Le choix de ces conditions de coupe devient alors possible également en fonction de limites fixées par la machine par exemple, en termes de puissance ou d'efforts susceptibles d'être supportés par les moteurs de broche ou d'axes.

Toutefois, il est à noter que ce concept de CAM ne se substitue pas au COM ; il le complète. En particulier, le CAM ne donne aucune indication sur les limites d'utilisation de l'outil. La méthodologie d'obtention du CAM qui va être développée permet d'obtenir une relation de coupe valable sur un domaine dans l'espace des paramètres de coupe locaux (h , b , λ_s , γ , V_c). Ceci ne préjuge pas des valeurs limites d'engagement d'un outil spécifique ayant une arête de type Y . Par exemple, si la relation est valable pour des outils d'angle d'hélice λ_s allant de 10° à 60° , il est évident que l'outil à 60° n'aura pas le même domaine d'utilisation en termes d'engagement axial ou radial que l'outil à 10° . Toute démarche de ce type revient en fait à rendre explicite l'influence d'un paramètre jusqu'alors "caché" dans la désignation Y de l'arête ; il en est de même pour, par exemple, la dureté du matériau usiné X .

Cette étude aura donc pour but de mettre en place un modèle d'efforts de coupe, sur la base du concept du CAM tel qu'il vient d'être présenté.

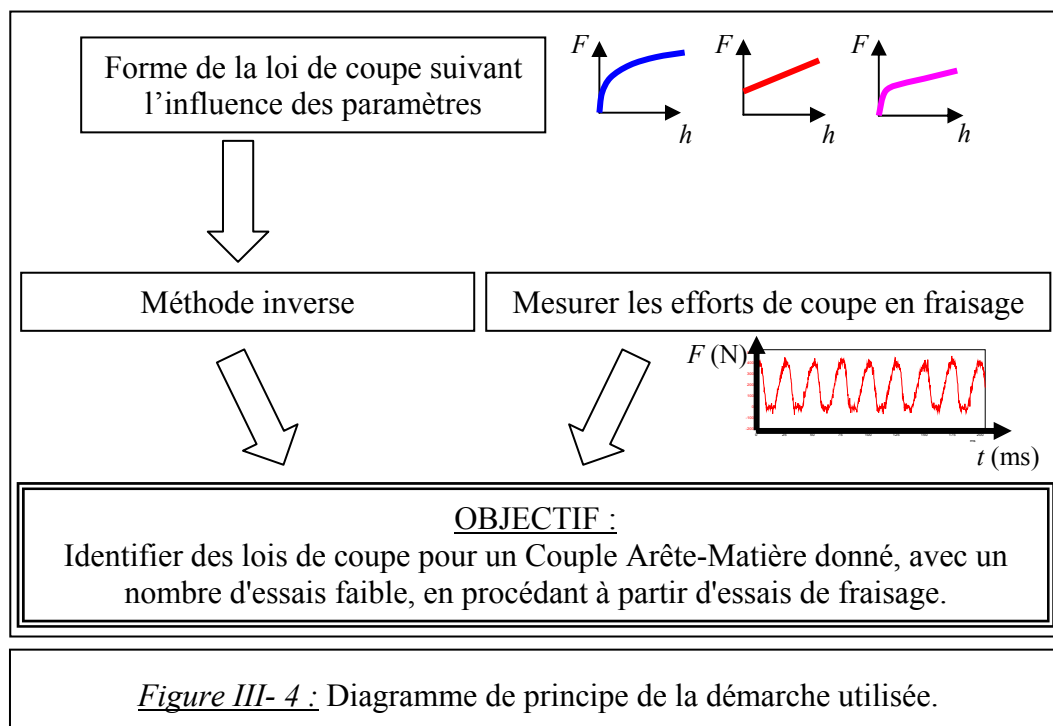
III.3. Principe de la démarche expérimentale utilisée

Le principe de la démarche peut être représenté sous forme d'un organigramme à la **figure III-4** et détaillé dans la suite du chapitre.

L'objectif essentiel de cette étude est de parvenir à identifier des relations de coupe pour un CAM donné, avec un minimum d'essais et un nombre limité d'outils de la famille d'outils étudiée afin d'avoir une durée d'expérimentation raisonnable (deux heures machine environ).

Afin d'identifier des lois de coupe, il est nécessaire d'utiliser une méthode inverse. En effet, une méthode directe d'identification des coefficients d'une loi de coupe ne peut pas être mise en oeuvre dans le cas du fraisage, sauf dans le cas particulier du fraisage avec des outils à angle d'hélice nul. Il est à noter qu'une configuration de tournage autorise l'utilisation de la méthode directe. De plus, il apparaît également absolument nécessaire de pouvoir mesurer correctement les efforts de coupe en fraisage, et ce, pour n'importe quel cas, y compris celui du fraisage à grande vitesse et des faibles engagements radiaux.

Deux conditions doivent donc être remplies afin d'aboutir à l'objectif principal.



Pour ce qui est de la mesure des efforts en fraisage, plusieurs moyens ont été envisagés. La comparaison des différents moyens de mesure ainsi que le choix du moyen le plus approprié aux objectifs de cette étude sont présentés dans le chapitre V.2.1.

Concernant l'établissement de la loi de coupe, la méthodologie qui va être présentée est celle, expérimentale, qui a été mise en place au cours de ces travaux. Elle consiste tout d'abord à déterminer une forme de loi, puis à mettre en place la procédure nécessaire à l'obtention de cette loi à partir d'essais de fraisage et enfin à vérifier qu'elle s'applique pour tous les outils de la famille considérée lors d'opérations variées.

Cette démarche expérimentale permet ensuite d'aboutir à une méthodologie résultante de la détermination du CAM qui doit inclure :

- le choix du lot minimal d'outils de la famille à tester (outils d'essais de caractérisation de la loi de coupe, ainsi que des outils d'essais de vérification) ;
- le choix d'un lot minimal d'essais à exécuter, tant pour l'identification que pour la vérification ;
- la procédure d'identification ;
- des procédures de contrôle de la qualité de la loi de coupe.

L'utilisation nécessaire d'une méthode inverse d'identification des coefficients de la loi de coupe oblige, dès le début de la démarche, à connaître au préalable la forme même de la relation de coupe que l'on veut déterminer. Le problème revient donc à déterminer la forme de la relation que l'on veut établir... D'autant plus que ce choix de la forme de la loi n'est pas anodin. Il conditionne la qualité des prédictions ultérieures des efforts, mais aussi la robustesse de la procédure d'identification des coefficients. Ce choix est délicat et ne peut pas être remis en cause à chaque étude d'un nouveau CAM. La forme de la relation de coupe doit être suffisamment souple pour s'adapter aux différents CAM mais il ne faut pas que cette souplesse conduise à utiliser trop de constantes, car l'identification deviendrait alors peu stable et conduirait à trop d'essais.

Il a par conséquent fallu procéder à des essais préliminaires, dont la configuration correspond à l'un des deux cas où l'identification par méthode directe est possible, afin de déterminer la forme du modèle de relation de coupe. Cette étape et ses résultats font l'objet du chapitre IV et ont donc permis d'établir une forme de loi de coupe, tout en séparant l'influence des angles de coupe et d'hélice sur la variation des efforts de coupe mis en jeu pendant l'opération d'usinage.

Toutefois, même si la forme de la loi de coupe est établie grâce à ces essais préliminaires, il est nécessaire de vérifier si cette forme de loi correspond effectivement au cas des essais de fraisage réel. Cette étape fait l'objet du chapitre VI. Tout d'abord, la vérification s'effectue dans le cas simple de fraisage avec des fraises cylindriques à denture droite afin de se situer encore dans le cadre d'une approche directe, en fraisage latéral "pur", ce qui permet dans un premier temps de se dédouaner des effets des arêtes frontales qui seront désignés par la suite sous le terme générique d'effet d'extrémité, au sens large. Puis des essais avec des

fraises possédant un angle d'hélice non nul, toujours en fraisage latéral pur, seront menés. Enfin, des essais en rainurage et en fraisage mixte, c'est-à-dire conjuguant l'action des arêtes latérales et celle des arêtes frontales de l'outil, permettent de considérer des cas de fraisage tel qu'il est utilisé dans le cadre de la production industrielle. A chaque étape, les fraises appartiennent à la même famille et une seule donnée géométrique de l'outil est modifiée : l'angle de coupe et / ou l'angle d'hélice.

Mais cette validation doit également permettre de confirmer l'hypothèse que la loi de coupe établie pour un CAM donné s'applique pour toute la famille d'outils. D'où l'introduction de nouveaux paramètres variables dans les séries d'outils testés, tels que la variation du diamètre des fraises ou du nombre de dents, afin d'augmenter la taille de la famille d'outils considérée.

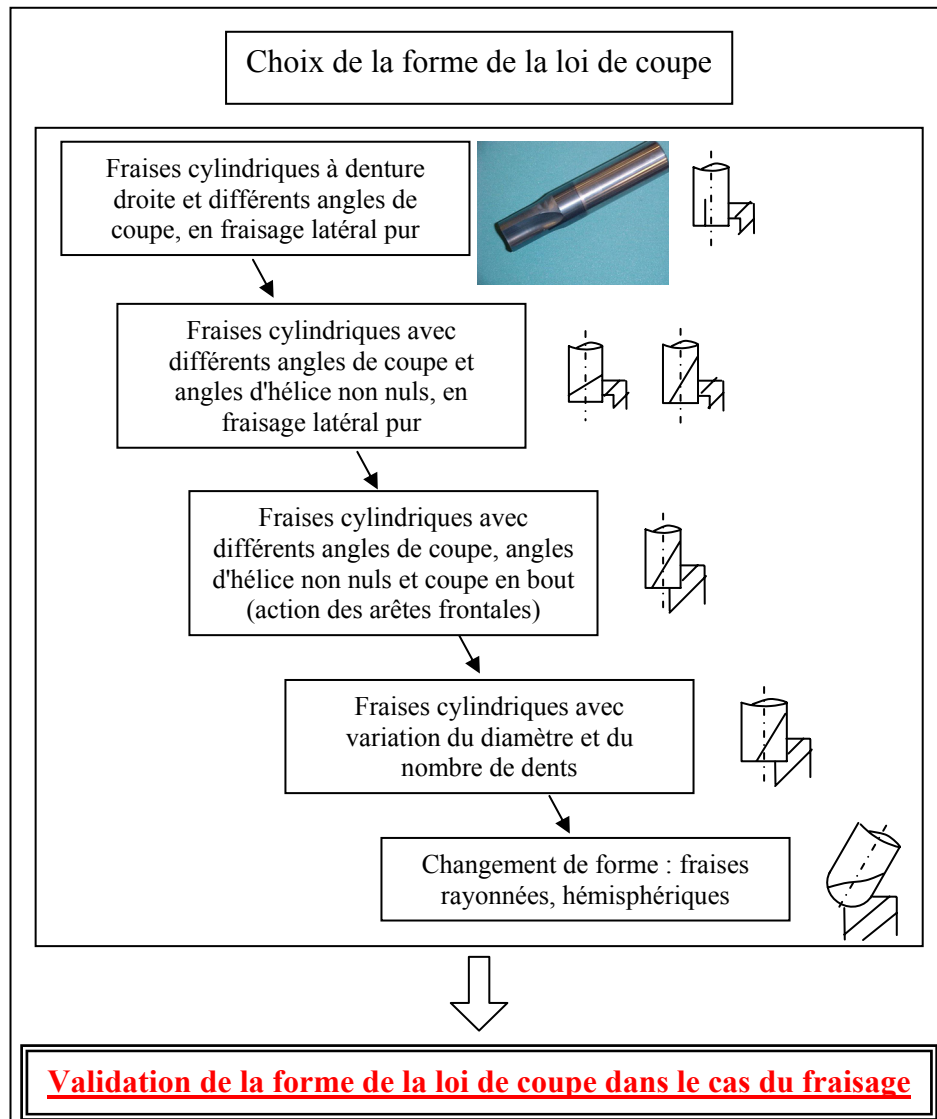


Figure III- 5 : Validation de la forme de la loi de coupe.

Enfin, l'application de la loi de coupe doit également être validée sur des fraises de forme autres que cylindrique, à savoir, par exemple, des fraises hémisphériques ou toriques (rayonnées) afin de compléter le concept du CAM. Ainsi, la phase de validation peut être résumée sous forme d'un organigramme, tel que le présente la **figure III-5**.

Une fois que la forme de la loi de coupe est déterminée, il est encore nécessaire de la tester. Il s'agit ici de comparer les prédictions que donne le modèle dans des conditions d'usinage déterminées avec des mesures d'efforts effectuées au cours d'essais d'usinage réalistes. En effet, l'objectif d'un tel modèle est de pouvoir prédire les efforts qui seront développés au cours d'une opération de fraisage, sans avoir à mener au préalable d'essais dans les conditions de coupe exactes de l'opération envisagée. Le modèle ayant été établi pour la famille d'outils considérée, il fait partie d'une base de données rassemblant plusieurs lois de coupe associées à différents couples (X, Y) et doit permettre de donner l'évolution des efforts de coupe en fonction du temps au cours d'une opération d'usinage, y compris, par exemple, pour une profondeur de passe ou un engagement radial qui n'avaient pas été testés auparavant lors de l'identification de la loi de coupe. En fait, il s'agit de vérifier la possibilité d'interpolation à partir des résultats d'identification de la loi de coupe.

Enfin, la robustesse du modèle devra elle aussi être testée afin de s'assurer que les coefficients de la relation de coupe identifiés à partir des essais sont stables. Par robustesse, deux points de vue peuvent être considérés.

Tout d'abord, la nécessité de connaître précisément les coefficients de la loi de coupe apparaît si l'on envisage cette robustesse sous l'angle de la sensibilité des paramètres : pour une variation donnée d'un coefficient K_f de la loi de coupe, quelle est la variation induite sur les efforts ? En se fixant des limites sur la variation de F, il est alors possible de valider ou non le modèle. Ainsi, si la variation sur F est de l'ordre de 10 à 20%, on pourra considérer que la prédiction des efforts grâce au modèle est correcte.

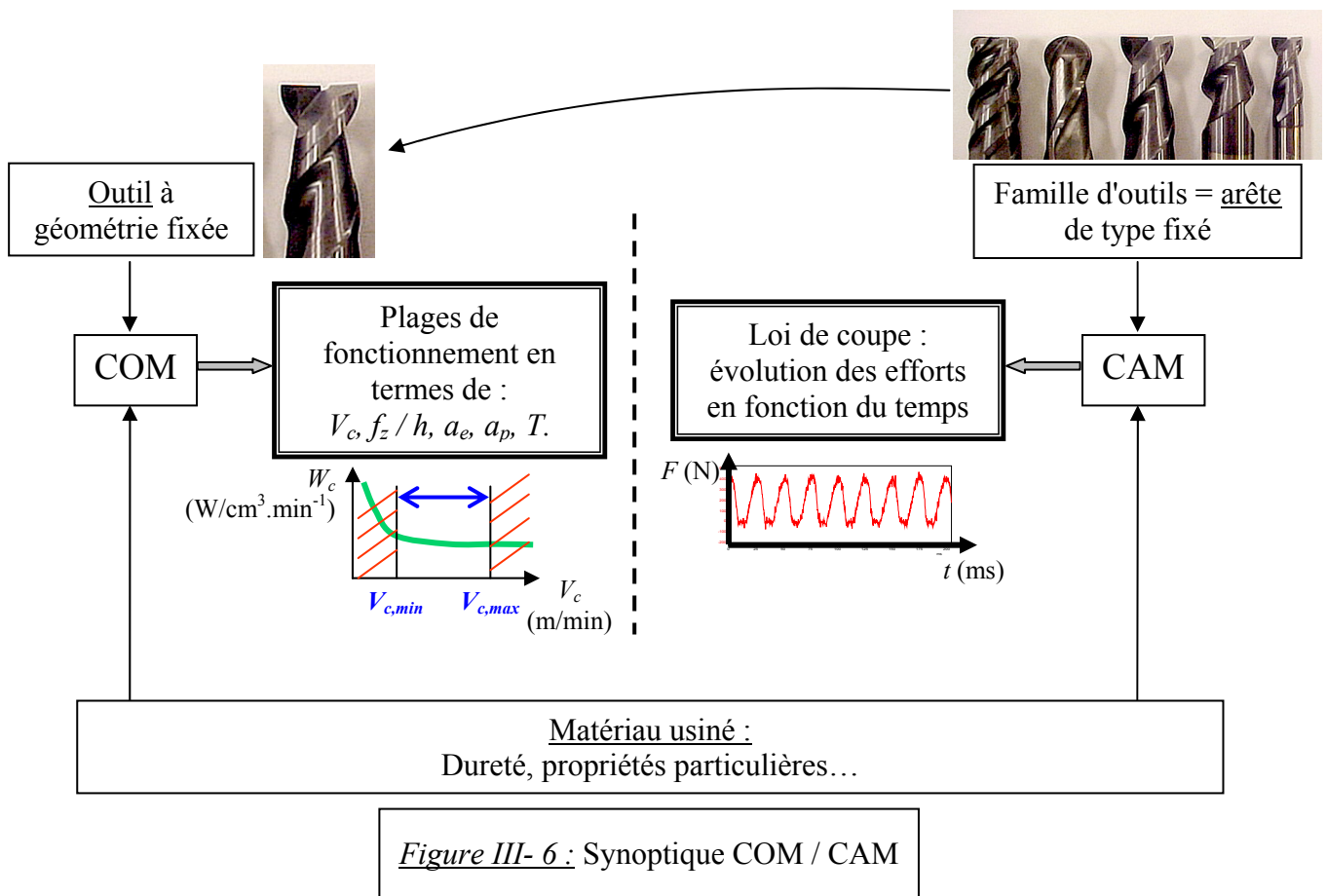
Si la forme de la loi de coupe est considérée comme correcte, le problème est alors de savoir comment les erreurs expérimentales (mesures, caractéristiques des outils, matériau usiné) influent sur la détermination du coefficient K_f . Cette étude se place sous l'hypothèse selon laquelle le contexte (machine, environnement...) n'a pas d'influence sur la loi de coupe.

D'autre part, la robustesse peut être vue sous l'angle de l'"unicité" de la loi de coupe. Ainsi, si deux séries d'essais sont effectuées dans les mêmes conditions, les résultats en termes de mesures d'efforts ne seront pas tout à fait les mêmes pour des raisons de reproductibilité limitée des conditions expérimentales, d'erreurs de mesures, de précision des appareils de

mesure, etc. La question qui se pose tout de même est de savoir si ces deux séries mèneront à la même loi de coupe, c'est-à-dire si les coefficients identifiés seront pratiquement identiques. En effet, cela pourrait se révéler gênant dans le cas de comparaison de lois de coupe.

III.4. Conclusion

Le concept de CAM peut être résumé par le synoptique de la **figure III-6**. Ce synoptique permet de faire le point sur le parallèle existant entre le COM et le CAM, et de présenter les apports spécifiques de ces deux méthodologies.



Ce concept va permettre de prédire les efforts de coupe pour une famille d'outils donnée grâce à la procédure générale de calcul des efforts proposée au chapitre VI. Afin de mettre en œuvre cette procédure itérative d'identification des coefficients de la loi de coupe, il est nécessaire de connaître la forme de la fonction définissant la loi. Le chapitre IV présente les essais préliminaires qui ont été menés afin de déterminer cette forme.

Chapitre IV :

Essais Préliminaires : Méthode Directe

IV. ESSAIS PRELIMINAIRES : Méthode directe

Ce chapitre a pour but de présenter les objectifs de ces essais préliminaires, leur contexte, leur organisation expérimentale ainsi que les résultats qu'ils ont permis d'obtenir.

La méthode inverse de détermination des coefficients de la relation de coupe impose la connaissance a priori de la forme du modèle qui sera ensuite appliqué au cas du fraisage. Dans le cadre de cette étude, dont l'objectif est de déterminer une loi de coupe prenant en compte explicitement les influences des angles de coupe et d'hélice, ce qui est rare dans les modèles existants actuellement (cf chapitre II), s'ajoute donc également la nécessité de séparer les influences des angles de coupe orthogonal γ_0 et d'hélice de l'outil λ_s sur les variations des efforts de coupe. Il est à rappeler que l'angle de coupe dont il est question dans ces travaux est l'angle de coupe orthogonal γ_0 ; toutefois, par simplification il sera, dans toute l'étude, dénommé "angle de coupe" et noté γ .

Ainsi, le choix a été fait de procéder à une première phase d'essais permettant d'obtenir ces informations par l'emploi d'une méthode directe. 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 d'exploitation plus simples 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. Ces essais préliminaires pouvaient être envisagés de deux façons autorisant l'utilisation d'une méthode directe : configuration de tournage ou configuration de fraisage avec des fraises à angles d'hélice nuls. C'est la première solution qui a été mise en œuvre (configuration de tournage) avec des fraises à angle d'hélice nul comme outils, compte tenu de la simplicité des solutions de montage des deux types d'expérimentation. Cette solution consiste à fixer la fraise (qui prend le rôle d'un outil de tournage fixe) sur une platine de mesure d'efforts dynamométrique et à entraîner la pièce en rotation.

La société Prototyp S.A., partenaire industriel de ces travaux, a fourni des fraises cylindriques spéciales à denture droite, à deux dents, de diamètre 20 mm afin de minimiser la flexion de l'outil, et ainsi de la négliger dans l'étude des efforts de coupe, en carbure

monobloc (K10/30F) revêtues TiAlN, chacune possédant un angle de coupe différent (**figure IV-1**).



Figure IV-1 : Fraise à denture droite.

Le matériau a été choisi en fonction des domaines d'application des outils à disposition et des connaissances internes du laboratoire. Ainsi, les essais ont tous été effectués avec des éprouvettes réalisées dans un acier d'outillage à chaud X 38CrMoV 5 (AISI H11) de dureté 47 HRC, un des matériaux largement utilisé dans l'industrie des moules et matrices qui constitue un des domaines privilégiés d'application de notre étude. Malgré les difficultés d'usinage que cela entraîne, la dureté choisie pour cette étude correspond à l'utilisation importante d'aciers prétraités dans cette industrie.

Deux configurations ont été mises en place afin d'étudier d'une part l'influence de l'angle de coupe et d'autre part celle de l'angle d'hélice sur les efforts mesurés. Les essais ont été menés sur une fraiseuse 5 axes GAMBIN 120 CR et sur un centre d'usinage DMG DMC 65V.

IV.1. Détermination de la plage de fonctionnement du couple **Outil-Matière considéré**

Afin de déterminer les conditions de coupe optimales (vitesse de coupe...) à utiliser pendant ces essais, la première partie de la méthodologie du Couple Outil-Matière a été effectuée. Etant donné que les essais sont réalisés avec un outil fixe et une éprouvette entraînée en rotation (**figure IV-6**), l'épaisseur de coupe reste constante tout au long de l'opération et l'énergie spécifique de coupe W_c est équivalente à l'effort spécifique de coupe K_c . Il s'agit donc d'étudier l'évolution de l'effort spécifique de coupe K_c (N/mm²) en fonction de la variation de la vitesse de coupe V_c (m/min). La **figure IV-2** présente cette évolution et la plage de fonctionnement ainsi déterminée.

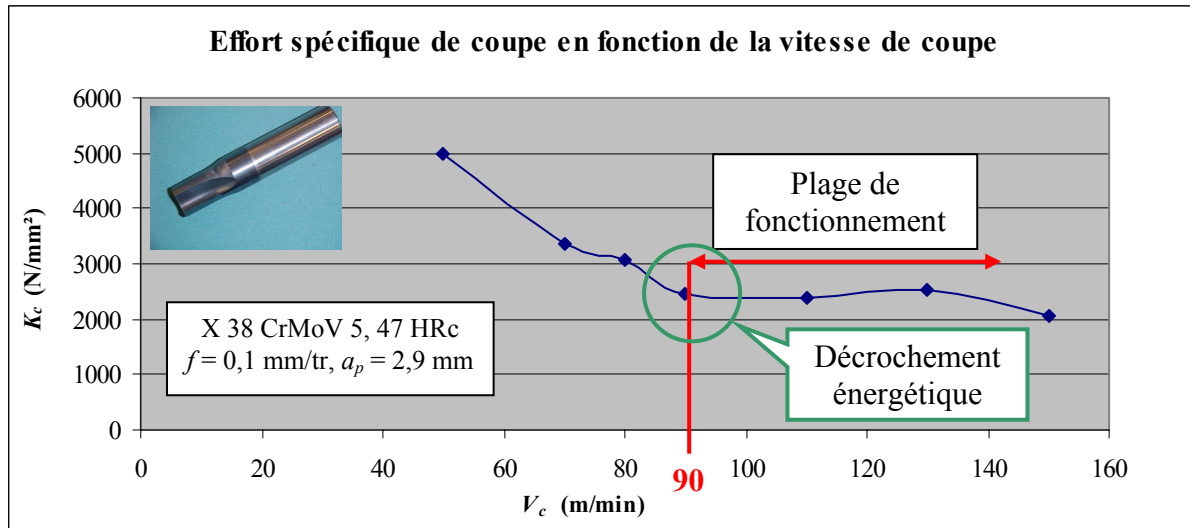


Figure IV-2 : Evolution de l'effort spécifique de coupe en fonction de la vitesse de coupe.

D'après le décrochement énergétique et la plage de fonctionnement visibles sur la **figure IV-2**, la vitesse de coupe minimale pouvant être utilisée pour ce Couple Outil-Matière est de 90 m/min. Pour la série d'essais préliminaires, la vitesse de coupe choisie est de 110 m/min, c'est-à-dire au-delà de cette vitesse de coupe minimale afin d'assurer une marge de sécurité par rapport à V_{cmin} , et dans la plage de fonctionnement donnée par la méthodologie du Couple Outil-Matière, assurant ainsi une valeur d'effort spécifique de coupe K_c minimale et stable d'environ 2 500 N/mm².

IV.2. Formulation du modèle

Le modèle théorique présenté est basé sur le principe bien connu de la segmentation d'arête [KLI, 82], [LAP, 02], [LI, 01a], [KO, 02]. L'outil est divisé en M éléments d'épaisseur constante Δz , perpendiculairement à son axe, et 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. Ainsi, les arêtes coupantes sont divisées en segments de longueur constante. P_{ij} représente le milieu de S_{ij} , segment de la $i^{\text{ème}}$ dent et du $j^{\text{ème}}$ élément. 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. La **figure IV-3** montre les différents repères utilisés lors de l'établissement du modèle de relation de coupe. Cette figure est également représentée à l'**annexe A** pour une meilleure lisibilité par la suite.

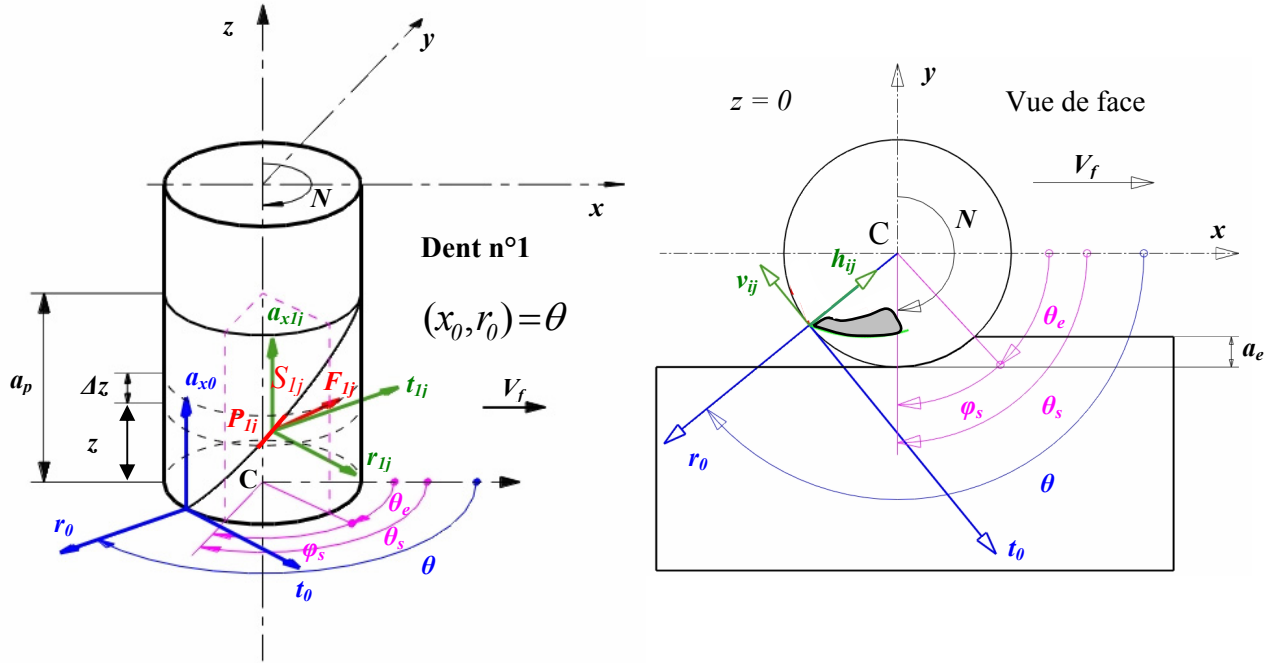


Figure IV-3 : Présentation des différents systèmes de coordonnées.

- Repère lié à la pièce : $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ avec $\vec{x}$ suivant la direction d'avance et $\vec{z}$ suivant l'axe de rotation de la fraise ; ce repère global est lié à la configuration d'usinage ;
- Repère lié à la broche : $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ comme le précédent mais son origine est située à l'extrémité C de l'outil ; il s'agit également d'un repère global ;
- Repère global lié à l'outil : $(\vec{r}_0, \vec{t}_0, \vec{a}_{x0})$. Le vecteur $\vec{r}_0$ passe par l'extrémité de la dent de référence (dent n°1) lorsque l'outil ne possède ni dépinçage, ni inclinaison ;
- Repère local lié à l'outil : $(\vec{r}_{ij}, \vec{t}_{ij}, \vec{a}_{xij})$ avec P_{ij} comme origine, suivant les directions tangentielle, radiale et axiale ; il permet de faire le lien entre $(\vec{r}_0, \vec{t}_0, \vec{a}_0)$ et $(\vec{h}_{ij}, \vec{v}_{ij}, \vec{o}_{ij})$;
- Repère de coupe locale : $(\vec{h}_{ij}, \vec{v}_{ij}, \vec{o}_{ij})$ avec pour origine P_{ij} , suivant les directions de l'épaisseur de coupe locale, la vitesse de coupe locale, $\vec{o}_{ii}$ formant la troisième direction du trièdre direct.

Le repère $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ est un repère global qui est utilisé pour exprimer les composantes de l'effort de coupe mesuré pendant des essais. Les autres repères sont des repères locaux dont l'utilisation varie suivant la finalité d'utilisation des efforts. Le repère $(\vec{r}, \vec{t}, \vec{a})$ servira pour des considérations de déformations des outils par exemple. Les repères $(\vec{h}, \vec{v}, \vec{o})$ et $(\vec{g}, \vec{n}, \vec{a})$ constituent des repères privilégiés pour exprimer la loi de coupe. $(\vec{h}, \vec{v}, \vec{o})$ est classiquement le repère local le plus utilisé pour exprimer la loi de coupe. Dans cette étude, $(\vec{g}, \vec{n}, \vec{a})$ a été préféré à $(\vec{h}, \vec{v}, \vec{o})$ pour des raisons de simplification des représentations des composantes d'efforts (courbes plus linéaires) et car il permet de donner une interprétation physique vraisemblable aux coefficients de la loi de coupe.

C'est le cas des fraises cylindriques qui est considéré ici. Le paramètre géométrique permettant de décrire la position axiale sur l'outil est z et est exprimé par la relation **IV_1** :

$$z = \frac{\Delta z}{2} + (j - 1) \times \Delta z \quad (\text{IV}_1)$$

Les différentes étapes à suivre sont, tout d'abord, la définition du repère de coupe locale $(\vec{h}_{ij}, \vec{v}_{ij}, \vec{o}_{ij})$ à chaque point milieu P_{ij} des segments, puis l'évaluation des conditions de coupe locale : $V_{ci,j}$, $h_{i,j}$, $b_{i,j}$, γ_{ij} , λ_{sij} . La relation de coupe donne les composantes de l'effort de coupe sur le segment considéré. Les forces locales sont représentées par $\{F_{i1}, F_{i2}, \dots, F_{iN}\}$. Une projection dans un repère commun lié à l'outil ou à la pièce est ensuite nécessaire pour exprimer l'effort de coupe total s'exerçant sur l'arête i : $F_i = \sum_j F_{ij}$. Enfin, les composantes de l'effort global appliqué sur l'outil sont obtenues par sommation, par exemple dans la direction $\vec{x}$: $Fx = \sum_i \sum_j Fx_{ij}$.

IV.2.1. Modélisation de la coupe oblique

La **figure IV-4** représente une modélisation de la coupe oblique avec les différents repères utilisés. Cette figure se trouve également à l'**annexe A**.

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 relation 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 $\vec{f}$ 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. λ_n et λ_e appartiennent à la face de coupe. F_n est la composante normale à la face de coupe, liée à la pression exercée lors de la coupe sur la face de coupe de l'outil, et F_f constitue la composante liée au frottement. Ces composantes interviennent directement dans l'expression du coefficient de frottement au sens de Coulomb.

La relation de coupe doit alors 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 et la largeur de coupe b ou la longueur d'arête en prise $l = AB$.

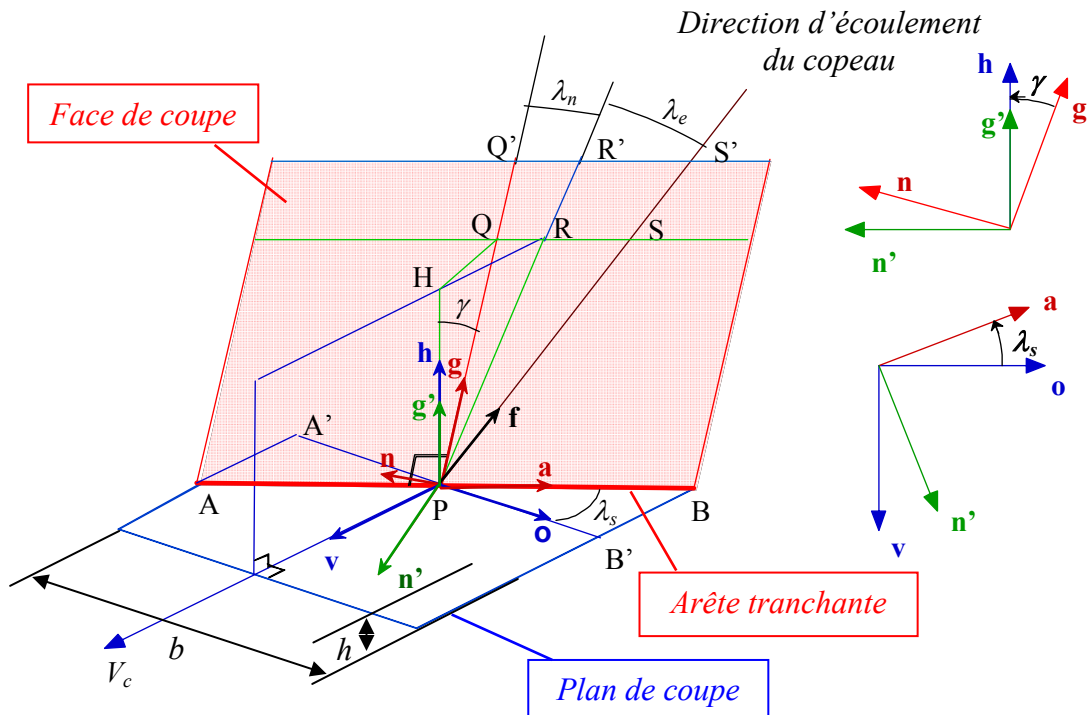


Figure IV-4 : Modélisation de la coupe oblique.

IV.2.2. Relation dans le cas de la coupe oblique

a. Paramètres

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

principaux paramètres sont l'épaisseur de coupe (h), l'angle d'hélice (λ_s), la largeur de coupe (b), la longueur d'arête en prise (l), la vitesse de coupe (V_c), l'angle de coupe (γ).

- 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, ce qui est le cas si la vitesse de coupe a été choisie dans la zone de fonctionnement définie lors de la méthodologie du Coupe Outil-Matière. 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 l'apparition d'arête rapportée ou l'élévation de l'effort spécifique de coupe K_c peuvent modifier le processus de coupe de manière très significative. Dans cette étude, tous les essais ont été menés avec une vitesse de coupe comprise dans le domaine de fonctionnement du C.O.M. défini au paragraphe IV.1. [NOR, 94].

- L'angle d'obliquité (ou d'hélice) λ_s doit évidemment apparaître dans la loi de coupe oblique (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 (rayon d'arête r_β).

- L'angle de direction d'arête $\acute{K}_r$ n'intervient pas dans la loi de coupe car il est induit par la forme de l'outil. Il n'apparaît donc pas explicitement dans le schéma de la coupe oblique et ne constitue pas un paramètre supplémentaire de la loi de coupe.

- L'angle de dépouille α pourrait, quant à lui, constituer un paramètre externe. Le choix a été fait, dans le cadre de cette étude, de ne pas le faire apparaître explicitement dans la loi de coupe mais cela pourrait constituer une étude spécifique à envisager ultérieurement.

b. Composantes de l'effort de coupe

L'effort de coupe peut être exprimé dans n'importe quel repère. Toutefois, la complexité de la relation 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 à la face de coupe 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 .

Puis des projections sur les directions $\vec{g}$ et $\vec{a}$ donnent les expressions de F_g et F_a .

c. Relation de coupe oblique

Une relation de coupe oblique doit prendre en compte le cas particulier de la coupe orthogonale. La littérature montre 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 [GRO, 96].

Une des meilleures formes représentative est donnée par la **figure IV-5** associée à l'équation **IV_2** :

$$F_n = (K_{n0} + K_{n1} \times (h - h_0)) \times b \quad \text{pour } h \geq h_0 \quad (\text{IV}_2)$$

- une évolution linéaire ou parabolique pour $0 \leq h \leq h_0$, où h_0 est la limite entre les deux zones d'évolution.

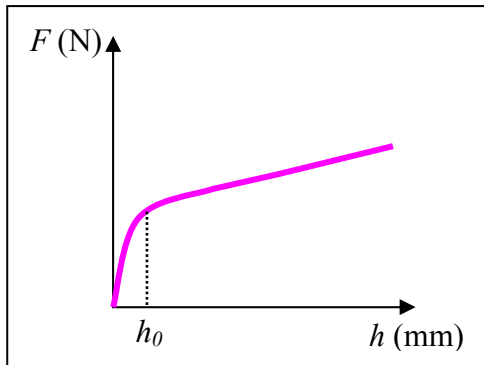


Figure IV-5 : Modélisation de la coupe oblique.

h_0 représente donc le passage entre l'évolution linéaire ou parabolique pour de faibles valeurs de h et l'évolution linéaire définie par l'équation **IV_2** pour des valeurs importantes de h . La valeur de h_0 dépend vraisemblablement de la préparation d'arête de l'outil. K_{n0} peut être assimilé à un coefficient lié à une charge linéique tandis que K_{n1} , lié, dans l'expression **IV_2**, au produit de l'épaisseur de coupe h avec la largeur de coupe b , se rapporte à une notion de charge surfacique.

Il est possible de faire intervenir l'angle de coupe dans la loi de coupe par l'intermédiaire d'un terme correctif : par exemple $(1 + K_{n\gamma} \times \gamma)$ (équation **IV_4**). L'étude expérimentale montrera que la composante F_f peut être exprimée à partir de la partie linéaire de l'expression de la composante normale et du coefficient de frottement C_f (équation **IV_3**).

$$F_f = C_f \times (F_n - F_{n0}) + F_{f0} \quad (\text{IV}_3)$$

$$F_f = K_{f0} \times b + C_f \times K_{n1} \times (h - h_0) \times b \times (1 + K_{n\gamma} \times \gamma) \quad (\text{IV}_4)$$

avec $F_{n0} = K_{n0} \times b$ et $F_{f0} = K_{f0} \times b$.

Ces deux termes F_{n0} et F_{f0} peuvent être interprétés physiquement comme les valeurs des efforts dus à l'arête (charges linéiques).

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, des séries d'essais préliminaires dont les conditions sont reportées à l'**annexe B** ont donc été menées dans les configurations présentées aux paragraphes suivants.

L'apport de ce modèle par rapport aux lois de coupe "classiques" dépendantes principalement de l'épaisseur de coupe h et de la largeur de coupe b est l'introduction des angles de coupe γ et d'hélice λ_s comme termes variables complémentaires dans la loi de coupe.

IV.3. Etude de l'influence de l'angle de coupe

La configuration d'essais est comparable à une configuration de tournage : l'outil est fixé sur une platine dynamométrique de mesure d'efforts dont le principe de mesure est basé sur l'utilisation de quartz piézoélectriques, elle-même liée à la table de la fraiseuse, et la pièce est entraînée en rotation grâce au mouvement de broche de la machine par l'intermédiaire d'un montage adapté sur un porte-outil classique. Dans ce cas, les éprouvettes utilisées sont des disques usinés préalablement, de façon à ce que leur épaisseur soit constante sur le diamètre.

Ainsi, la largeur du disque correspondant à la profondeur de passe axiale sur la fraise, celle-ci est connue et constante tout au long de l'usinage. La **figure IV-6** montre la configuration mise en œuvre pour cette série d'expérimentations.

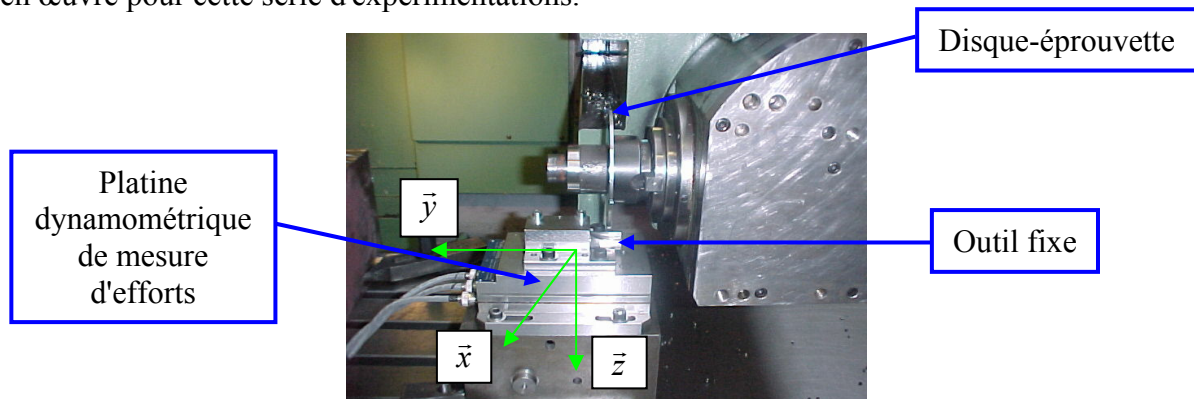


Figure IV-6 : Configuration expérimentale pour l'étude de l'influence de l'angle de coupe.

Etant donné que les fraises sont à denture droite, le repère (tangentielle, radial, axial) lié à la fraise 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) appliqué sur l'outil sont mesurées pendant l'usinage (pendant au moins dix tours).

Les conditions expérimentales des essais sont présentées dans le **Tableau IV-1**.

Conditions expérimentales	
Forme de la pièce	disque
Diamètre extérieur (mm)	140
Epaisseur (mm)	3
V_c (m/min)	127
f (mm/tr)	0,01 à 0,18
Angle d'hélice λ_s (°)	0
Angle de coupe γ (°)	-4 à 16

Tableau IV- 1 : Conditions expérimentales de la série d'essais liés à l'angle de coupe.

Les valeurs des angles de coupe indiquées dans le **tableau IV-1** sont des valeurs nominales. Elles ont été mesurées exactement et ce sont les valeurs réelles mesurées qui

figurent sur les graphiques présentés par la suite. Toutes les combinaisons des conditions de coupe présentées dans le **tableau IV-1** ont été testées et la **figure IV-7** donne les normes des mesures effectuées en termes d'efforts tangentiels et radiaux pour les différents angles de coupe. En effet, les fraises utilisées étant à denture droite, l'effort axial F_a est nul. De plus, la configuration utilisée étant proche d'une configuration de tournage, les résultats présentés sont les valeurs moyennes des normes des signaux.

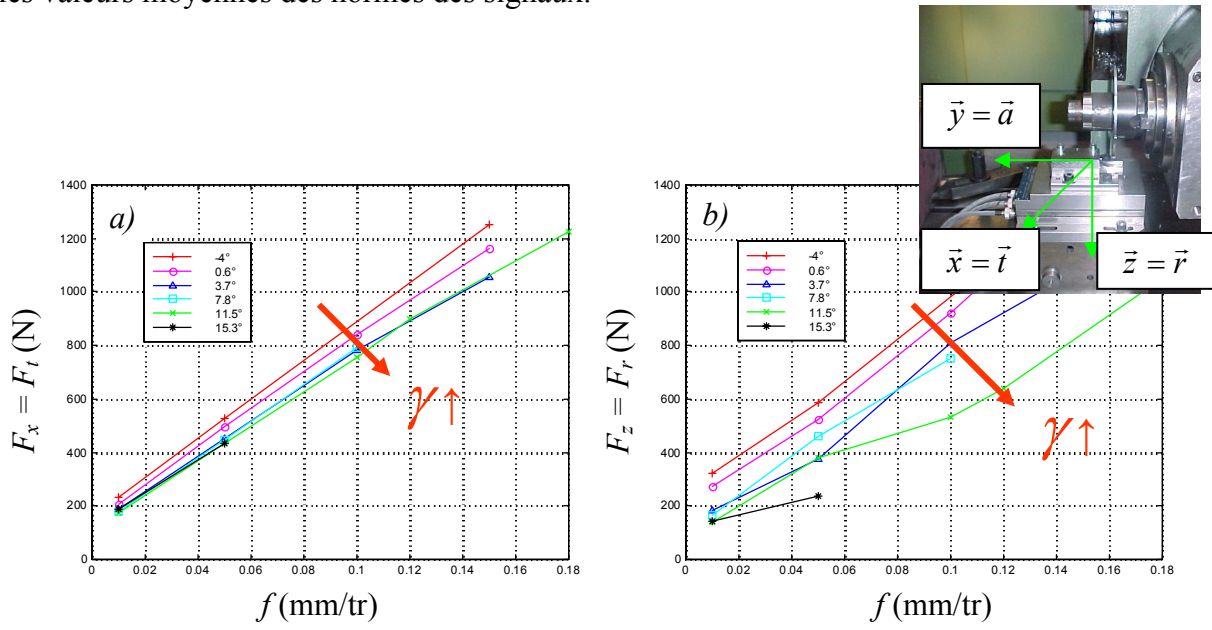


Figure IV-7 : Influence de l'angle de coupe sur les efforts tangentiels a) et radiaux b).

La **figure IV-7** permet de se rendre compte que lorsque l'avance f augmente, les deux composantes tangentielle et radiale augmentent. De plus, sur la **figure IV-7-a)**, il est possible de constater que la composante tangentielle évolue quasi- linéairement en fonction de l'avance et qu'elle est soumise à très peu de perturbations. Sur cette même composante, lorsque l'avance f croît, l'écart entre les courbes établies pour différents angles de coupe augmente. Les valeurs de la composante tangentielle obtenues pour l'avance $f = 0,01$ mm/tour, montrent les faibles variations de F_t pour les faibles valeurs de l'avance. Quant à l'influence de l'angle de coupe γ , il s'avère que l'effort tangential diminue lorsque γ augmente. Toutefois, cette influence de l'angle de coupe est faible et l'évolution de F_t est sensiblement linéaire par rapport à γ . La **figure IV-7-b)** permet de tirer les mêmes conclusions que celles relatives à la composante tangentielle. La composante radiale F_r de l'effort de coupe diminue lorsque l'angle de coupe γ augmente et évolue de façon quasi-linéaire avec l'avance f . Toutefois, il apparaît que la composante radiale F_r est plus sensible aux perturbations que F_t : l'influence de l'angle de coupe est plus prononcée sur F_r que sur F_t .

La **figure IV-9** montre l'influence de l'angle de coupe et de l'épaisseur de coupe (égale à l'avance f dans cette configuration assimilable à du tournage) 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 $(\vec{g}, \vec{n}, \vec{a})$ lié à la face de coupe sont obtenues à partir des composantes F_x, F_y, F_z mesurées. Les expressions des composantes F_g, F_n et F_a sont données par l'expression **IV_5** d'après les repères présentés à la **figure IV-8** dans le cas particulier de la configuration utilisée.



Figure IV-8 : Repères associés à la configuration de la série d'essais liés à l'influence de l'angle de coupe.

Les expressions (**IV_5**) s'écrivent alors :

$$F_g = \cos(\gamma) \times F_x - \sin(\gamma) \times F_y \quad F_n = \cos(\gamma) \times F_y + \sin(\gamma) \times F_x \quad F_a = F_z \quad (\text{IV}_5)$$

De plus, dans ce cas, la composante axiale est nulle : $F_a = F_z = 0$; ce qui implique que les directions $\vec{g}$ et $\vec{f}$ sont confondues, d'où : $F_f = F_g$.

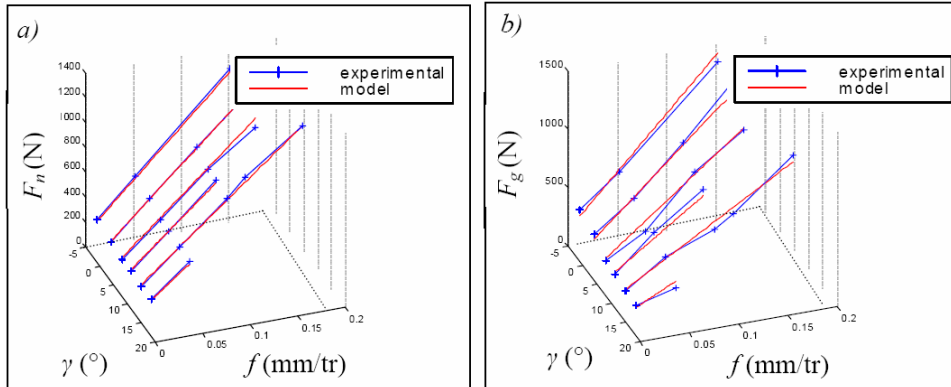


Figure IV-9 : Influence de l'épaisseur de coupe et de l'angle de coupe sur les composantes normale a) et de frottement b) et le modèle associé.

Les constatations qui peuvent être faites à partir de la **figure IV-9** sont tout d'abord que les composantes des efforts ont une évolution linéaire selon l'épaisseur de coupe h (ici

équivalente à l'avance f), avec une valeur non nulle à l'origine. L'influence de l'angle de coupe γ est plus prononcée sur la composante F_f que sur la composante F_n : elle peut être mise sous la forme d'un terme complémentaire proportionnel à γ . Le modèle qui peut être déduit de ces constatations est proposé par les relations **IV_6** et **IV_7** :

$$F_n = (K_{n0} + K_{n1} \times (h - h_0)) \times b \quad (\text{IV}_6)$$

$$F_g = F_f = (K_{f0} + K_f \times (h - h_0)) \times b \times (1 + K_{n\gamma} \times \gamma) \quad (\text{IV}_7)$$

La recherche des coefficients K_{n0} , K_{n1} , h_0 , K_{f0} , K_f et $K_{n\gamma}$ par une méthode des moindres carrés conduit aux résultats suivants :

$K_{n0} = 71$	$K_{f0} = 79,5$
$K_{n1} = 2\,298$	$K_f = 2\,516$
$h_0 = 0,01$	$K_{n\gamma} = 0,029$

La dispersion est plus importante pour l'effort de frottement $F_f (= F_g$ dans ce cas) que pour l'effort normal F_n , ce qui pourrait être dû au fait que l'effort F_f est beaucoup plus sensible à la dégradation d'arête (écaillage) qui se produit pour de fortes avances que F_n (**figure IV-9**). Cela semble cohérent dans le contexte de l'usinage de matériaux durs, principalement en finition.

L'influence de l'angle de coupe étant étudiée, il est nécessaire de déterminer celle de l'angle d'hélice sur les efforts. Cette étude fait l'objet du paragraphe suivant.

IV.4. Etude de l'influence de l'angle d'hélice

La configuration d'essais est la même que pour l'étude de l'influence de l'angle de coupe (voir paragraphe IV.3.), mais les éprouvettes utilisées sont cette fois-ci de forme tubulaire. Elles ont également été usinées préalablement, de telle sorte que la largeur du tube corresponde à la profondeur de passe axiale sur la fraise. La **figure IV-10** montre le principe expérimental mis en œuvre pour ces essais. Les fraises possédant une denture droite, un angle d'hélice est "introduit" artificiellement en décalant l'arête de l'outil radialement par rapport au tube. Un angle d'obliquité apparaît donc entre le vecteur vitesse et l'arête de coupe.

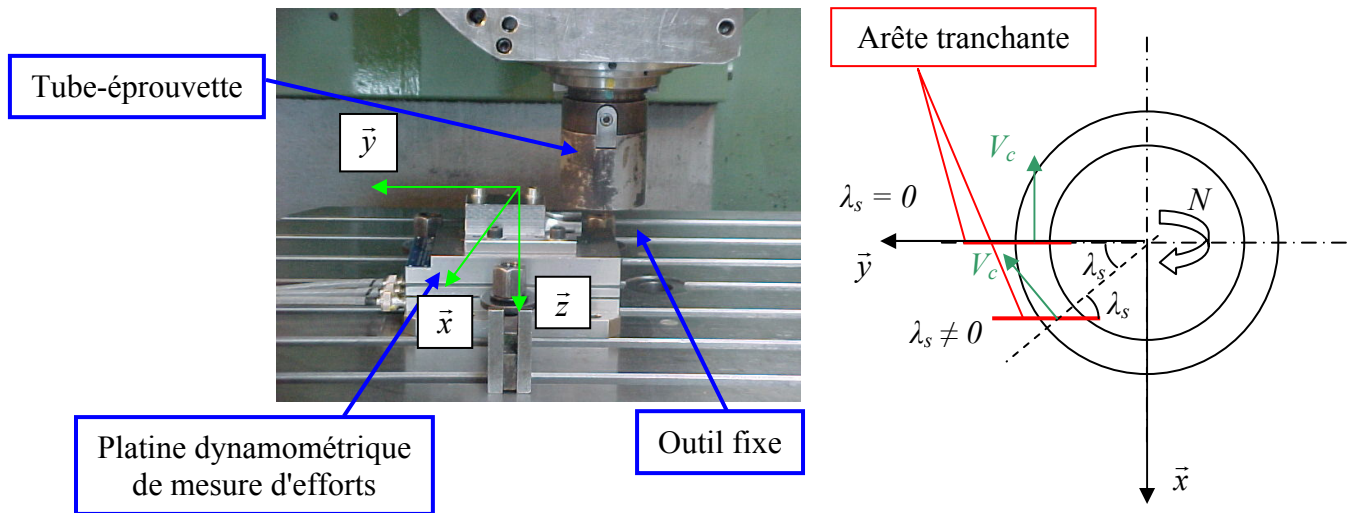


Figure IV-11 : Configuration expérimentale pour l'étude de l'influence de l'angle d'hélice.

De même que pour la série d'essais précédente, les composantes tangentielles, radiales et axiales de l'effort s'appliquant sur l'outil fixé au dynamomètre sont mesurées dans le repère $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ lié à la platine de mesure d'efforts pendant au moins dix tours. Les conditions expérimentales des essais sont données dans le tableau de la **figure IV-11**.

Conditions expérimentales	
Forme de la pièce	tube
Diamètre extérieur (mm)	70
Epaisseur (mm)	3
V_c (m/min)	127
f (mm/tr)	0,01 à 0,18
λ_s (°)	0, 10, 20, 30, 45, 60
γ (°)	8, 12, 16

Tableau IV- 2 : Conditions expérimentales de la série d'essais liés à l'angle d'hélice.

Toutes les combinaisons des conditions de coupe présentées dans le **tableau IV-2** ont été testées. Les valeurs expérimentales indiquées sur les figures suivantes sont des moyennes réalisées sur dix tours.

La **figure IV-11** présente l'évolution de la composante normale à la face de coupe en fonction de l'avance f pour différents angles d'hélice et un angle de coupe de 8° .

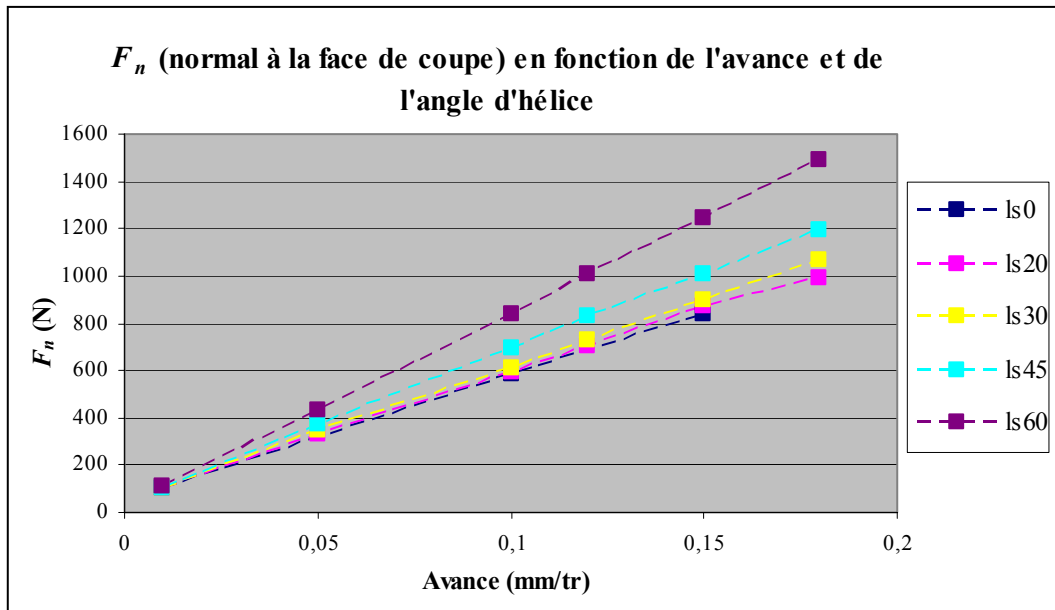


Figure IV-11 : Evolution de la composante normale à la face de coupe F_n en fonction de l'avance, pour différents angles d'hélice.

Il est possible de constater sur la **figure IV-11** que, quel que soit l'angle d'hélice λ_s , la composante F_n suit la même forme d'évolution en fonction de l'avance : une forme linéaire. Toutefois, il est à noter une variation de pente de cette évolution suivant la valeur de λ_s ainsi que la présence d'une valeur non nulle de F_n à l'origine, c'est-à-dire pour f tendant vers zéro. L'expression de la loi de coupe en ce qui concerne la composante F_n peut par conséquent être basée sur une forme linéaire en fonction de f (ou de l'épaisseur de coupe h) et une ordonnée à l'origine non nulle. A ceci doit s'ajouter un terme multiplicateur, dont la forme ne peut pas être déduite de la **figure IV-11**, permettant de prendre en compte la variation de pente de F_n en fonction de λ_s .

La **figure IV-12** présente l'évolution de la composante F_n en fonction de l'angle d'hélice pour différentes avances et un angle de coupe de 8° . Cette représentation favorise la visualisation de la forme que doit prendre le terme relatif à λ_s dans l'expression de la loi de coupe.

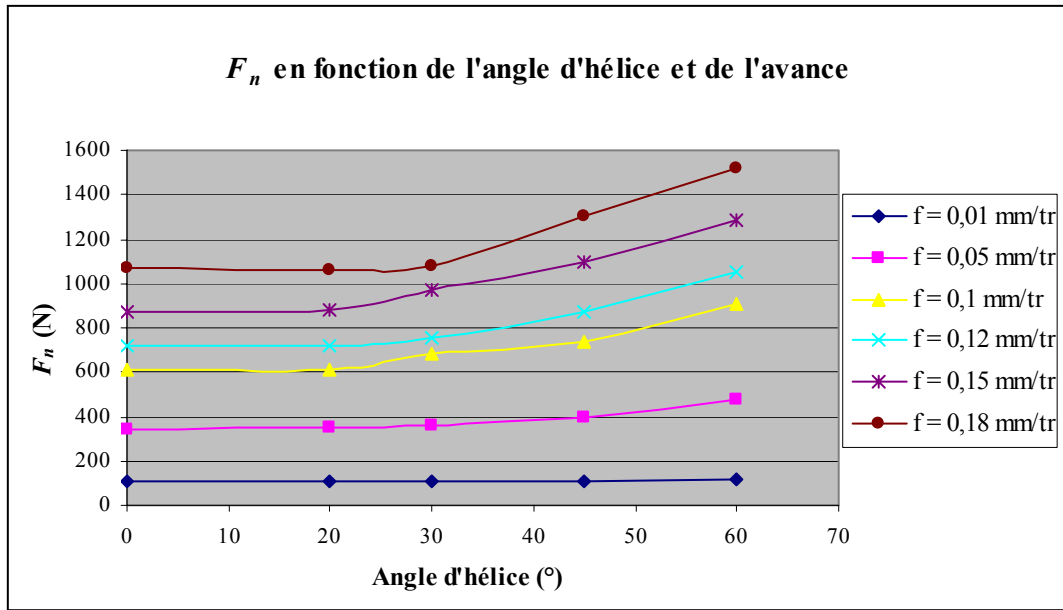


Figure IV-12 : Evolution de la composante normale à la face de coupe F_n en fonction de l'angle d'hélice, pour différentes avances.

La **figure IV-12** permet de constater que l'évolution de la composante normale à la face de coupe F_n est non linéaire en fonction de l'angle d'hélice λ_s . La forme proposée pour le terme multiplicateur relatif à l'influence de λ_s dans l'expression de F_n peut être la suivante : $(1 + |\lambda_s|^{K_{n\lambda_s}})$. Finalement, la composante F_n est exprimée par la relation **IV_8** :

$$F_n = -\left(K_{n_0} + K_n \times \left(1 + |\lambda_s|^{K_{n\lambda_s}}\right) \times h\right) \times b \quad (\text{IV}_8)$$

La forme de l'expression de la composante F_n étant déterminée, il faut ensuite s'intéresser à l'évolution du coefficient de frottement C_f afin de déterminer l'expression de la composante F_f . La **figure IV-13** présente l'évolution de C_f en fonction de l'angle d'hélice et la **figure IV-14** celle de C_f en fonction de l'avance pour un angle de coupe de 8° .

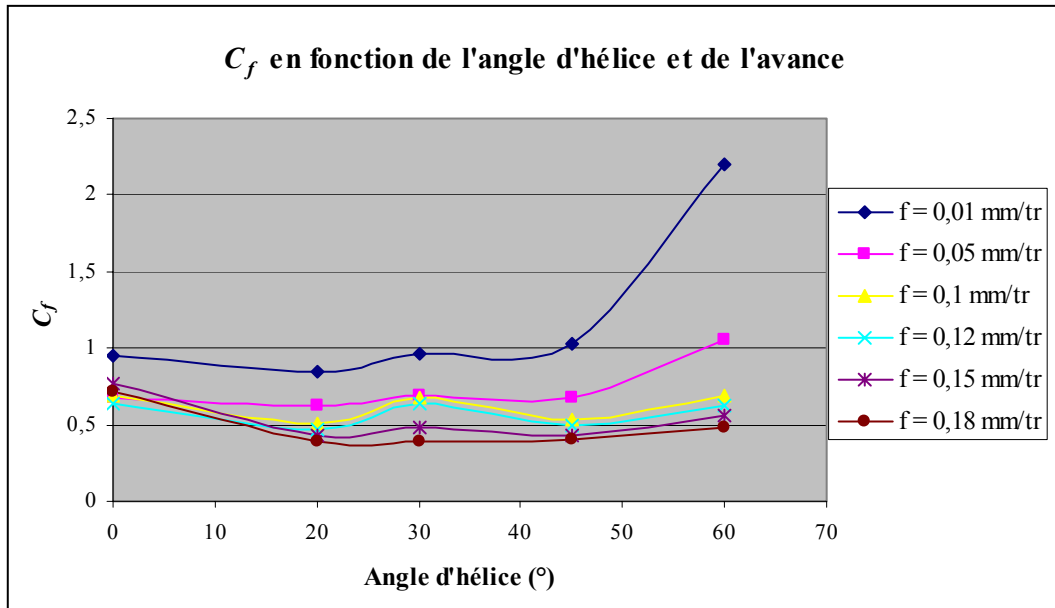


Figure IV-13 : Evolution du coefficient de frottement C_f en fonction de l'angle d'hélice, pour différentes avances.

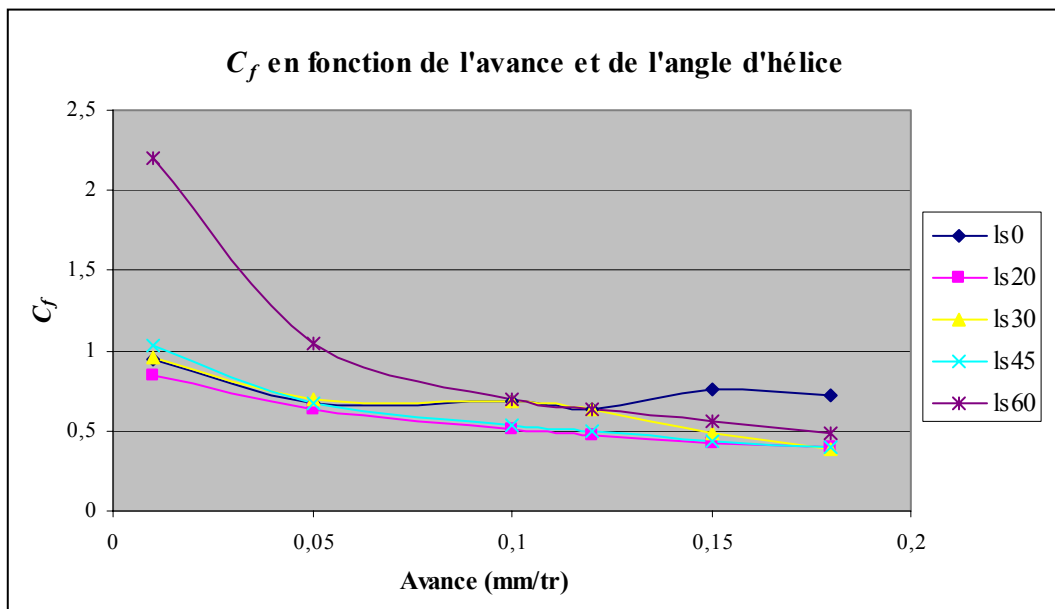


Figure IV-14 : Evolution du coefficient C_f en fonction de l'avance pour différents angles d'hélice.

Les **figures IV-13 et IV-14** permettent de se rendre compte que l'influence de l'angle d'hélice sur le coefficient de frottement C_f s'avère assez faible (abstraction faite du point correspondant à $\lambda_s = 60^\circ$ et $f = 0,01$ mm/tr) et qu'elle pourrait même être négligée. D'autre part, il apparaît que l'évolution de C_f par rapport à l'avance est linéaire décroissante ; ce qui implique que le coefficient relatif à l'épaisseur de coupe h (coefficient K_{cf}) dans l'expression de C_f sera négatif. La forme de l'expression de F_f dans la loi de coupe peut alors être déduite et est donnée par la relation **IV_9** :

$$C_f = (K_{cf0} + K_{cf} \times h)(1 + K_{cf\lambda_s} \times \lambda_s) \quad (\text{IV}_9)$$

L'expression de la composante F_f peut alors être donnée par la relation **IV_10** à partir des relations **IV_8** et **IV_9** :

$$F_f = (K_n \times (1 + |\lambda_s|^{K_{n\lambda_s}}) \times h \times C_f + K_{f0}) \times b \quad (\text{IV}_{10})$$

L'étape suivante consiste à observer l'évolution de l'angle d'écoulement λ_e en fonction de l'avance (**figure IV-15**) et de l'angle d'hélice (**figure IV-16**).

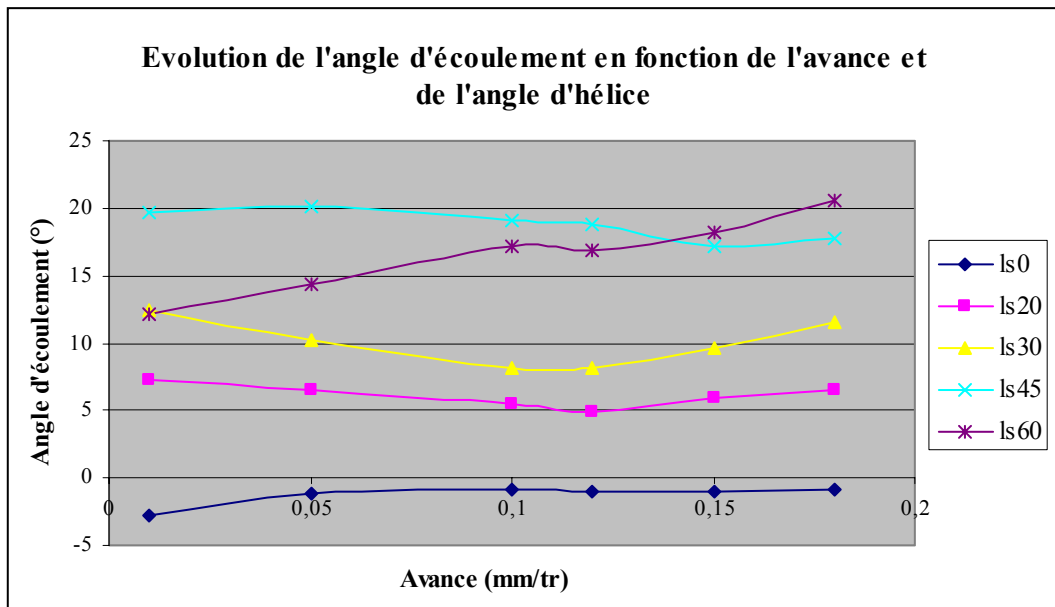


Figure IV-15 : Evolution de l'angle d'écoulement du copeau λ_e en fonction de l'avance, pour différents angles d'hélice.

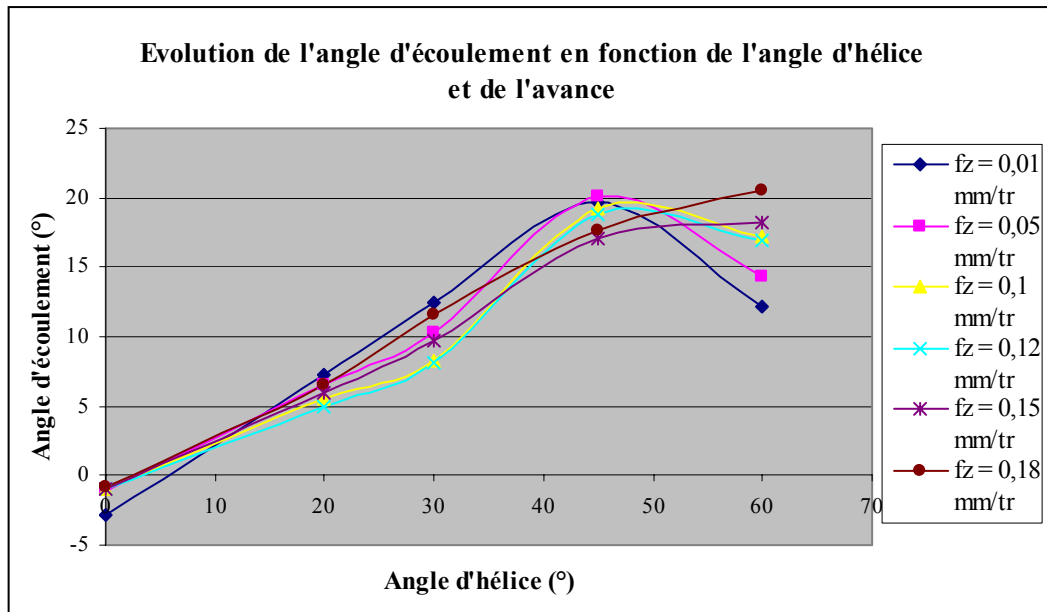


Figure IV-16 : Evolution de l'angle d'écoulement du copeau λ_e en fonction de l'angle d'hélice, pour différentes avances.

Les **figures IV-15 et IV-16** autorisent les remarques suivantes : il n'y a pas d'influence de l'avance sur l'évolution de l'angle d'écoulement et il est possible de constater que λ_e suit une évolution linéaire avec l'angle d'hélice λ_s . Sur la **figure IV-16**, cette évolution linéaire s'accompagne d'une faible valeur à l'origine, négative quelle que soit la valeur de l'avance. L'explication est certainement liée à un phénomène de "bourrage" de copeaux lors de l'utilisation de la fraise à angle d'hélice nul. Cette ordonnée à l'origine n'est donc vraisemblablement pas liée au processus de coupe en lui-même et n'apparaîtra pas dans la loi de coupe. De même, la modification de l'allure des courbes pour l'angle d'hélice égal à 60° peut être expliquée par l'inadaptation de ce type de fraises à l'usinage des aciers traités thermiquement. Il en ressort par conséquent que ces fraises s'usent rapidement dans ce genre de matériau et que les mesures effectuées lors des essais menés avec ces outils se dispersent parfois de l'allure générale des signaux obtenus avec les autres outils utilisés.

Ainsi, l'expression de l'angle d'écoulement du copeau λ_e est donnée par la relation **IV_11** et ne dépend que de l'angle d'hélice λ_s :

$$\lambda_e = K_{\lambda_e} \times \lambda_s \quad (\text{IV}_{11})$$

Les constatations effectuées au cours des deux paragraphes précédents amènent donc au modèle présenté dans le paragraphe suivant.

IV.5. Modèle proposé

Ainsi, à partir de l'évolution des efforts lors de ces séries d'essais préliminaires, la forme de la relation de coupe qui sera ensuite appliquée en fraisage peut être déterminée. Les courbes présentées précédemment permettent d'établir un modèle qui constitue un exemple de forme acceptable de la loi de coupe mais qui devra vraisemblablement subir quelques modifications après les essais de validation en fraisage. Les effets de l'influence des angles de coupe et d'hélice ont en effet été étudiés séparément dans ce chapitre mais ils devront être adaptés au cas du fraisage. Les variables utilisées dans le modèle présenté ci-après sont :

- l'épaisseur de coupe h ;
- la largeur de coupe b ;
- et l'obliquité λ_s .

Le modèle possède huit coefficients : K_{λ_e} , K_{n0} , K_n , $K_{n\lambda_s}$, K_{cf} , K_{cf0} , $K_{cf\lambda_s}$, F_{f0} . L'angle de coupe γ est en fait utilisé implicitement dans la détermination de l'angle λ_n .

Voici les différentes étapes nécessaires à la détermination de ces coefficients :

- Calcul de l'angle d'écoulement du copeau : $\lambda_e = K_{\lambda_e} \times \lambda_s$;
- Calcul de la composante normale : $F_n = -(K_{n0} + K_n \times (1 + |\lambda_s|^{K_{n\lambda_s}}) \times h) \times b$;
- Evaluation du coefficient de frottement : $C_f = (K_{cf0} + K_{cf} \times h) \times (1 + K_{cf\lambda_s} \times \lambda_s)$;
- Calcul de la composante F_f à partir du coefficient de frottement et de la partie linéaire de la composante normale : $F_f = (K_n \times (1 + |\lambda_s|^{K_{n\lambda_s}}) \times h \times C_f + F_{f0}) \times b$;
- Projections sur les directions $\vec{g}$ et $\vec{a}$:

$$\lambda_n = \arctan(\sin(\gamma)) \cdot \tan \lambda_s$$

$$F_g = F_f \cdot \cos(\lambda_n + \lambda_e)$$

$$F_a = F_f \cdot \sin(\lambda_n + \lambda_e)$$

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 $h \times C_f$ introduit l'épaisseur de coupe au

2nd degré dans l'expression de F_f par l'intermédiaire du coefficient : $K_{cf} \times (1 + K_{cf\lambda_s} \times \lambda_s) \times K_n \times (1 + |\lambda_s|^{K_{nls}})$.

Le signe négatif de K_{cf} rend compte de la décroissance de la courbe de C_f .

Ainsi, les expressions des composantes ont été déterminées. La forme de la loi de coupe a pu être mise en place. Reste ensuite à l'appliquer dans le cas d'essais de fraisage "réels" et de vérifier l'adéquation entre le modèle et les mesures effectuées dans ce cas.

La **figure IV-17** 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'opération de coupe. Elles sont cette fois-ci exprimées dans le repère $(\vec{g}, \vec{n}, \vec{a})$ lié à la face de coupe, qui est plus adéquat pour la détermination de la forme de la relation de coupe recherchée. Il semble qu'il y ait une plage optimale de variation de l'angle d'hélice.

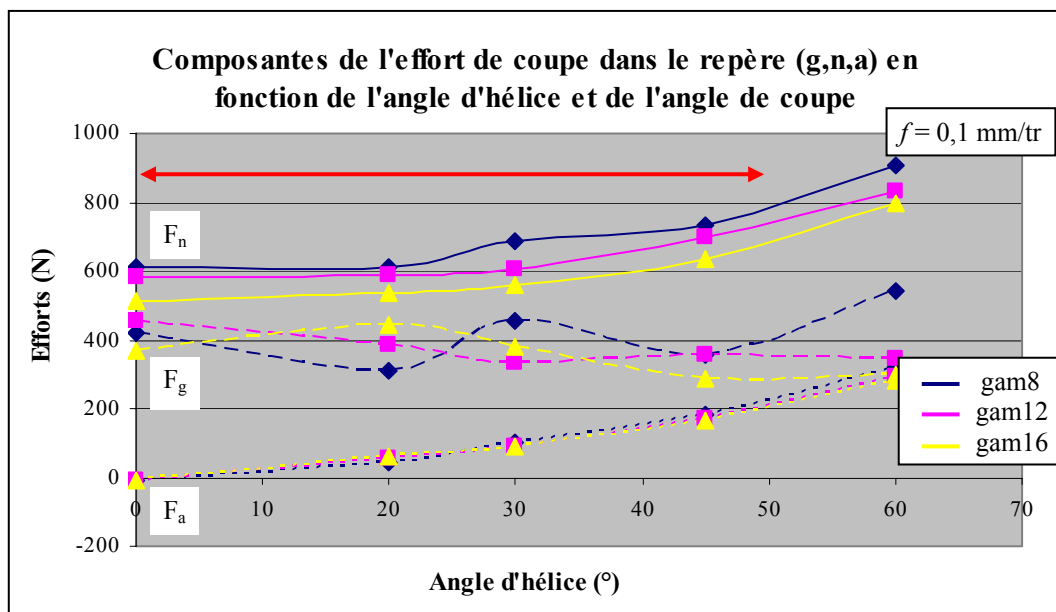


Figure IV-17 : Influence de l'angle d'hélice sur les composantes d'effort de coupe dans le repère $(\vec{g}, \vec{n}, \vec{a})$, pour plusieurs angles de coupe.

Sur la **figure IV-17**, les commentaires suivant peuvent être indiqués. Pour une avance fixée ($f = 0,1$ mm/tr), l'effort normal à la face de coupe a tendance à augmenter avec l'angle d'hélice, tout comme l'effort axial, alors que la composante de l'effort le long de la face de coupe ne semble pas influencée par la variation de λ_s . De plus, il ressort bien que cette dernière composante F_g est la plus sensible aux défauts pouvant apparaître sur l'outil. Quant à

l'influence de l'angle de coupe γ , elle est inexistante sur l'effort axial F_a mais apparaît sur les composantes F_n et F_g . La loi de coupe pourrait donc aussi bien faire apparaître le terme correcteur en fonction de γ sur la composante F_n que sur F_g (ou F_f puisque qu'elle est déduite de F_g et F_a). Cette remarque est un exemple des adaptations qui pourront être effectuées sur le modèle suite aux essais de fraisage.

Les valeurs des coefficients de la loi de coupe présentée ci-dessus et déterminées à partir des essais préliminaires sont les suivantes :

$$K_{\lambda e} = 0,29$$

$$K_{cf0} = 0,59$$

$$K_{n0} = 14,6$$

$$K_{cf} = -1,02$$

$$K_n = 1\,604,3$$

$$F_{f0} = 34$$

$$K_{n\lambda s} = 0,88$$

Ces valeurs numériques permettent d'obtenir un écart relatif moyen de 6 % sur la composante F_n entre les valeurs mesurées et les valeurs calculées. Les résultats s'avèrent par contre d'un moins bon accord en ce qui concerne la composante F_g . En effet, comme cela a pu être constaté sur la **figure IV-17**, il s'agit de la composante la plus sensible aux défauts pouvant apparaître sur l'outil ou aux phénomènes aléatoires pouvant se produire au cours de l'opération d'usinage : la plus grande dispersion sur les résultats expérimentaux se retrouve donc sur cette composante et une explication plausible de l'écart constaté entre les valeurs mesurées et le calcul tient certainement en un problème d'évacuation des copeaux. La configuration utilisée pour ces essais étant une configuration de tournage, les copeaux ne sont pas facilement fragmentés et certains peuvent provoquer un phénomène de "bourrage" au niveau de l'arête de coupe, avec toutes les dispersions que cela peut entraîner sur les mesures.

Ainsi, les essais préliminaires ont permis de déterminer une forme de la loi de coupe. Celle-ci doit désormais être appliquée lors d'essais de fraisage réalistes, et au besoin modifiée afin de s'adapter au mieux à cette nouvelle configuration.

Chapitre V :

Mesure des Efforts en Fraisage

V. MESURE DES EFFORTS EN FRAISAGE

Suite aux essais préliminaires, plusieurs séries d'essais ont été menées afin, comme présenté dans le chapitre III, de valider la forme du modèle déterminé lors des essais préliminaires et d'identifier la relation de coupe en fraisage, pour un Couple Arête-Matière donné. Ce chapitre a pour objectif de présenter le choix du moyen de mesure qui a été effectué, ainsi qu'une analyse préliminaire des résultats obtenus expérimentalement.

V.1. Mesure des efforts de coupe

La mesure des efforts de coupe en fraisage ainsi que l'identification des coefficients de la loi de coupe impliquent l'utilisation d'un moyen de mesure adéquat suivant plusieurs critères : facilité de mise en œuvre, capacités de l'équipement de mesure, précision de la mesure, relation possible de la grandeur mesurée avec les efforts instantanés nécessaires à la phase d'identification.

V.1.1. Comparatif des moyens de mesure

Cette étape débute tout d'abord par un état des lieux des différents moyens de mesure qui pourraient être mis en œuvre de prime abord :

- mesure d'efforts :
 - platine dynamométrique Kistler [9257A] ;
 - platine dynamométrique à compensation accélérométrique Dyna TK développée par François Lapujoulade au sein du laboratoire LMSP de l'ENSAM de Paris ;
 - dynamomètre rotatif Kistler [9123CQ05] ;
 - platine à quartz DYN6 QUARTZ développée par le laboratoire LMP de l'université de Bordeaux ;
- mesure de puissance :
 - wattmètre numérique ;
 - signaux issus du directeur de commande numérique Siemens 840 D.

Tous ces dispositifs ne constituent pas une liste exhaustive des moyens de mesure existant à l'heure actuelle mais sont un récapitulatif de ceux mis à notre disposition. Ils présentent chacun différentes caractéristiques propres, accompagnées d'avantages et d'inconvénients pour l'application envisagée. Le **tableau V-1** résume les caractéristiques de chaque moyen de mesure d'efforts considéré.

Après considération des possibilités des équipements envisagés, le choix s'est porté sur deux équipements en particulier : la platine fixe Kistler et le dynamomètre à compensation accélérométrique Dyna TK. Ils apparaissent comme étant les deux moyens de mesure susceptibles de fournir des signaux corrects et exploitables pour mener cette étude et identifier les lois de coupe. Tous deux utilisent le même principe de mesure : des capteurs piézo-électriques fournissant un signal proportionnel à l'effort appliqué. Une chaîne d'acquisition composée d'un amplificateur de charges et d'un ordinateur équipé d'une carte d'acquisition et d'un logiciel de traitement des données permet de récupérer les signaux d'efforts développés au cours de l'opération d'usinage. Ces deux moyens de mesure nécessitent la fabrication d'éprouvettes spécifiques fixées par vis sur les platines. Les capacités de chacun de ces moyens sont équivalentes puisque le Dyna TK a été conçu à l'aide de capteurs de marque Kistler. Toutefois, le Dyna TK propose d'associer le principe de compensation accélérométrique à la mesure simple des efforts. Ce principe consiste à soustraire des efforts mesurés les efforts dus aux effets d'inertie du dynamomètre apparaissant lors de la coupe.

Chapitre V : Mesure des efforts

	Platine dynamométrique fixe Kistler	Platine Dyna TK	Dynamomètre rotatif Kistler	Platine DYN6 QUARTZ
Fournisseur	Kistler	LMSP ENSAM Paris	Kistler	LMP Université Bordeaux
Principe	capteurs piézo-électriques	capteurs piézo-électriques et compensation accélérométrique	capteurs piézo-électriques	capteurs piézo-électriques
Gamme d'efforts	5 kN sur tous les axes	2,5 kN sur tous les axes	□ <i>Gamme 1</i> : 5 kN sur axes X et Y 3 kN sur axe Z 200 Nm pour Mz □ <i>Gamme 2</i> : 0,5 kN sur axes X et Y 0,3 kN sur axe Z 20 Nm pour Mz	□ 3,5 kN sur axes X et Y □ 5 kN sur axe Z □ 250 Nm pour Mx et My □ 350 Nm pour Mz
Sensibilité	□ -7,5 pC/N sur axes X et Y □ 3,5 pC/N sur axe Z □ résolution : 0,01 N	équivalent à celle de la platine fixe Kistler (même type de capteurs)	□ <i>Gamme 1</i> : 2 mV/N sur axes X et Y 0,5 mV/N sur axe Z 50 mV/N pour Mz □ <i>Gamme 2</i> : 20 mV/N sur axes X et Y 5 mV/N sur axe Z 500 mV/N pour Mz	résolution : 1 N
Encombrement (en mm)	parallélépipède : 170 * 140 * 60	parallélépipède : 250 * 200 * 100	fixé dans la broche	cylindrique : diamètre = 150 ; hauteur = 100
Rigidité	□ 1000 N/μm sur axes X et Y □ 350 N/μm sur axe Z	500 N/μm	moment de flexion : 2400 N/μm sur axe Z	1250 N/μm
Surcharge	50 % en plus de la gamme de mesure	50 % en plus de la gamme de mesure	□ 6 kN sur axes X et Y □ 24 kN sur axe Z □ 400 Nm sur couple Mz	9 kN (risque de déplacement des capteurs si au-delà)
Fréquence propre	3,5 kHz	2 à 6 kHz	□ 2 kHz sur axes X et Y □ 6 kHz sur axe Z □ 3 kHz pour les moments	2 kHz
Contraintes	Limitation du point d'application de l'effort (25 mm maxi au dessus de la platine) et mode de fixation	Dimensions éprouvette et mode de fixation	□ Diamètre de l'outil (fixation) □ Longueur de l'outil □ Vitesse de rotation maxi = 10000 tr/min	Masse de l'éprouvette limitée à 300g et mode de fixation

Tableau V- 1 : Caractéristiques principales des différents moyens de mesure d'efforts envisagés.

Le comparatif entre les deux moyens de mesure sélectionnés présenté dans le chapitre V.1.3. mène ensuite à choisir le plus adapté à cette étude et à ses objectifs.

V.1.2. Etalonnage de la platine à compensation accélérométrique Dyna TK

Afin de s'assurer de la précision des mesures qui vont être effectuées grâce à ce dynamomètre, il est tout d'abord nécessaire de vérifier son étalonnage. Des tests de comparaison entre un effort appliqué sur le dynamomètre et le résultat mesuré par celui-ci ont donc été réalisés en statique. Leur mise en œuvre est présentée sur la **figure V-1**.

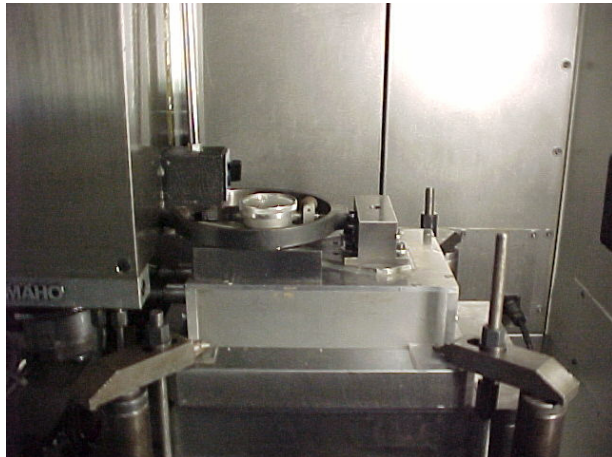
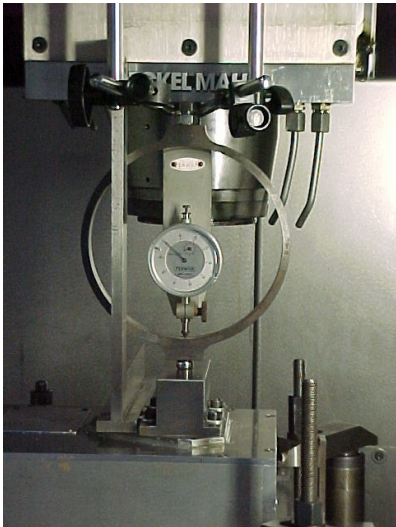


Figure V- 1 : Mise en œuvre de l'étalonnage du Dyna TK

Une éprouvette est positionnée sur la platine dynamométrique, elle-même fixée sur la table de la machine-outil. Un effort est ensuite appliqué sur cette pièce par l'intermédiaire d'un anneau dynamométrique en contact ponctuel avec l'éprouvette grâce à la présence d'une bille entre les deux éléments afin d'assurer une charge concentrée, dans chacune des trois directions de mesure du repère lié au dynamomètre ($\vec{x}, \vec{y}, \vec{z}$). L'anneau dynamométrique autorise une précision de mesure de 8,3 N, sachant qu'il est lui-même étalonné à 3,3 N près. L'application de l'effort a lieu de façon croissante puis décroissante dans chaque direction, permettant ainsi de faire varier la valeur de la force.

Les mesures effectuées dans les deux sens d'application (amplitude croissante ou décroissante) donnent des courbes de résultats très proches, ce qui indique une bonne

répétabilité du système de mesure. Les **figures V-2 à V-4** présentent ces courbes de résultats dans les trois directions.

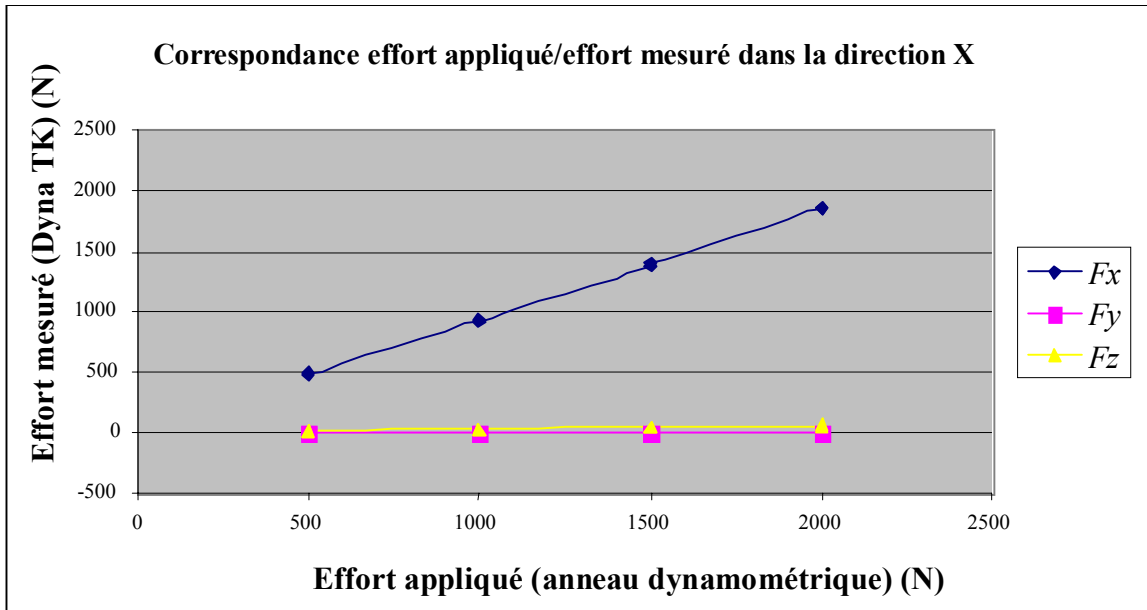


Figure V- 2 : Correspondance entre l'effort appliqué et l'effort mesuré dans la direction $\bar{x}$.

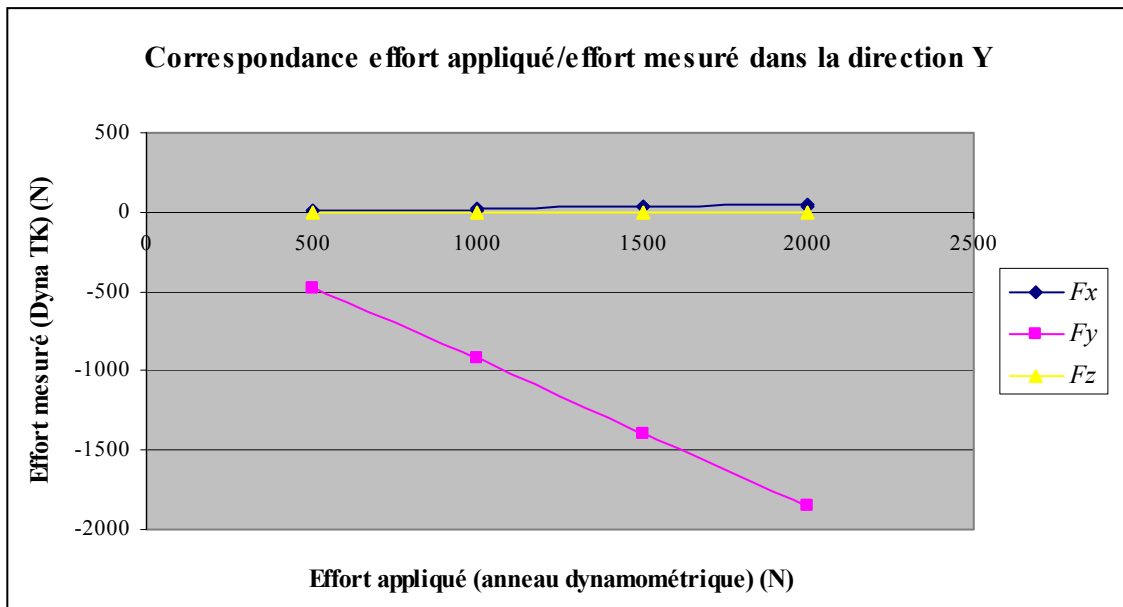


Figure V- 3 : Correspondance entre l'effort appliqué et l'effort mesuré dans la direction $\bar{y}$.

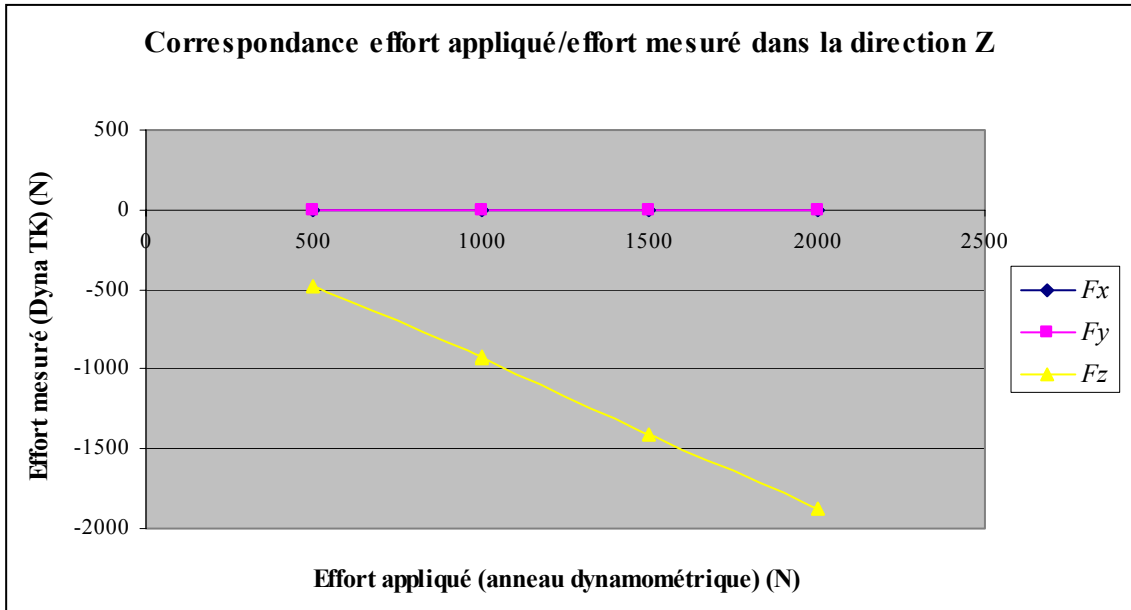


Figure V- 4 : Correspondance entre l'effort appliqué et l'effort mesuré dans la direction $\bar{z}$.

Ces courbes présentent tout d'abord des défauts de linéarité très faibles sur tous les axes. De plus, en ce qui concerne les influences d'un axe sur l'autre, il est remarquable que l'essai dans la direction $\bar{z}$ montre une influence quasiment nulle sur les autres directions $\bar{x}$ et $\bar{y}$. Lors de l'essai dans la direction $\bar{x}$, l'influence sur l'axe $\bar{y}$ est très faible et de l'ordre de 2,5 % sur l'axe $\bar{z}$. L'essai dans la direction $\bar{y}$ montre quant à lui une influence nulle sur l'axe $\bar{z}$ et de l'ordre de 2 % sur l'axe $\bar{x}$. Ces faibles influences proviennent vraisemblablement des incertitudes de mesure et notamment de l'alignement de l'anneau dynamométrique avec la direction d'application de l'effort considérée car si l'on se trouvait en présence d'un défaut des capteurs ou d'un défaut d'alignement, les influences seraient réciproques d'un axe sur l'autre.

Enfin, si l'on trace les droites de régression linéaire correspondant aux courbes de tendance associées à chaque direction d'essai, (voir **Annexe C**) on peut constater que les écarts de sensibilité sont de 0,93 sur les axes $\bar{x}$ et $\bar{y}$, et de 0,95 sur l'axe $\bar{z}$. Ces écarts correspondent à la différence existant entre la sensibilité d'un anneau seul et avec un tirant de précontrainte. Il est de plus notable que ces coefficients sont les mêmes sur les axes $\bar{x}$ et $\bar{y}$.

En ce qui concerne les ordonnées à l'origine des droites de régression linéaire, elles n'apparaissent pas significatives car il est difficile de connaître l'instant où l'effort est nul au cours des tests.

V.1.3. Comparaison platine Kistler et dynamomètre à compensation accélérométrique Dyna TK

Le comparatif général du paragraphe V.1.1. a conduit à sélectionner prioritairement deux moyens de mesure à notre disposition : la platine fixe dynamométrique Kistler et la platine dynamométrique à compensation accélérométrique Dyna TK développée par François Lapujoulade, tous deux utilisant des quartz piézo-électrique.

Les dynamomètres à quartz présentent des qualités appréciées en usinage. Ils sont sensibles, précis et surtout ils sont très rigides. Leur raideur est d'environ 10^9 N/m. Cette propriété permet de les utiliser sans perturber l'opération d'usinage. Leur grande rigidité leur confère une bande passante jusqu'à des fréquences assez élevées, de l'ordre de 1000 Hz. Toutefois, ce sont des systèmes mécaniques peu amortis présentant des pics de résonance au voisinage de leurs fréquences propres. Cette caractéristique a pour conséquence de dénaturer complètement les signaux émis qui ne sont donc plus proportionnels à l'effort appliqué lorsque la fréquence d'excitation atteint les premières fréquences propres. Ce problème se retrouve d'ailleurs avec tous les types de dynamomètres et n'est pas uniquement lié à l'utilisation des quartzs. Seules changent les fréquences critiques. La bande passante courante de l'ordre de 1000 Hz ne permet pas l'étude de certaines opérations pour lesquelles la fréquence d'excitation dépasse souvent cette valeur comme dans le cas du fraisage à grande vitesse. Le fraisage étant un usinage discontinu, l'excitation possède un contenu harmonique très riche, ce qui fait que même pour une fréquence fondamentale basse, 200 Hz par exemple, les résonances du capteur sont excitées.

Le dynamomètre Dyna TK utilise le principe de compensation inertielle afin de pallier à ces inconvénients. Le but d'une méthode de compensation du signal est d'augmenter la bande passante du dynamomètre en éliminant les effets dynamiques liés à ses modes propres. Ce principe est expliqué sur la **figure V-5** dans le cas simplifié unidirectionnel mais il est ensuite appliqué au cas tridimensionnel pour la mise en œuvre du dynamomètre. Les capteurs sont assimilés à des ressorts insérés entre deux corps rigides.

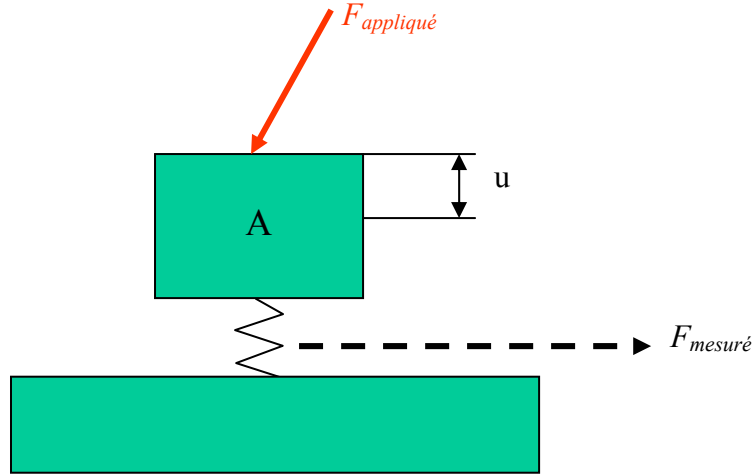


Figure V- 5 : Principe de la compensation inertielle dans le cas unidirectionnel.

La force appliquée à mesurer est $F_{appliqué}$ et la force exercée sur le capteur est F_c . La raideur du ressort est k . Le plateau a une masse m et sa position par rapport à la position d'équilibre est u . Les relations **V_1** et **V_2** peuvent alors être écrites :

$$F_c = k \times u \quad (\text{V}_1)$$

$$m \times \ddot{u} = F_{appliqué} - F_c \quad (\text{V}_2)$$

On suppose alors que les charges électriques émises par les quartzs sont proportionnelles à F_c , de sorte que c'est la force F_c qui est mesurée, c'est-à-dire le terme $k \times u$.

Le choix a été fait de procéder par identification afin d'évaluer la valeur de la masse m du système. Pour cela, la force et l'accélération sont mesurées sur un intervalle de temps où la force appliquée est nulle après un choc ou en déplaçant la base. L'équilibre du système conduit alors à la relation **V_3** :

$$m \times \ddot{u} + F_{mesurée} = 0 \quad (\text{V}_3)$$

La valeur de la masse m s'obtient, par exemple, en minimisant la quantité

$$\sum_{k=1}^n (m \times \ddot{u}_k + F_{mesurée_k})^2 \text{ qui dépend des valeurs mesurées aux temps d'échantillonnage } t_k.$$

La force mesurée étant connue, ainsi que la masse du système et son accélération $\ddot{u}$ grâce à des accéléromètres positionnées dans le dispositif Dyna TK, la force appliquée sur la pièce peut être déduite.

La méthode de compensation inertielle permet ainsi d'étendre la bande passante des dynamomètres en éliminant les résonances liées aux modes rigides dans la bande 1000-4000 Hz. Elle permet également d'éliminer les effets inertiels liés aux mouvements de la base.

Outre ce principe de compensation inertielle, les deux dynamomètres utilisent les mêmes capteurs et présentent chacun des avantages et des inconvénients liés à leurs caractéristiques présentées au paragraphe V.1.1. Des essais ont donc été menés avec les deux moyens de mesure afin de comparer leurs performances.

Les résultats présentés ci-après sont issus des mesures effectuées sur plusieurs séries d'essais :

- Configurations d'usinage :
 - rainurage : engagement radial = 20 mm ; engagement axial = 3 mm ;
 - fraisage mixte : engagement radial = 4 mm ; engagement axial = 4 mm ;
- Vitesse de coupe : $V_c = 127$ m/min ;
- Avance par dent : $f_z = 0,1$ mm/dent ;
- Longueur usinée : $L = 10$ mm ;
- Angles d'hélice : $\lambda_s = 0^\circ$ ou $\lambda_s = 40^\circ$.

Vu les différences de repères utilisés lors des essais par les deux moyens de mesure, le comparatif des résultats obtenus est effectué par rapport à la résultante $R = \sqrt{F_x^2 + F_y^2}$ des efforts dans le plan $(\vec{x}, \vec{y})$ d'une part et à la composante axiale F_z d'autre part.

a. Essais de rainurage

Les **figures V-6 et V-7** présentent les mesures comparées dans le cas du rainurage, avec un angle d'hélice nul. Dans ce cas, la vitesse de rotation reste faible (2 020 tr/min) et la fraise utilisée possède deux dents, ce qui entraîne une fréquence d'excitation faible (67,5 Hz). Dans la configuration de rainurage, il y a peu d'harmoniques et les effets dynamiques sont peu importants.

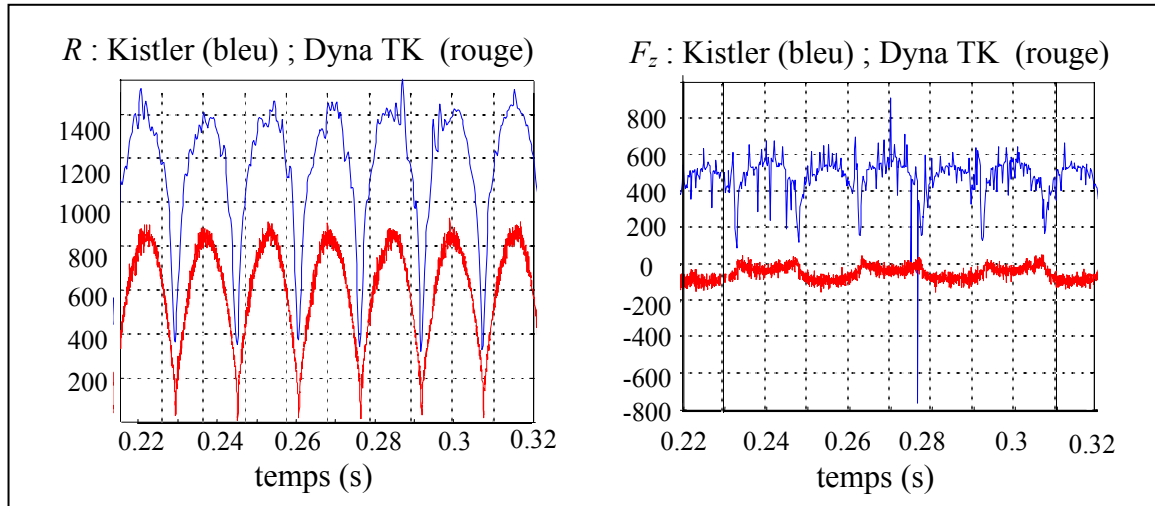


Figure V- 6 : Mesures comparatives entre la platine Kistler et le Dyna TK en rainurage, avec $\lambda_s = 0^\circ$.

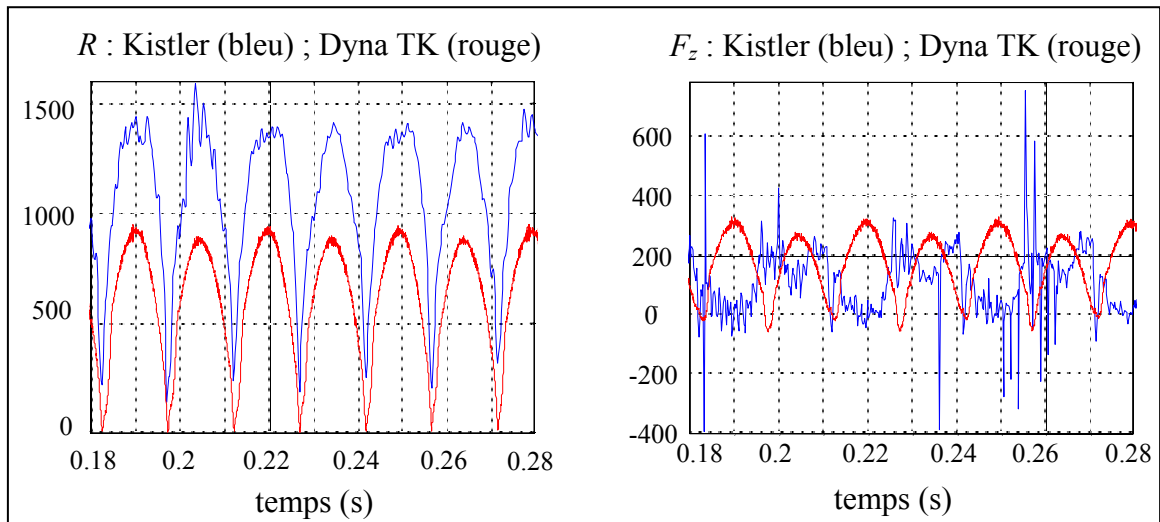


Figure V-7 : Mesures comparatives entre la platine Kistler et le Dyna TK en rainurage, avec $\lambda_s = 40^\circ$.

Sur la **figure V-6**, si l'on considère les mesures de la résultante des efforts dans le plan $(\bar{x}, \bar{y})$, la courbe issue du Dyna TK est moins bruitée que la courbe issue de la mesure effectuée avec la platine Kistler et est plus proche de la sinusoïde théorique.

En ce qui concerne la composante axiale F_z , le signal issu de Dyna TK semble très vraisemblable, pouvant être interprété comme un léger effort de poussée avec une distinction visible entre les deux dents de la fraise, alors que le signal issu de la mesure avec la platine Kistler reste difficile à interpréter.

La **figure V-7** présente les mêmes types de courbes que la **figure V-6** mais cette fois-ci, les essais ont été réalisés avec une fraise d'angle d'hélice égal à 40° . Dans ce cas, les effets dynamiques liés à l'excitation sont encore moins importants que dans le premier cas en raison de l'angle d'hélice plus important : la fraise rentre progressivement dans la matière, il n'y a pas de chocs à l'entrée des dents. Toutefois, les conclusions qui peuvent être tirées de cette série de courbes restent pratiquement les mêmes que précédemment.

b. Essais en fraisage latéral

Considérons désormais les essais réalisés avec un engagement radial de 4 mm et une profondeur de passe égale à 4 mm. Les fraises utilisées sont toujours du même type que les précédentes, et deux angles d'hélice différents sont testés : $\lambda_s = 0^\circ$ et $\lambda_s = 40^\circ$.

Le cas de fraisage latéral proposé ici avec un engagement radial assez faible par rapport au diamètre de la fraise conduit à une excitation plus riche en harmoniques. Toutefois, la faible fréquence de base (67,5 Hz) ne conduit pas à des effets dynamiques notables en première approximation.

Les résultats sont présentés sur les **figures V-8 et V-9**, pour, respectivement $\lambda_s = 0^\circ$ et $\lambda_s = 40^\circ$.

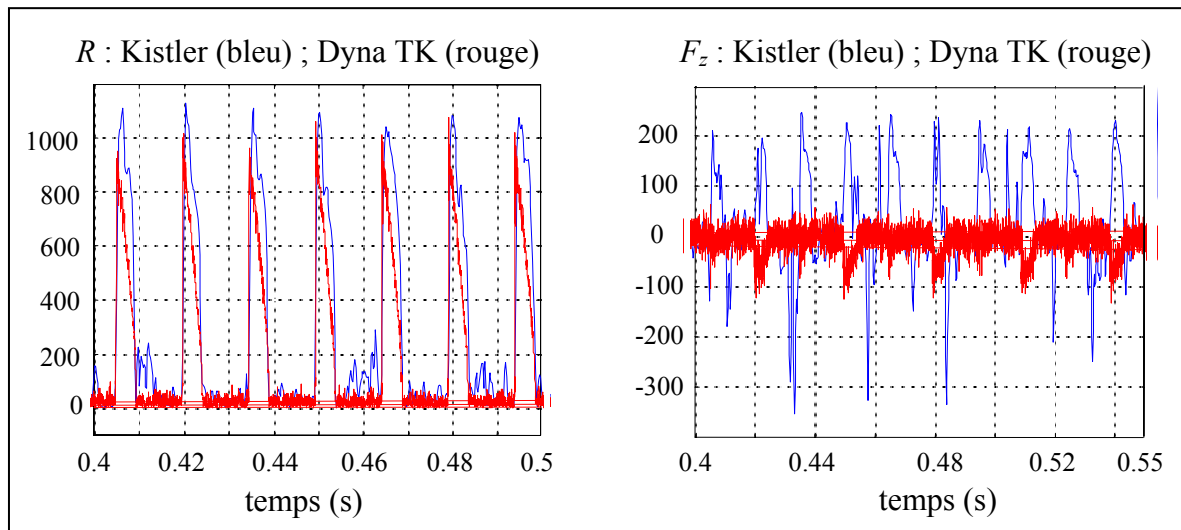


Figure V- 8 : Mesures comparatives entre la platine Kistler et le Dyna TK avec $a_e = 4$ mm, $a_p = 4$ mm, pour $\lambda_s = 0^\circ$.

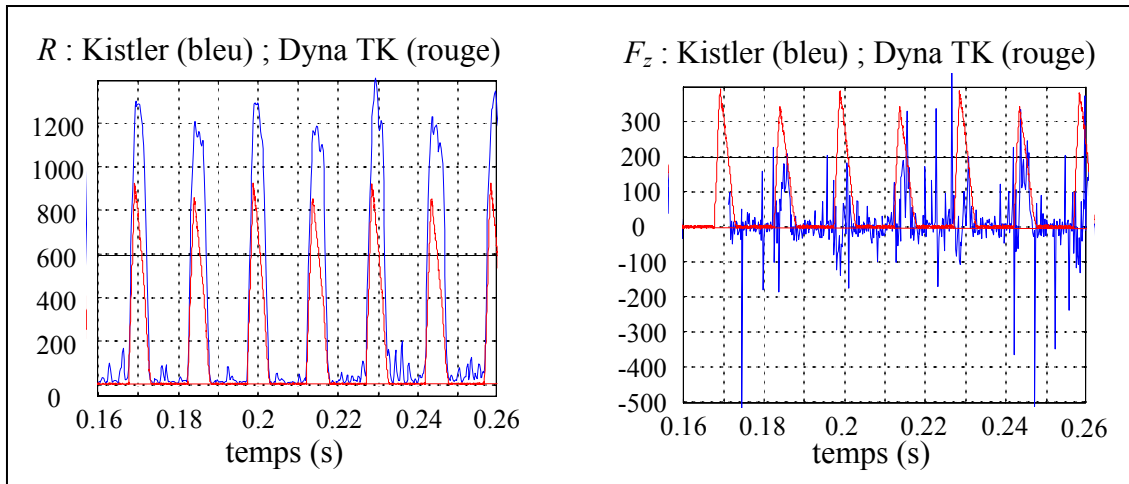


Figure V- 9 : Mesures comparatives entre la platine Kistler et le Dyna TK avec $a_e = 4 \text{ mm}$, $a_p = 4 \text{ mm}$, pour $\lambda_s = 40^\circ$.

Sur la **figure V-8**, la courbe issue des mesures effectuées avec le Dyna TK est moins irrégulière que la courbe des mesures effectuées en utilisant la platine Kistler : la reproduction du phénomène d'un tour sur l'autre est en effet plus stable. La courbe Kistler est non nulle entre les passages de dents, ce qui peut être dû à des vibrations, alors que la courbe Dyna TK n'est pas dégradée et s'annule bien. De plus, la courbe Dyna TK est encore une fois beaucoup plus proche de la courbe théorique, ce qui facilitera nettement les travaux d'identification de lois de coupe qui viendront par la suite.

Concernant la composante axiale F_z , la courbe issue de Dyna TK est bruitée. Ce phénomène apparaît surtout pour de faibles efforts et ce bruit peut être éliminé en réalisant des moyennes du signal sur plusieurs tours de fraise. La courbe Kistler est beaucoup plus irrégulière et présente beaucoup d'anomalies, notamment des oscillations sans liaison directe avec les passages de dents.

Dans le cas présenté par la **figure V-9**, c'est-à-dire en fraisage latéral avec un angle d'hélice de 40° , les constatations sont sensiblement les mêmes que pour le cas du fraisage mixte avec un angle d'hélice de 0° . Les courbes, aussi bien relatives à la résultante des efforts dans le plan $(\bar{x}, \bar{y})$ qu'à la composante axiale F_z , obtenues grâce au Dyna TK sont très proches de l'aspect théorique et moins dispersées que celles obtenues avec la platine Kistler.

Ainsi, si l'on résume les constatations qui ont pu être présentées dans les différents cas précédents, il s'avère que les essais ont été effectués à faible vitesse de rotation (2 020 tr/min) et qu'ils ne mettent pas correctement en évidence des effets inertiels importants. Toutefois, il est notable que même avec une fréquence d'excitation de 67,5 Hz, c'est-à-dire très inférieure aux fréquences propres des dynamomètres (comprises entre 2 000 et 6 000 Hz), la compensation accélérométrique apporte une amélioration très sensible des mesures.

D'une part, la fréquence d'échantillonnage relativement faible (5 kHz) utilisée avec la platine Kistler ne met pas en évidence tous les défauts du signal. Les signaux Kistler ne sont pas filtrés mais le filtrage passe-bas n'améliorerait pas la situation car, s'il atténue les phénomènes dynamiques, il détruit les fronts montants ou descendants caractéristiques du fraisage.

D'autre part, les signaux issus de la platine Dyna TK présentent certes un bruit de fond, mais qui ne dépend pas de l'amplitude des signaux. Il est donc plus présent lorsque le signal mesuré est faible comme dans le cas de fraisage mixte avec un angle d'hélice nul (**figure V-8**). Une meilleure utilisation des accéléromètres associés aux capteurs d'efforts dans la platine Dyna TK diminuerait ce bruit de fond.

L'identification de lois de coupe (non présentée ici mais utilisée ultérieurement dans cette étude) à partir des signaux issus de Dyna TK donne de très bons résultats, alors qu'elle donne des résultats souvent dispersés à partir des signaux issus de la platine Kistler.

c. Conclusion

Après ces essais de comparaison, il a été décidé de procéder aux mesures nécessaires à l'identification des lois de coupe grâce à la platine à compensation inertielle Dyna TK. La raison principale de ce choix repose sur le fait que les signaux issus des mesures avec la platine Kistler ne sont pas nuls après la fin de l'usinage. La platine enregistre les vibrations dues à la machine ou à la rotation de la broche. La compensation inertielle mise en œuvre par la platine Dyna TK permet d'éliminer ces influences externes et donne par conséquent un meilleur rendu des efforts mis en jeu lors de l'opération de fraisage par le phénomène de coupe en lui-même (**figure V-10**).

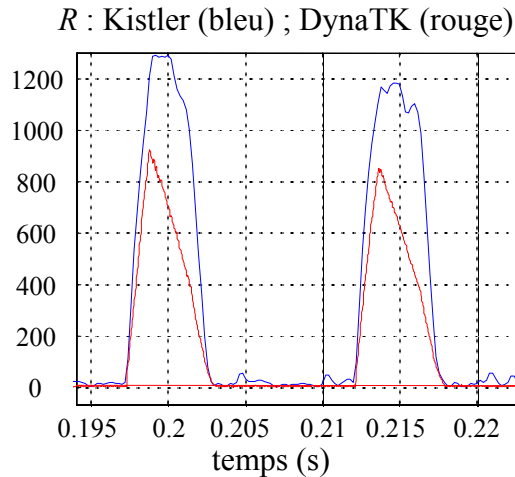


Figure V- 10 : Effets des vibrations sur les signaux d'efforts mesurés par la platine Kistler et le Dyna TK.

V.2. Essais de fraisage avec fraises cylindriques

Après avoir déterminé le moyen de mesure des efforts de coupe le plus adapté à cette étude, il s'agit de vérifier si le modèle établi lors des essais préliminaires (cf chapitre IV) peut également être appliqué à des opérations de fraisage. Pour ce faire, il a été procédé à des essais dont la complexité est croissante au fur et à mesure des séries. Ainsi, comme il a été présenté au chapitre III, la démarche débute par le test du modèle sur des essais de fraisage mixte ou en rainurage, avec des fraises cylindriques simples. Toutefois, les résultats de l'identification des coefficients de la loi de coupe ainsi que la comparaison des valeurs expérimentales et calculées seront présentées dans le chapitre VI. Ce paragraphe propose quelques réflexions préliminaires sur la qualité et la cohérence des mesures avant de procéder à l'identification de la loi de coupe.

V.2.1. *Procédure expérimentale*

La configuration expérimentale est cette fois-ci une configuration réelle de fraisage. Les éprouvettes utilisées sont, de même que pour les essais préliminaires, en acier à moules et matrices X 38CrMoV 5 (AISI H11), durci à 47 HRc. Les outils sont des fraises cylindriques de diamètre 20 mm, à deux dents, en carbure monobloc revêtu TiAlN, avec des angles d'hélice constants le long de l'arête. Environ 111 essais (**Annexe D**) ont été réalisés avec différents angles de coupe, angles d'hélice, profondeurs de passe axiale et radiale, en

opposition et en avalant sur un centre d'usinage DMG DMC 65 V. Diverses combinaisons des conditions de coupe listées ci-dessous ont été mises en œuvre.

- Angles de coupe γ : un compris entre 4° et 7° et un entre 9° et 12° . Ces valeurs constituent les zones de tolérance du fournisseur des outils, les valeurs réelles de l'angle sont donc comprises dans ces deux plages ;
- Angles d'hélice λ_s : 0° - 20° - 40° - 60° ;
- Avance par dent : $f_z = 0,1$ mm/dent ;
- Vitesse de rotation : $N = 2020$ tr/min correspondant à une vitesse de coupe : $V_c = 127$ m/min ;
- Essais de fraisage mixte :
 - engagement radial : $a_e = 4$ mm ;
 - engagement axial : $a_p = 0,5 - 1 - 2 - 4 - 6 - 8$ mm.
- Essais en rainurage :
 - engagement radial : $a_e = 20$ mm (diamètre des fraises) ;
 - engagement axial : $a_p = 0,5 - 1 - 2 - 3$ mm.

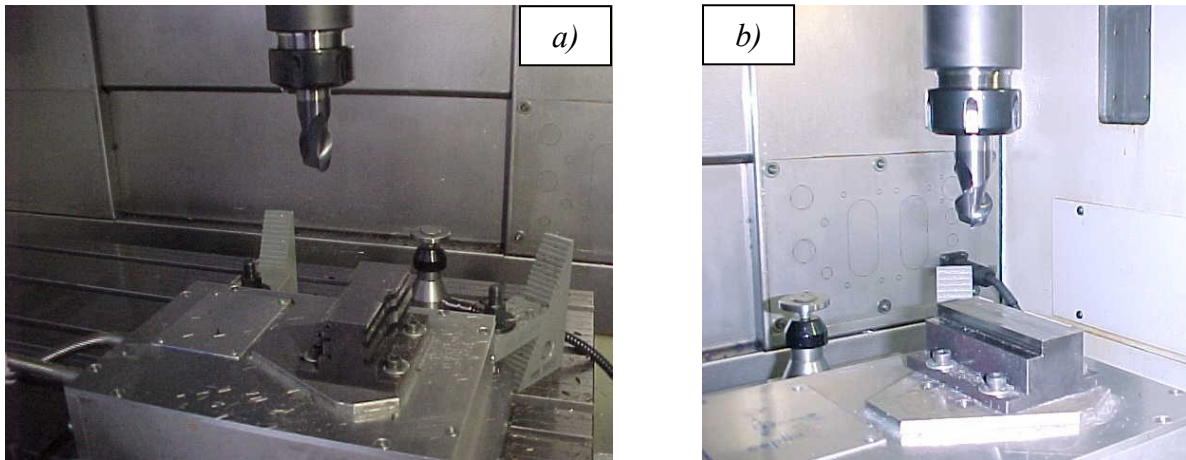


Figure V- 11 : Mise en œuvre des essais de fraisage (latéral pur *a*) et mixte *b*)).

La **figure V-11** présente la mise en œuvre des essais de fraisage tant en fraisage latéral pur (**V_11 a**)) qu'en fraisage mixte (**V-11 b**)). Plusieurs remarques quant à l'influence des différents paramètres peuvent tout d'abord être données avant d'identifier les coefficients de la loi de coupe dans les différents cas considérés.

V.2.2. Réflexions sur les mesures expérimentales

a. Influence de l'angle de coupe γ

A partir de la **figure V-12**, les évolutions des efforts en fonction de l'angle de coupe peuvent être dégagées, aussi bien dans le cas du rainurage qu'en fraisage mixte. Les résultats présentés concernent uniquement deux angles d'hélice ($\lambda_s = 0^\circ$ et 40°) mais les essais effectués pour $\lambda_s = 20^\circ$ et 60° conduisent aux mêmes constatations.

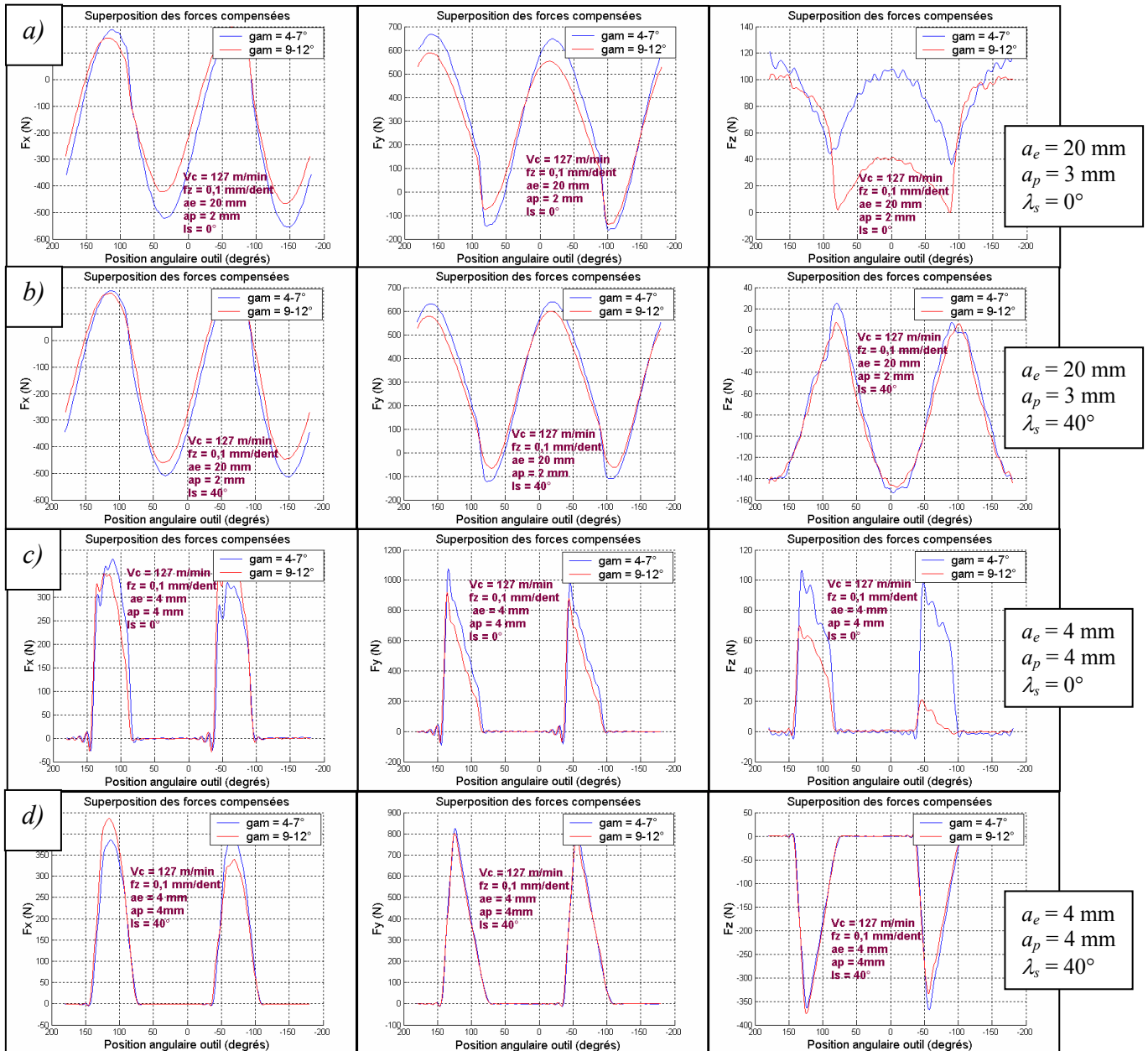


Figure V- 12: Composantes de l'effort de coupe en fonction de la position angulaire de la fraise pour deux angles de coupe différents.

La **figure V-12 a) et b)** donne un exemple de l'évolution des efforts de coupe en fonction de la variation de l'angle de coupe, en rainurage. Ces mesures ont également été effectuées pendant d'autres essais avec une profondeur de passe ou un angle d'hélice différents. Ainsi, en considérant toutes ces mesures, il apparaît que les composantes de l'effort de coupe diminuent lorsque l'angle de coupe augmente, quelle que soit la profondeur de passe, et l'amplitude des signaux a tendance à diminuer également, sauf sur la composante axiale F_z où l'amplitude augmente. La **figure V-12 c) et d)** présente cette fois-ci des exemples en fraisage mixte, pour un engagement radial de 4 mm. Les mêmes constations que pour le rainurage peuvent être faites. La diminution globale des efforts avec l'augmentation de l'angle de coupe confirme la tendance relevée lors des essais préliminaires.

b. Influence de l'angle d'hélice λ_s

L'influence de l'angle d'hélice λ_s est liée à l'arc d'engagement de la fraise. L'angle d'entrée dans la matière θ_e correspond à l'entrée dans la matière de l'extrémité de la dent et l'angle de sortie θ_s à la position angulaire de la fraise pour laquelle la dent considérée commence à sortir de la matière. L'arc φ_s est défini par la relation **V_4** :

$$\varphi_s = \theta_s - \theta_e \quad (\text{V}_4)$$

φ_s est l'arc d'engagement pendant lequel une dent de la fraise reste en contact avec la matière. La **figure V-13** positionne les angles θ_e et θ_s , ainsi que l'arc d'engagement φ_s et la "longueur angulaire" ψ sur une configuration de fraisage (**V-13 a)**) ainsi qu'en "arête dépliée" (**V-13 b)**).

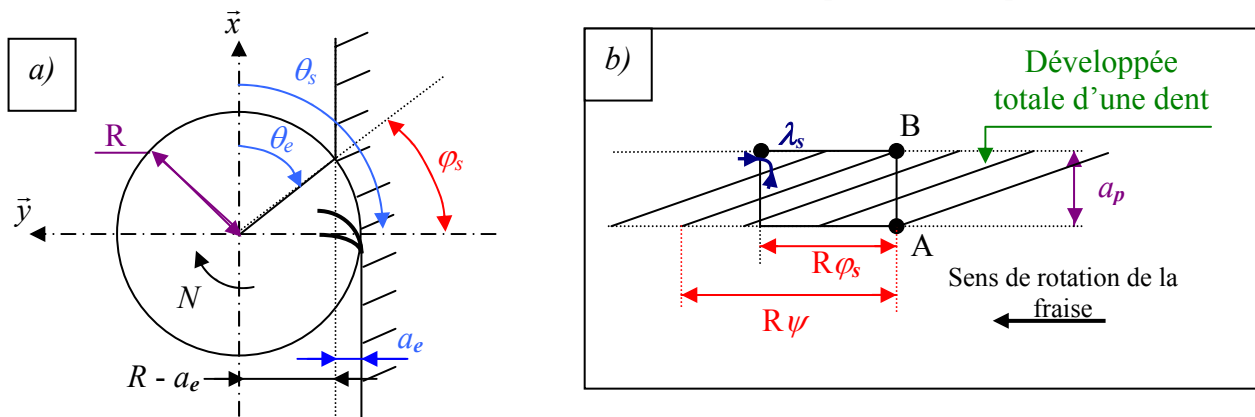


Figure V- 13 : Positionnement des angles d'entrée et de sortie de la matière.

Lorsque le pied de la dent entre en contact avec la matière en A, il existe un angle nécessaire à ce que la totalité de la dent, sur une profondeur de passe a_p donnée, entre en

contact avec la matière en B, cet angle est noté ψ . Il caractérise la "longueur angulaire" de la dent en contact. Les expressions des angles θ_e et θ_s d'une part et des arcs φ_s et ψ d'autre part sont données par les relations **V_5** et **V_6** :

$$\theta_e = \arcsin\left(\frac{-(R - a_e)}{R}\right) \quad ; \quad \theta_s = -\pi/2 \quad \text{en concordance} \quad (\text{V}_5)$$

$$\varphi_s = \arccos\left(1 - \frac{a_e}{R}\right) \quad ; \quad \psi = \frac{a_p}{R} \times \tan(\lambda_s) \quad (\text{V}_6)$$

Lorsque l'angle d'hélice varie, la "longueur angulaire" ψ varie et la longueur d'arête en prise est modifiée. De plus, l'orientation de la résultante de l'effort de coupe est également modifiée. Par conséquent, ses projections sur les directions $\vec{x}$ et $\vec{y}$ changent et les amplitudes de F_x et F_y varient. L'influence de la variation de l'angle d'hélice sur la composante axiale F_z s'explique quant à elle logiquement de façon intuitive : quand λ_s augmente, F_z croît, aussi bien en rainurage qu'en fraisage mixte. L'amplitude des signaux a de plus tendance à augmenter avec l'accroissement de l'angle d'hélice.

La **figure V-14** présente la variation de la composante F_z lors d'une opération de fraisage mixte avec $a_e = 4$ mm, pour différents angles d'hélice.

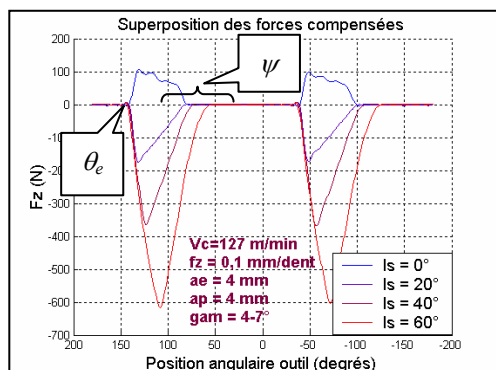


Figure V- 14 : Variation de la composante F_z pour différents angles d'hélice.

Sur la **figure V-14**, il est possible de constater que les angles d'entrée dans la matière θ_e sont identiques pour chaque fraise utilisée, alors que les angles de sortie ψ diffèrent. Ceci est dû aux variations de l'arc d'engagement suivant la variation de l'angle d'hélice. D'autre part, alors que la norme de la composante F_z augmente avec l'angle d'hélice, il est remarquable que la courbe correspondant à une fraise d'angle d'hélice nul est un signal positif alors que les signaux associés aux autres fraises sont négatifs. Il serait d'ailleurs logique que la composante F_z pour λ_s nul soit elle aussi nulle. Cette valeur positive de F_z signifie que quelque chose "repousse" la fraise : il s'agit vraisemblablement de l'action des arêtes frontales

de la fraise à laquelle il faudra faire attention lors de l'identification des coefficients de la loi de coupe.

c. Influence de la profondeur de passe a_p

La **figure V-15** présente l'évolution de l'effort de coupe suivant la variation de la profondeur de passe a_p pour une avance f_z , une vitesse de coupe V_c , des angles de coupe et d'hélice donnés. Les deux premières figures montrent des mesures effectuées en rainurage alors que les deux suivantes concernent des signaux issus d'essais réalisés en fraisage mixte avec un engagement radial a_e égal à 4 mm.

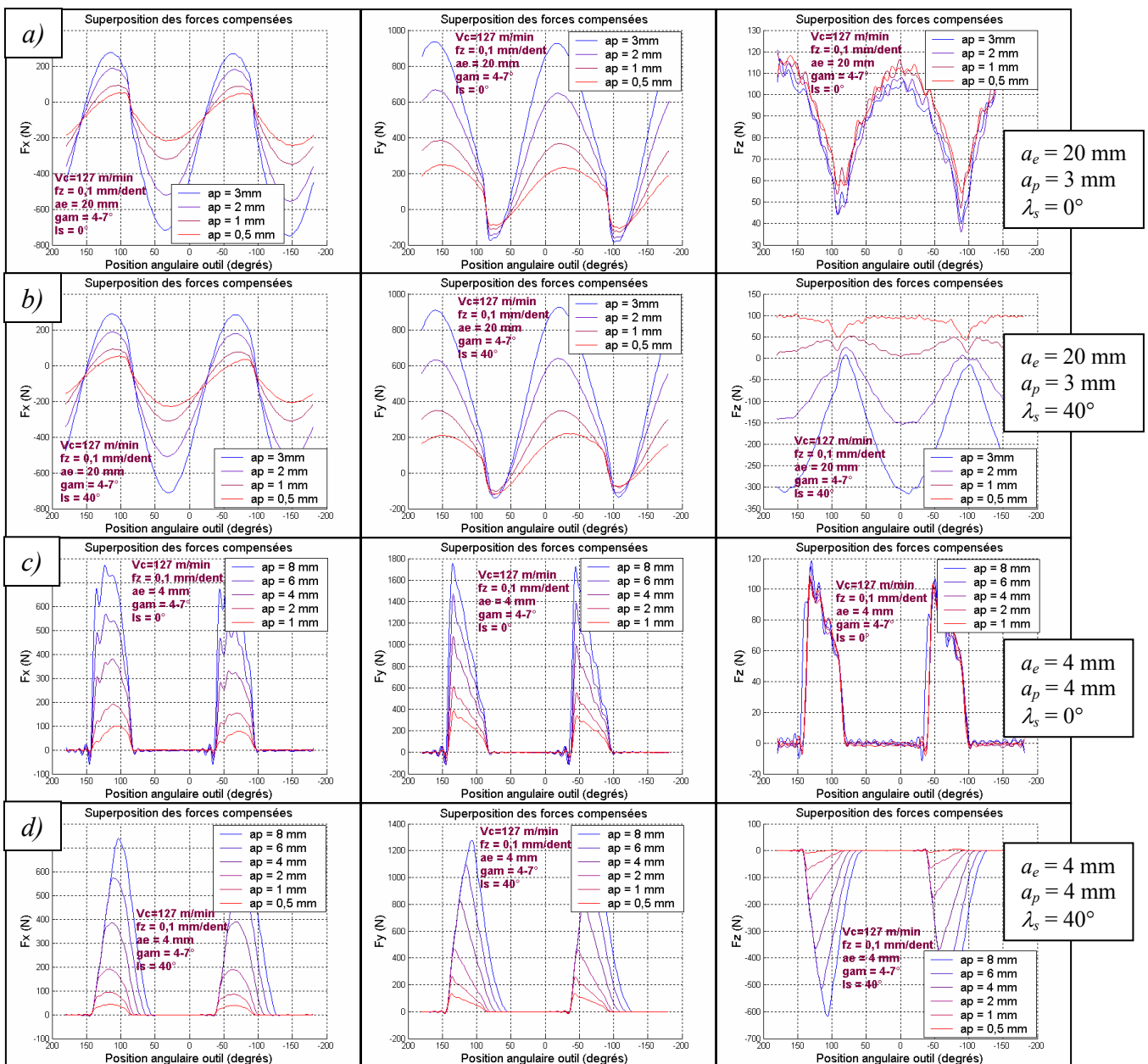


Figure V- 15 : Composantes de l'effort de coupe en fonction de la position angulaire de la fraise pour des profondeurs de passe différentes.

Les courbes présentées ne concernent qu'un seul des deux angles de coupe testés. Les résultats obtenus en utilisant des fraises avec un autre angle de coupe sont similaires.

Ces courbes résultats des mesures de l'effort de coupe pour différentes profondeurs de passe permettent de constater que toutes les composantes augmentent avec la profondeur de passe et qu'il en est de même pour leur amplitude. Toutefois, la **figure V-15 a) et c)** montre que la profondeur de passe n'a aucun effet sur la composante F_z dans le cas d'un angle d'hélice nul. Le modèle théorique d'effort qui a été présenté dans le chapitre IV est basé sur le principe de la segmentation d'arête. Ce même principe permet d'expliquer l'accroissement des composantes de l'effort de coupe avec celui de la profondeur de passe. En effet, plus la profondeur de passe est importante, plus le nombre de segments d'arête à considérer est grand, d'où l'accroissement de la zone d'intégration et donc de l'amplitude des composantes de l'effort.

La **figure V-16** présente la variation de la composante F_y en fonction de la profondeur de passe dans le cas où l'angle d'hélice de la fraise est nul.

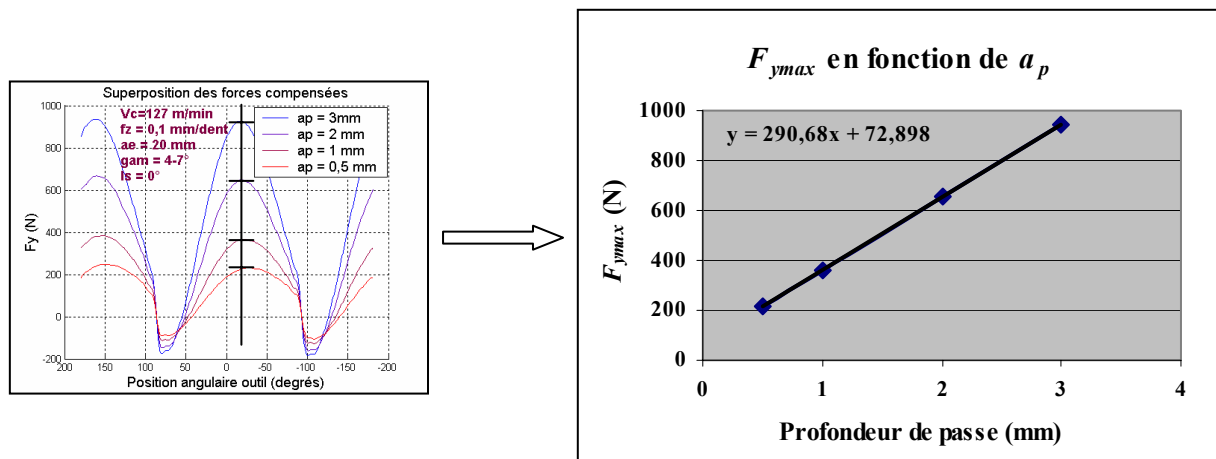


Figure V- 16 : Variation de la composante F_y en fonction de la profondeur de passe pour un angle d'hélice nul.

Les modèles actuels sont tous basés sur la proportionnalité de l'effort de coupe avec la largeur de coupe b . Cette largeur de coupe correspond à la largeur Δz des disques élémentaires lors de la segmentation de l'arête en segments. La profondeur de passe a_p est égale à la somme des Δz . Il serait alors logique de considérer une évolution des efforts proportionnelle à la profondeur de passe. Or la **figure V-16** permet de noter que l'accroissement des composantes ne se fait pas proportionnellement à l'engagement axial. Ces résultats sont issus d'essais de fraisage classique et non pas d'essais effectués en fraisage latéral pur. Il apparaît donc un effet

du bout de la fraise sur les composantes d'effort de coupe, les arêtes frontales jouant un rôle primordial dans cet effet.

d. Influence de l'avance f_z

La **figure V-17** présente les résultats de l'évolution des efforts de coupe en fonction de la variation de l'avance par dent f_z . Ces mesures ont été réalisées lors d'essais effectués en rainurage pour une profondeur de passe donnée, avec plusieurs angles d'hélice.

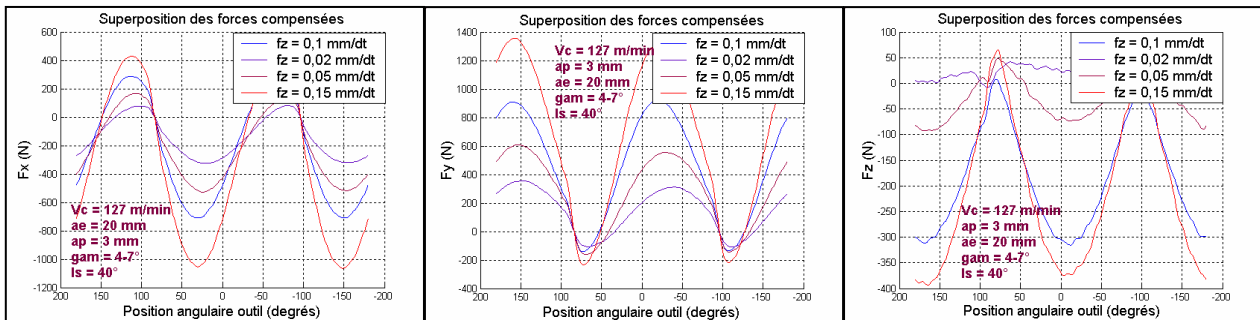


Figure V- 17 : Composantes de l'effort de coupe en fonction de la position angulaire de la fraise en rainurage avec $\gamma = 4-7^\circ$ pour des avances différentes avec $V_c = 127$ m/min, $a_e = 20$ mm, $a_p = 3$ mm, $\lambda_s = 40^\circ$.

Sur la **figure V-17**, comme dans les autres cas testés avec d'autres angles d'hélice, il apparaît que toutes les composantes de l'effort de coupe augmentent (en valeur absolue) lorsque l'avance augmente. De même, l'amplitude des trois composantes devient de plus en plus importante avec l'accroissement de l'avance. Cette évolution s'explique logiquement par le fait que l'avance participe à la définition de la section coupée. Si l'avance augmente, la section coupée augmente également et les composantes de l'effort de coupe s'accroissent par conséquent.

A partir des mesures réalisées dans le repère $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$, il est possible d'exprimer les composantes F_v et F_h de l'effort de coupe en fonction de la position angulaire de la fraise θ . D'autre part, l'épaisseur de coupe h peut être exprimée par la relation **V_7** :

$$h = f_z \times \cos \theta \quad (\text{V}_7)$$

L'évolution des composantes F_v et F_h en fonction de l'épaisseur de coupe h peut alors être déduite : elle est présentée par la **figure V-18** afin de vérifier si une relation de proportionnalité existe entre les composantes de l'effort et l'épaisseur de coupe.

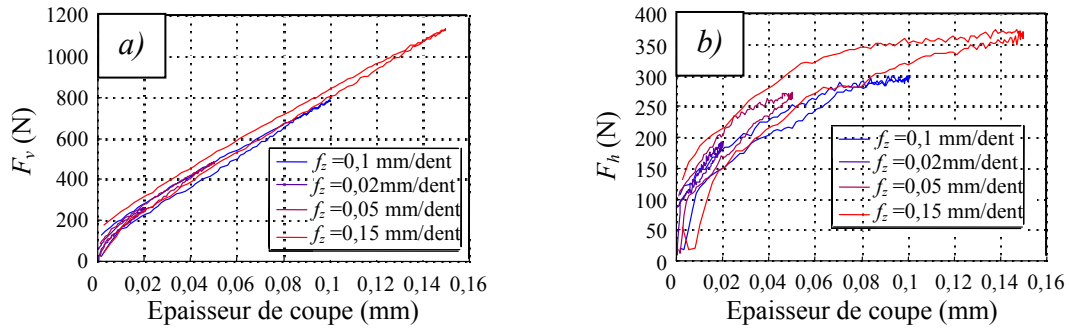


Figure V- 18 : Variation de F_v a) et F_h b) en fonction de h pour $\lambda_s=0^\circ$.

Les courbes présentées sur la **figure V-18** possèdent deux "branches" : l'une correspond au travail en opposition de la dent en prise dans la matière (θ compris entre $-\pi/2$ et 0) et l'autre correspond au travail en concordance (θ compris entre 0 et $\pi/2$), étant donné que les essais ont été réalisés en rainurage.

La **figure V-18 a)** permet de constater que la composante F_v évolue quasi linéairement avec l'épaisseur de coupe h , avec toutefois une faible valeur à l'origine. Les quatre cas proposés se superposent très bien. La **figure V-18 b)** concerne quant à elle la composante F_h . La courbure est beaucoup plus marquée et une bonne superposition peut également être constatée.

e. Influence de la vitesse de coupe V_c

La **figure V-19** présente cette fois-ci l'évolution des composantes de l'effort de coupe en fonction de la vitesse de coupe. Les essais ont été réalisés dans les conditions de coupe suivantes :

$a_e = 4 \text{ mm}$; $a_p = 4 \text{ mm}$; $\gamma = 9-12^\circ$; $\lambda_s = 40^\circ$; $f_z = 0,1 \text{ mm/dent}$.

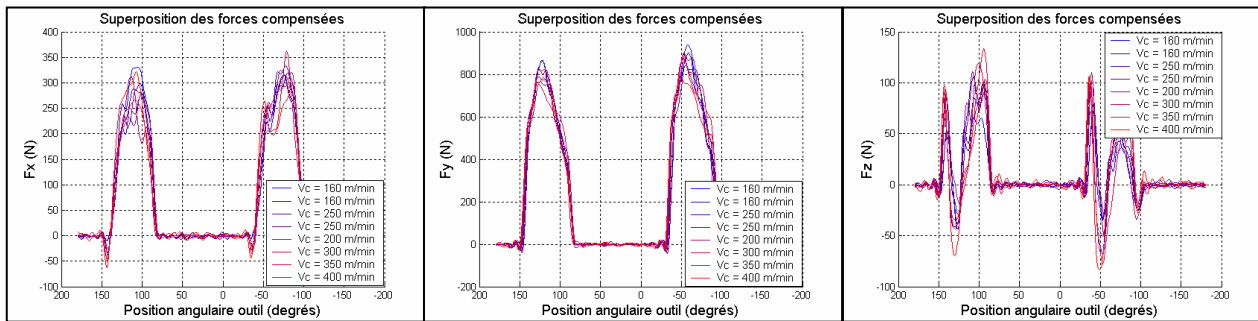


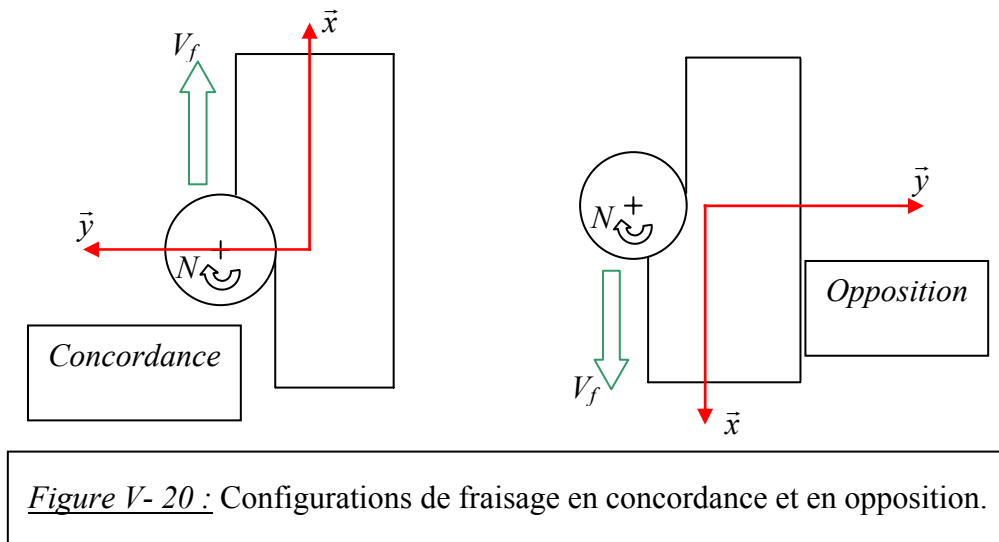
Figure V- 19 : Composantes de l'effort de coupe en fonction de la position angulaire de la fraise pour $a_e = 4 \text{ mm}$ et des vitesses de coupe différentes.

Cette série de mesures des efforts pour différentes vitesses de coupe V_c permet de se rendre compte que celle-ci n'a pas d'influence significative sur l'évolution des composantes d'efforts. En effet, toutes les vitesses de coupe testées ($V_c = 160$ m/min, $V_c = 200$ m/min, $V_c = 250$ m/min, $V_c = 300$ m/min, $V_c = 350$ m/min et $V_c = 400$ m/min) appartiennent à la zone de fonctionnement définie par la méthodologie du Couple Outil-Matière (**figure IV-2**) et dont la vitesse de coupe minimale qui a été déterminée est égale à 90 m/min.

Il n'y a donc effectivement pas d'influence de la vitesse de coupe sur l'évolution des composantes de l'effort de coupe tant que l'on se situe dans le domaine de fonctionnement défini par la méthodologie du Couple Outil-Matière.

f. Influence du sens de fraisage (concordance ou opposition)

La **figure V-20** propose rappel des configurations de fraisage en concordance et en opposition. La **figure V-21** donne quant à elle un exemple des signaux obtenus lors de deux essais réalisés dans les mêmes conditions de coupe, excepté le mode de fraisage choisi : l'un est en configuration de fraisage en concordance et l'autre en configuration de fraisage en opposition.



Conditions de coupe de la **figure V-21** :

$V_c = 127$ m/min ; $f_z = 0,1$ mm/dent ; $a_e = 4$ mm ; $a_p = 5$ mm ; $\lambda_s = 40^\circ$; $\gamma = 4-7^\circ$.

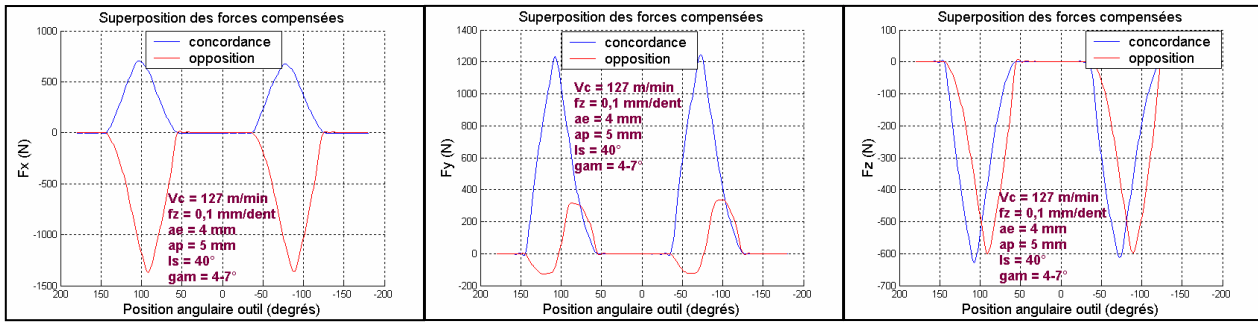


Figure V- 21 : Composantes de l'effort de coupe en fonction de la position angulaire de la fraise en concordance et en opposition.

Ces essais, ainsi que ceux réalisés avec des fraises d'angle d'hélice nul ou égal à 20° , amènent à plusieurs conclusions. Tout d'abord, il est possible de constater que la composante axiale F_z est négative, ce qui est logique vu le repère utilisé pour les mesures, et qu'elle reste sensiblement la même dans les deux cas d'usinage. En ce qui concerne les deux autres composantes F_x et F_y , il apparaît qu'elles évoluent en sens inverse : en opposition, la composante F_x , c'est-à-dire dans la direction d'avance, est supérieure à la composante F_y . Par contre, en concordance, la composante F_y est plus importante que la composante F_x . Ces constatations peuvent s'avérer intéressantes lors, par exemple, de l'usinage de voiles minces où la composante F_y (perpendiculaire à la direction d'avance) influe considérablement sur la qualité dimensionnelle et géométrique de la surface usinée.

La **figure V-22** montre l'évolution de la norme de l'effort de coupe dans l'espace, recalculée à partir des signaux des composantes de l'effort dans les trois directions. Il est à noter que, vu que le mode de fraisage influe peu sur la composante axiale F_z , la résultante de l'effort dans le plan $(\vec{x}, \vec{y})$ se comporte sensiblement de la même façon que la composante totale présentée ci-après.

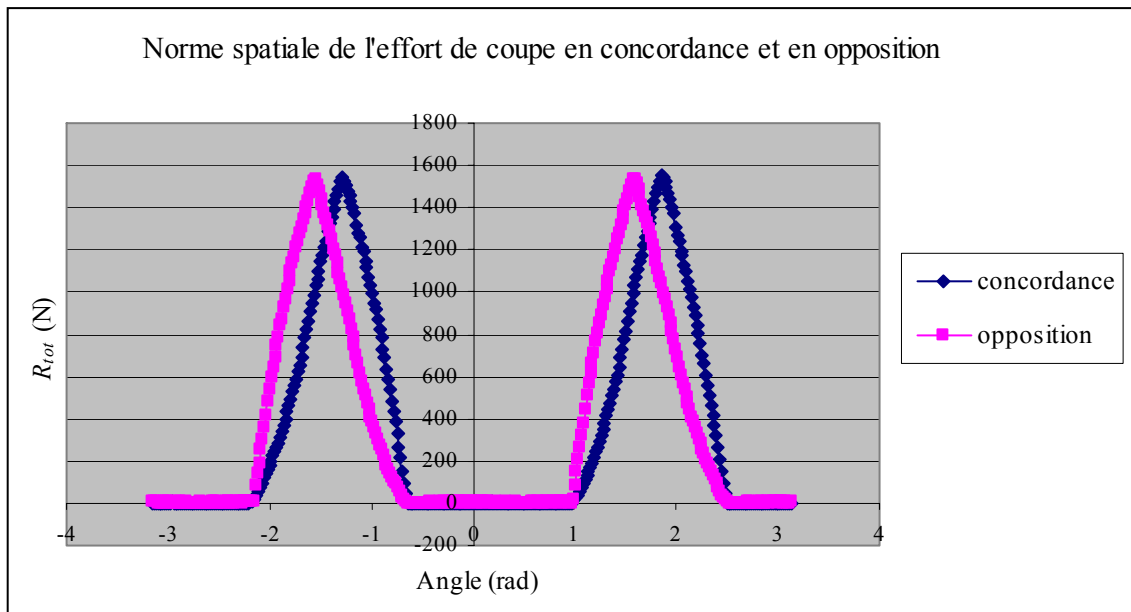


Figure V- 22 : Norme spatiale de l'effort de coupe en fonction de la position angulaire de la fraise, pour deux sens de fraisage différents.

Pour les autres valeurs d'angles d'hélice ou de profondeur de passe testées, les conclusions sont identiques à celles qui découlent de la **figure V-22 (Annexe E)**. Il apparaît ainsi que les normes de l'effort de coupe dans une configuration ou dans l'autre sont identiques. Le choix du mode de fraisage s'effectue donc en fonction de contraintes autres que celle de l'effort global sur l'outil, en fonction de la fabrication envisagée : qualité de surface de la pièce, influence de la composante d'effort perpendiculaire à la direction d'avance...

g. Influence du bout de la fraise et des arêtes frontales

La **figure V-23** représente les trois composantes de l'effort de coupe mesurées durant un essai de fraisage latéral pur et un essai de fraisage mixte, dans les mêmes conditions de coupe, pour un angle d'hélice nul de la fraise.

Conditions de coupe de la **figure V-23** :

$V_c = 127 \text{ m/min}$; $f_z = 0,1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 4 \text{ mm}$; $a_p = 8 \text{ mm}$; $\lambda_s = 0^\circ$; $\gamma = 4-7^\circ$.

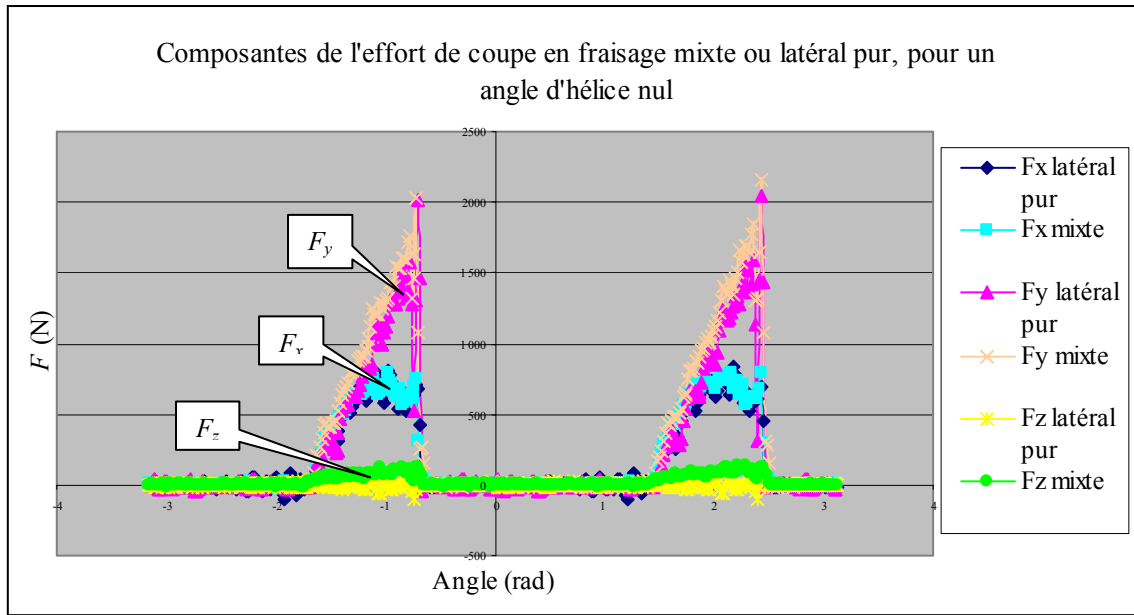


Figure V- 23 : Composantes de l'effort de coupe en fraisage mixte et latéral pur pour $\lambda_s = 0^\circ$.

La **figure V-23** ainsi que celles présentées dans l'**annexe F** pour d'autres angles d'hélice permettent de montrer qu'il y a peu de différence sur les composantes F_x et F_y entre des conditions de fraisage en latéral pur, c'est-à-dire sans action du bout de la fraise, ou de fraisage mixte, c'est-à-dire avec combinaison des actions des arêtes frontales et latérales. Les deux configurations conduisent sur ces composantes aux mêmes formes de courbes et aux mêmes ordres de grandeur. La composante axiale F_z présente quant à elle également les mêmes formes de courbes dans les deux situations, sauf dans le cas présenté ci-dessus où l'angle d'hélice est nul. Il est en effet possible de constater sur la **figure V-23** que l'écart entre F_z en latéral pur et F_z en fraisage mixte est bien marqué. De plus, les ordres de grandeur sont différents. Toutefois, il est à noter que ces essais comparatifs ont été effectués avec une profondeur de passe assez importante ($a_p = 8$ mm). L'effet du bout de la fraise s'avère donc limité par rapport à l'effet des arêtes latérales et il semble judicieux de faire l'hypothèse que cette influence est plus marquée lors d'essais avec des profondeurs de passe plus faibles. D'où des précautions à prendre lors de la modélisation à suivre.

h. Comparaison des courbes obtenues en rainurage et en fraisage mixte

Les essais ont été menés aussi bien en rainurage qu'en fraisage mixte. Une comparaison des mesures obtenues dans chaque cas est présentée par la **figure V-24** pour les conditions de coupe suivantes :

$V_c = 127 \text{ m/min}$; $f_z = 0,1 \text{ mm/dent}$; $a_p = 2 \text{ mm}$; $\lambda_s = 20^\circ$; $\gamma = 4-7^\circ$.

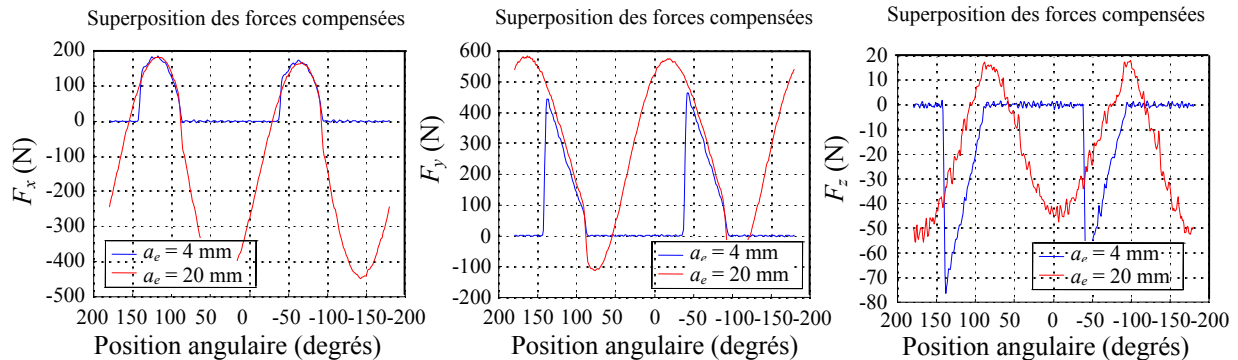


Figure V- 24 : superposition des mesures d'efforts en rainurage et en fraisage mixte.

Sur la **figure V-24**, il est possible de comparer les résultats des mesures d'efforts obtenues en rainurage et en fraisage mixte sur les parties communes aux deux configurations. L'accord entre les deux séries de courbes est bon. Toutefois, quelques défauts sont notables, qui peuvent vraisemblablement être expliqués par la différence de l'effet d'extrémité entre les deux configurations de fraisage (surtout pour la composante F_z). En effet, dans le cas du fraisage mixte, seule une dent est en prise dans la matière : une seule arête est donc en jeu lors de la mesure. Par contre, dans le cas du rainurage, les deux arêtes de la fraise sont à prendre en compte pour ce qui concerne l'action des arêtes frontales. La flexion de la fraise au cours de l'opération de fraisage entraîne vraisemblablement un "raclage" de la deuxième arête même lorsque c'est la première qui est normalement en action. Les deux arêtes frontales de l'outil apportent donc leur contribution à l'effet d'extrémité en rainurage contre une seule en fraisage mixte.

i. Courbes en fonction de la position angulaire de la fraise

Les différents points qui viennent d'être évoqués donnent des informations quant aux résultats que devra reproduire la loi de coupe après identification des coefficients. Toutefois, avant de procéder à cette identification, il est nécessaire de savoir sur quel type de courbes cette identification devra être basée. Des courbes temporelles et des courbes d'efforts en fonction de la position angulaire de la fraise peuvent être exploitées.

Le passage de la représentation de l'évolution des composantes de l'effort de coupe en fonction du temps à la représentation en fonction de la position angulaire θ de la fraise permet tout d'abord de réduire le bruit visible sur les courbes temporelles. La **figure V-25 a)** présente les courbes temporelles des efforts appliqués sur la pièce et la **figure V-25 b)** les courbes en fonction de la position angulaire des efforts appliqués sur l'outil. Dans ce dernier cas, il s'agit de la superposition des signaux sur plusieurs tours : l'ensemble de courbes obtenus constitue ainsi une enveloppe des variations de chaque composante dont la valeur moyenne est représentée en trait gras sur la **figure V-25 b)**.

Conditions de coupe de l'essai de la **figure V-25** :

$V_c = 127 \text{ m/min}$; $f_z = 0,1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 4 \text{ mm}$; $a_p = 6 \text{ mm}$; $\lambda_s = 20^\circ$; $\gamma = 4-7^\circ$.

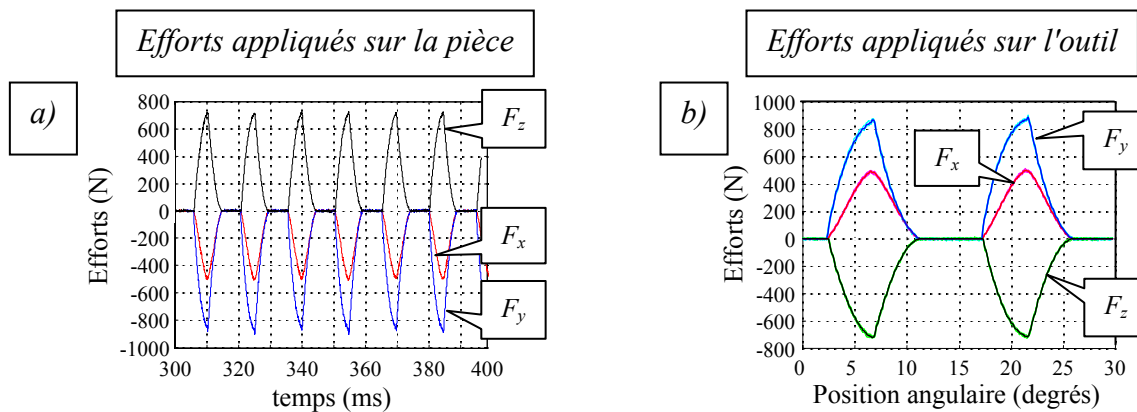


Figure V- 25 : Evolution des composantes de l'effort de coupe en fonction du temps *a)* et en fonction de la position angulaire de l'outil *b)*.

La **figure V-25** permet de se rendre compte que les courbes en fonction de θ donnent une enveloppe correcte des efforts ainsi qu'un effort moyen (courbes en trait gras sur la **figure V-25 b)** de bonne qualité, ce qui se révèle très intéressant pour les calculs d'identification à suivre.

Chapitre VI :

Identification de la Loi de Coupe en Fraisage avec des Fraises Cylindriques

VI. IDENTIFICATION DE LA LOI DE COUPE EN FRAISAGE AVEC DES FRAISES CYLINDRIQUES

Suite aux essais de fraisage et aux différentes constatations effectuées dans le chapitre V à propos des influences des différents paramètres de coupe sur les efforts de coupe, ce chapitre présente les traitements réalisés sur ces essais et la procédure d'identification des coefficients de la loi de coupe qui a été mise en œuvre. En effet, le chapitre IV a présenté la forme de loi de coupe la plus appropriée, a priori, pour la modélisation des efforts de coupe en fraisage de l'acier X38 CrMoV 5 durci à 47 HRc avec des fraises carbure monobloc cylindriques de diamètre 20 mm. Il s'agit ensuite dans ce chapitre de vérifier si cette forme de loi de coupe s'adapte effectivement aux essais de fraisage effectués dans des conditions réalistes et de proposer une procédure d'identification des coefficients de la loi de coupe.

VI.1. Procédure de traitement et d'identification des essais

Tout d'abord, la procédure sera exposée pour une fraise dont l'extrémité est susceptible de produire des effets particuliers. C'est le cas général des fraises cylindriques et rayonnées non dépinçées, et dans une certaine mesure, des fraises hémisphériques. Pour les fraises cylindriques utilisées sans dépinçage, le comportement des arêtes situées à l'extrémité de l'outil entraîne des efforts supplémentaires qui ne sont pas pris en compte par le modèle de coupe principal qui ne s'applique qu'aux arêtes latérales. Le même type de problème existe également avec les fraises rayonnées et les fraises hémisphériques, mais il s'agit alors, pour ces dernières, de coupe au centre.

L'idée principale de cette procédure tient en la considération qu'il est nécessaire d'établir une loi de coupe pour les arêtes latérales de la fraise considérée et une autre pour les arêtes frontales, car leurs actions sont a priori différentes. L'effet d'extrémité relève donc d'une loi adaptée dont la forme n'a pas pu être déterminée à l'aide des essais préliminaires. L'identification de la loi de coupe principale (c'est-à-dire relative aux arêtes latérales) sera réalisée en supprimant préalablement l'effet d'extrémité, car il est peu vraisemblable d'identifier deux lois de coupe simultanément. Cette suppression est obtenue en soustrayant

d'un essai donné réalisé en fraisage mixte ou en rainurage les résultats d'un essai réalisé avec les mêmes paramètres de coupe, excepté la profondeur de passe axiale a_p : il s'agit donc d'utiliser un essai réalisé à faible engagement axial et de soustraire ses résultats de ceux d'un essai effectué dans des conditions identiques mais avec une profondeur de passe plus importante, comme l'illustre la **figure VI-1**.

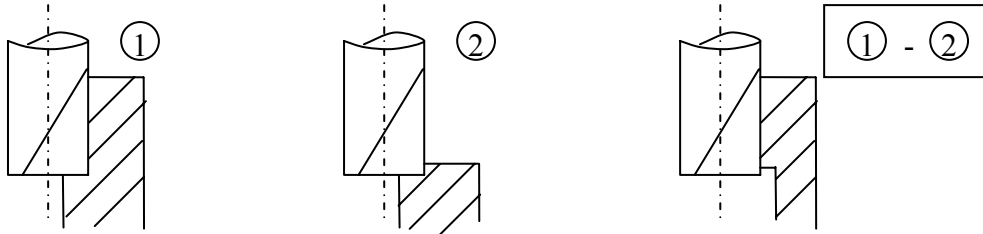


Figure VI- 1 : Principe de soustraction de l'effet d'extrémité.

La notion de lots d'essais apparaît alors : un lot est composé de deux essais au minimum dont les paramètres d'usinage sont communs, à l'exception de la profondeur de passe qui varie d'un essai à l'autre. Un lot d'essai contient un essai réalisé à faible engagement axial a_p qui servira à éliminer l'effet d'extrémité sur les autres essais du lot.

La procédure de soustraction repose sur l'hypothèse que l'effet d'extrémité est indépendant de l'engagement axial. Cette hypothèse pourra être vérifiée en sélectionnant des essais différents d'un même lot.

Le traitement des essais et l'identification des coefficients de la loi de coupe relèvent de plusieurs hypothèses et étapes expliquées ci-après.

VI.1.1. Recalage Angulaire

Le problème est d'associer aux mesures de force un signal représentatif du déplacement angulaire de l'outil. Les résultats de mesure doivent pouvoir être calés angulairement et synchronisés entre eux à moins de 1° près. Il est nécessaire de s'assurer que la forme et la répétabilité du signal top donnant la référence du calage angulaire permet de localiser ce top à $0,5^\circ$ près (afin d'avoir une marge de sécurité), et ceci quelle que soit la vitesse de rotation de l'outil utilisée. Pour cela, deux méthodes sont possibles : la mesure directe de l'angle ou le recalage par identification. Dans le cadre de cette étude, elles ont été utilisées et testées dans des conditions assez diverses.

a. Mesure directe de la position angulaire

Elle consiste, durant l'usinage, à associer aux signaux d'efforts un signal permettant de retrouver ultérieurement la position angulaire de l'outil. La présence d'un codeur angulaire externe rapporté apparaît trop contraignante. La solution retenue consiste à utiliser un capteur émettant une (ou plusieurs) impulsion par tour. Ce type de capteur peut être assez facilement installé sur une machine, mais la plupart des CN actuelles émettent un signal analogique de ce type. Il est ainsi possible de séparer les différents tours de l'outil. En utilisant l'hypothèse d'une vitesse de rotation constante sur un tour, il est alors possible d'en déduire facilement la variation de position angulaire du système broche – outil.

Une difficulté subsiste cependant. En effet, il est nécessaire de relier cette échelle d'angle au repère utilisé pour décrire l'outil. L'exemple considéré ici est celui des fraises cylindriques, hélicoïdales ou non, sans rayon de bec. Les autres cas sont plus complexes, mais se traitent de manière analogue. Le repère tournant de description de l'outil $(\vec{u}, \vec{v}, \vec{w})$ est tel que l'extrémité d'une des dents joue le rôle de référence angulaire (les outils sont décrits en coordonnées cylindriques). L'opération d'usinage est décrite dans un repère fixe $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$. La rotation de l'outil fait tourner le repère $(\vec{u}, \vec{v}, \vec{w})$ par rapport au repère $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ (**figure VI-2**).

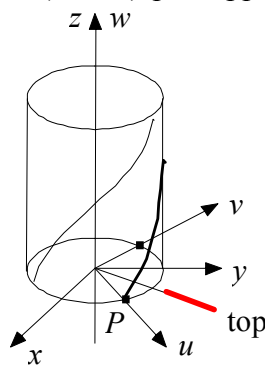


Figure VI- 2 : Rotation du repère $(\vec{u}, \vec{v}, \vec{w})$ lié à l'outil par rapport au repère d'usinage $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$.

L'impulsion (ou top) est produite par le passage d'un événement devant un capteur qui produit le signal désigné par "signal top". Le top est fixe par rapport au repère $(\vec{u}, \vec{v}, \vec{w})$, tout au moins tant que l'orientation de l'outil dans son porte-outil (position angulaire fixe par rapport à la broche) ne change pas. Le problème est que la position du top n'est pas connue, ni dans le repère $(\vec{u}, \vec{v}, \vec{w})$, ni dans le repère $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$. Les mesures, dans le cas d'une fraise à 2 dents, se présentent sous la forme proposée par la **figure VI-3**.

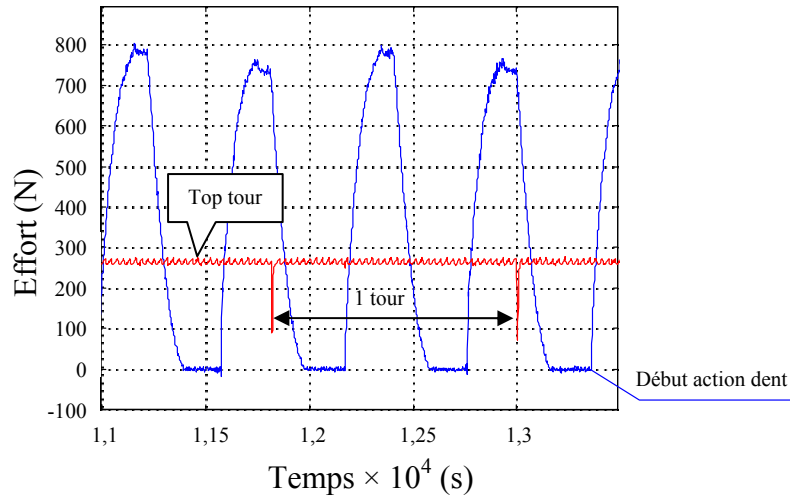


Figure VI- 3 : Mesure d'effort dans le cas d'une fraise à deux dents.

La solution adoptée est la suivante. Il est nécessaire de se placer dans une situation d'usinage où il est facile de localiser angulairement dans le repère $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ un événement caractéristique de l'évolution de la force de coupe (**figure VI-3**). Le plus souvent, cet événement caractéristique est le début d'action d'une arête, c'est-à-dire l'entrée en matière du point P (**figure VI-2**), extrémité de l'arête de référence (valeur 0°). Le décalage angulaire entre cet événement et le top qui précède peut alors être connu. Ce décalage demeure constant tant que l'outil n'est pas démonté, sauf s'il est remonté exactement de la même façon sur la broche. La force, sur un tour, en fonction de l'angle dans le repère $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ est alors obtenue (**figure VI-4**).

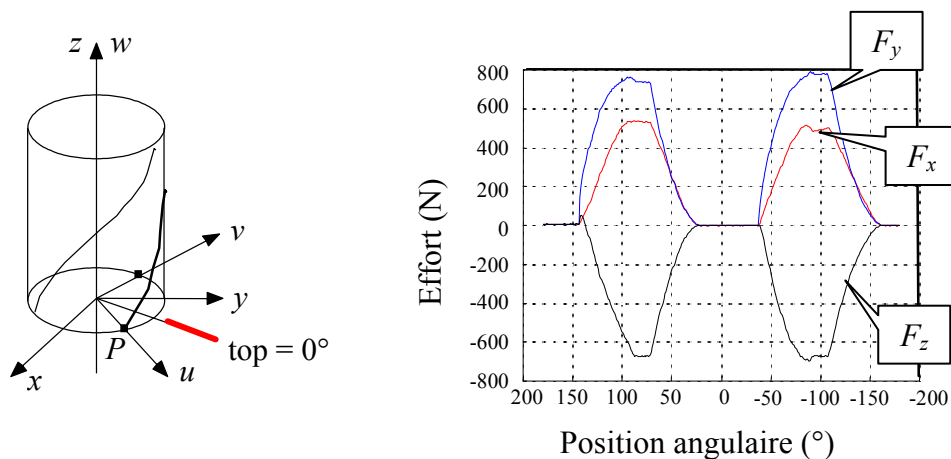


Figure VI- 4 : Mesure d'effort dans le repère d'usinage $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ en fonction de la position angulaire de la fraise.

Par cette méthode, la position angulaire est connue, mais avec une précision limitée (de l'ordre du degré) car il n'est pas toujours facile de localiser exactement le début d'action d'une dent en raison des bruits de fond et des artefacts de filtrage. De plus, les écarts radiaux ou l'excentration de l'outil peuvent modifier la position angulaire du début de contact. C'est pourquoi, il est fait ensuite appel à la deuxième méthode de recalage angulaire.

b. Recalage angulaire par identification

Le principe est simple. Au moment de la recherche de la loi de coupe, en plus des paramètres de cette loi, un paramètre de recalage angulaire des résultats expérimentaux est laissé libre, ainsi que les paramètres d'écarts radiaux des dents.

Cette méthode donne des résultats assez bons, mais elle conduit aussi à quelques difficultés lorsqu'on essaie d'affiner les résultats. Si on prend deux lois de coupe différentes, imparfaites par nature, les écarts radiaux et les recalages angulaires obtenus sont différents. Il faut rappeler que les forces sont très sensibles aux écarts radiaux, surtout dans les zones où l'épaisseur de coupe est faible. Dans l'exemple illustré par les **figures VI-5 a) et b)**, l'utilisation de deux lois de coupe peu différentes entraîne des recalages et des écarts radiaux différents. Il est possible de constater dans cet exemple que c'est plutôt le front montant qui a été recalé. Il s'agit de la composante F_x . L'inverse pourrait être visible sur la composante F_y .

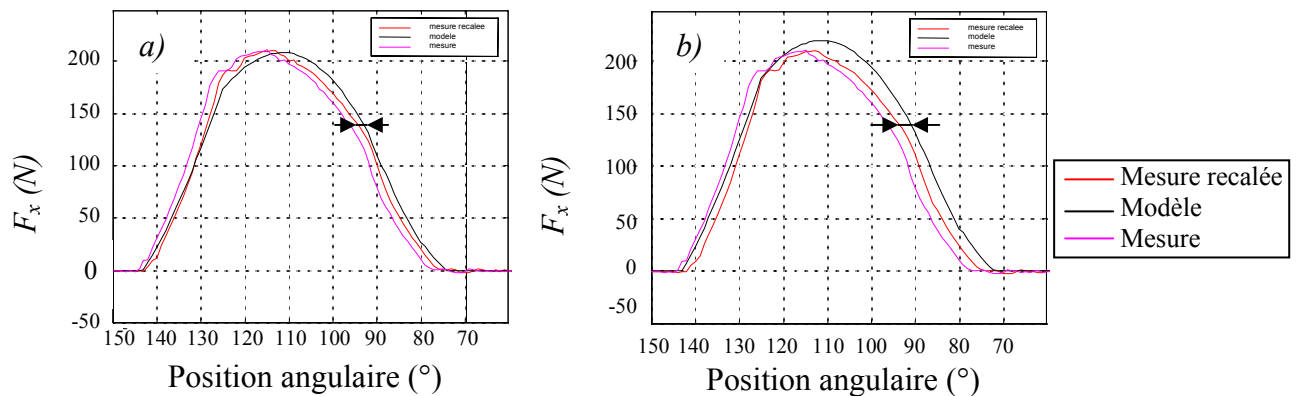


Figure VI-5 : Mesure de la composante d'effort F_x dans le repère d'usinage $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ en fonction de la position angulaire de la fraise, pour deux lois de coupe différentes.

Dans le cas de la **figure VI-5 a)**, l'écart angulaire constaté est de $1,6^\circ$ pour des écarts radiaux de $2 \mu\text{m}$. Pour ce qui est de la **figure VI-5 b)**, l'écart angulaire est de $2,5^\circ$ et les écarts radiaux de $4 \mu\text{m}$. Les recalages angulaires et les écarts radiaux constatés sont donc effectivement différents si l'on considère deux lois de coupe différentes.

Cet effet conduit par suite à attribuer des recalages angulaires différents selon les essais, c'est-à-dire selon les conditions de travail, ce qui s'avère gênant pour les comparaisons. Ces décalages ne sont de plus pas logiques puisque c'est le même outil qui est utilisé. Les écarts devraient être les mêmes pour un même outil et le problème vient donc du choix de la loi de coupe.

Le recalage par identification reste néanmoins une méthode intéressante dans les cas suivants :

- Il n'y a pas de signal top. Cette situation est à éviter si l'on veut des résultats précis et stables.
- Il n'est pas possible de situer un événement avec précision. C'est le cas pour les opérations de rainurage et les opérations avec un nombre élevé de dents.
- Le type de fraise et son inclinaison ne permettent pas de situer avec précision le premier point de contact outil - matière dans le repère outil.

Dans les deux derniers cas, la difficulté peut être contournée en effectuant un essai préliminaire dans des conditions très particulières favorisant l'apparition d'un événement bien distinct et repérable angulairement.

c. Recalages possibles

Avant de proposer une amélioration possible du recalage angulaire, il est nécessaire de prendre en compte certaines remarques sur les effets du décalage angulaire, des écarts radiaux et la qualité du front montant.

- Effets conjugués d'un décalage angulaire et des écarts radiaux

Les effets suivants peuvent être distingués :

- Le décalage angulaire, s'il n'est pas corrigé, conduit à une identification difficile de la loi de coupe. En effet, dans les zones où la force varie rapidement, de forts écarts entre le modèle et la mesure peuvent être observés. Ces écarts sont souvent compensés par des valeurs anormales des coefficients de la loi de coupe.
- Les écarts radiaux (ou l'excentration de l'outil) modifient la durée de contact de chaque arête. Les points d'entrée en matière et de sortie sont décalés. Ici aussi, au niveau de

l'identification, un décalage angulaire est quelquefois compensé par des écarts angulaires anormaux.

- Les écarts radiaux contribuent fortement aux valeurs des minima et maxima pour les différentes dents.

- D'autres effets peuvent contribuer à une dispersion des minima et maxima. C'est le cas de l'état de la denture et de l'usure.

Il apparaît donc difficile d'identifier simultanément la loi de coupe, le décalage angulaire et les écarts radiaux.

Il faut alors essayer de séparer les problèmes. Il est possible de constater que le décalage angulaire se manifeste principalement dans les zones où la force évolue rapidement. Mais ces zones sont également décalées par les écarts radiaux. L'exemple suivant permet de chiffrer cet effet.

Cas n°1 : fraise 2 dents à arêtes droites, $D = 20$ mm, $a_e = 5$ mm, excentricité nulle.

Cas n°2 : fraise 2 dents à arêtes droites, $D = 20$ mm, $a_e = 5$ mm, excentricité = 0,025 mm.

Soit un écart radial entre les deux dents de 0,05 mm.

Les essais sont effectués en concordance, avec une avance $f_z = 0,1$ mm/dent.

Les résultats sont présentés sur la **figure VI-6** :

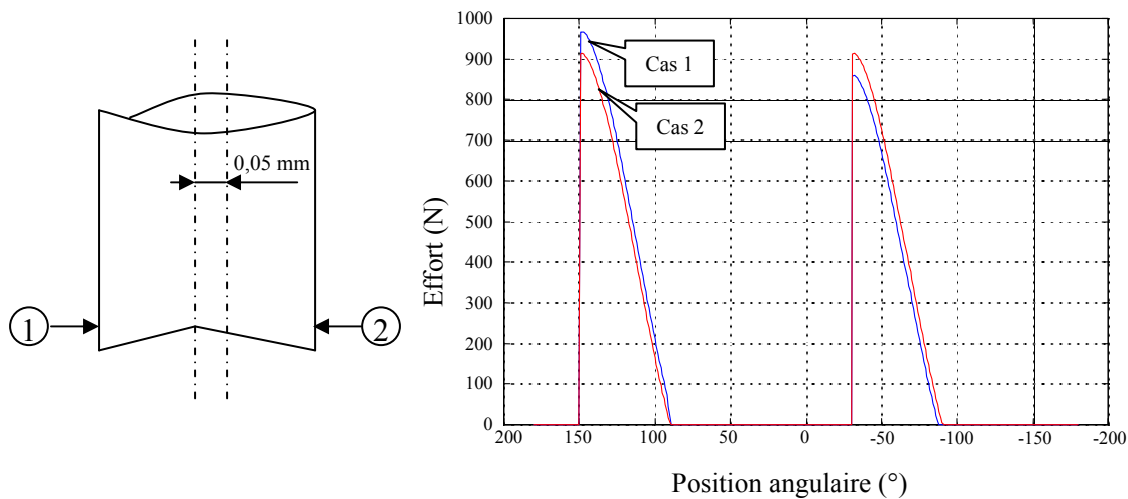


Figure VI- 6 : Comparaison entre deux fraises.

L'écart angulaire sur le front d'entrée est nul. Par contre, l'écart s'avère assez important ($\pm 2,5^\circ$) sur le front descendant. Ces résultats seraient inversés pour un travail en opposition.

- Recalage angulaire sur le front montant (fraisage en concordance)

La première chose à faire est de se placer dans un cas d'usinage pour lequel l'évolution de la force de coupe présente des fronts raides.

Une première méthode vient immédiatement à l'esprit. Il s'agit de situer le début du front.

Ceci ne pose pas de problème si la qualité de la mesure est très bonne et que la bande passante (limitée à 9 kHz dans ce cas) n'introduit pas d'oscillations parasites. La **figure VI-7** montre un exemple de mesure avec une bonne qualité, c'est-à-dire sans parasites et avec une précision correcte.

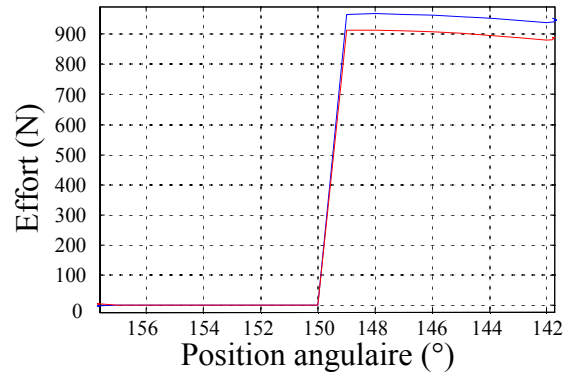


Figure VI- 7 : Situation de fronts montants avec une bonne qualité de mesure et sans oscillations parasites.

A plus grande fréquence de rotation, le filtrage fait apparaître des "rebonds" qui rendent souvent difficile l'appréciation exacte du point de contact initial. C'est le cas présenté sur la **figure VI-8**.

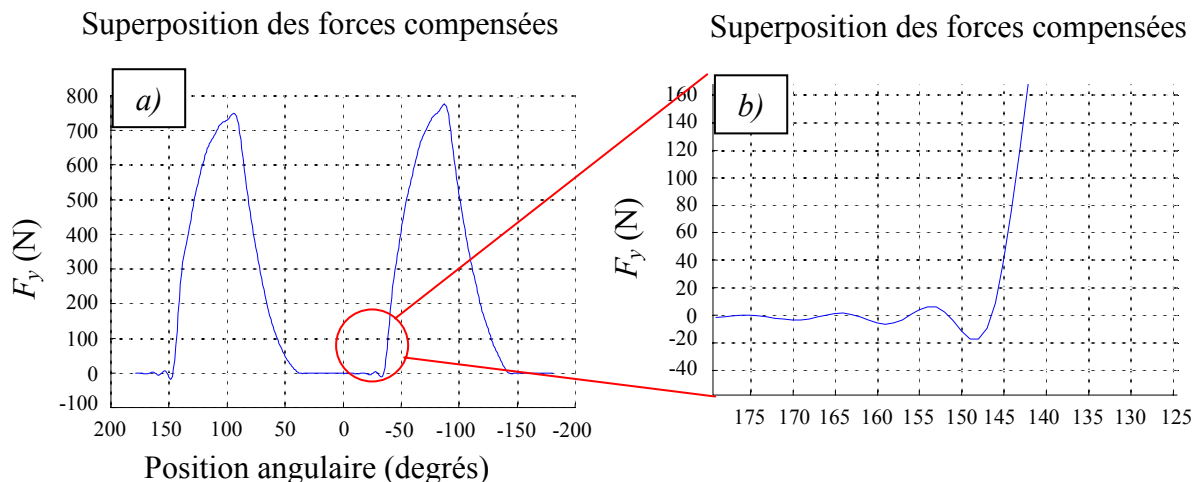


Figure VI- 8 : Situation de fronts montants avec une qualité de mesure dégradée a) zoomée b).

Dans le cas des fraises cylindriques à bec vif, l'hypothèse sera retenue que le recalage angulaire peut se faire en localisant le premier point de contact. Sinon, et pour les autres types de fraises, le recalage se fera sur le front "montant" d'effort. Afin de ne pas être trop tributaire de la qualité de la loi de coupe, il est préférable d'effectuer le recalage sur le début du front montant et non à partir de l'identification sur l'ensemble de la courbe. En fait, la source principale d'incertitude sur la position angulaire provient du "signal top" lui-même. Sa position est connue à un pas d'échantillonnage près. Soit N la vitesse de rotation et $f_{éch}$ la fréquence d'échantillonnage. L'angle parcouru par la fraise durant une période d'échantillonnage vaut, d'après la relation VI_1 :

$$ang_éch = \frac{360}{\frac{f_{éch}}{N/60}} = \frac{360 \times N}{60 \times f_{éch}} = \frac{6 \times N}{f_{éch}} \text{ (en degrés)} \quad (VI_1)$$

Pour $f_{éch} = 50$ kHz et $N = 42\,000$ tr/min, cela donne 5° .

A chaque essai, correspond un signal top, s'il existe. Il est donc possible d'associer une échelle angulaire à chaque essai. Mais elle n'est pas précise. De plus, il ne faut pas exclure qu'entre deux essais le top "saute" d'un échantillon, car il n'y a aucune synchronisation entre la rotation de la broche et l'horloge d'échantillonnage. Le problème du recalage des essais entre eux se pose donc pleinement. A priori, on ne peut pas faire confiance au signal top seul pour avoir une échelle angulaire correcte.

Remarques : L'imprécision du top est maximale lorsque celui-ci est sous la forme d'une impulsion rectangulaire. Si le top se présente sous la forme d'une impulsion "analogique" et qu'il y a suffisamment de points (au moins 2) dans le front montant ou descendant, il est possible d'affiner la position angulaire du top par interpolation (**figure VI-9**).

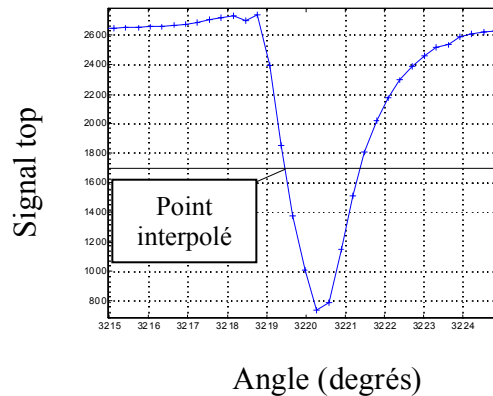


Figure VI- 9 : Affinage de la position angulaire du top par interpolation pour $N = 2\,020$ tr/min.

La **figure VI-9** permet de se rendre compte que la précision angulaire sur la position du top est nettement améliorée. En ce sens, un signal top analogique pas trop court est préférable. Sa durée et la pente des fronts doivent être adaptés à la vitesse de rotation et à la fréquence d'échantillonnage.

Il est aussi possible de remarquer que les problèmes de localisation du top se posent surtout pour les grandes vitesses de rotation. Pour diverses raisons, il y a souvent dans ce cas un nombre assez important de points d'acquisition durant l'essai. Il faudrait alors examiner si le fait de faire des moyennes sur un nombre important de tours ne contribue pas à améliorer la précision.

Toutes ces considérations supposent évidemment que le phénomène de coupe est bien stationnaire, sinon la localisation de l'événement sur la courbe d'effort devient d'autant plus imprécise que les courbes sont dispersées. La **figure VI-10** présente un cas très favorable : $N = 2\,020$ tr/min, forces très répétitives. On a $1,2^\circ/\text{ms}$; c'est-à-dire une dispersion de l'ordre de $0,1^\circ$. La position de la courbe moyenne est connue avec grande précision.

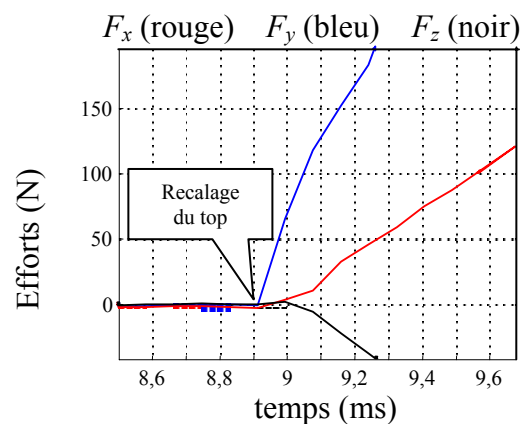


Figure VI- 10: Exemple d'un cas favorable pour la localisation du "top".

Le problème est assez facile à traiter pour les essais présentant un événement repérable sur la courbe d'effort. Dans le logiciel associé à Dyna TK qui permet d'identifier les lois de coupe à partir des essais expérimentaux et dénommé Dynafor, le module "forces_angles" permet d'obtenir les signaux d'efforts en fonction de la position angulaire de la fraise et donc de passer d'un repère temporel à un repère angulaire. Dans ce module, une échelle angulaire ANG est associée aux signaux d'effort dans le repère angulaire F_{xA} , F_{yA} et F_{zA} . La précision de cette échelle ne dépend plus du top, celui-ci est utilisé uniquement pour faire le découpage

en tours (une partie de la dispersion des courbes d'effort provient de l'imprécision du top). La précision de l'échelle angulaire ne dépend que de la précision avec laquelle l'événement est localisé, du côté modélisation de l'outil (incertitude sur la forme des arêtes, méconnaissance des défauts d'excentration...), et du côté de la localisation de l'événement sur les courbes d'effort. Ceci est valable pour chaque essai pris isolément. Dans le cas d'essais superposables, c'est-à-dire d'essais dont les courbes d'effort ont une partie commune bien franche (comme dans le cas d'essais à profondeur de passe a_p variable) ou un événement commun, il est possible d'affiner le recalage pour qu'ils soient bien superposés. A ce stade, il y a donc nécessité d'un paramètre de recalage par essai. Cela facilite les traitements ultérieurs, en particulier les opérations de soustraction ou de comparaison entre essais. Mais cela n'améliore pas la précision absolue de cette échelle angulaire expérimentale vis-à-vis de celle qui est utilisée par la modélisation. C'est pourquoi il faut absolument privilégier une bonne précision directement obtenue à partir du top.

Examinons maintenant le cas des essais ne présentant pas d'événement localisable avec précision. Si le signal top est présent, il faut bien évidemment l'utiliser, à condition que le même outil (avec le même montage d'outil) ait été utilisé dans une configuration d'usinage avec un événement repérable. L'échelle angulaire est alors connue avec la précision due au top. Dans le cas contraire, il faut s'en remettre entièrement à l'identification, avec les problèmes que cela occasionne. Dans le cas du top présent, il faut ensuite essayer de recalcr entre eux, d'homogénéiser des essais superposables.

d. Amélioration du recalage angulaire

1^{ère} situation :

Pour un groupe d'essais, les signaux d'effort F_{xA} , F_{yA} , F_{zA} sont associés à une échelle angulaire ANG par une procédure fiable liée à l'emploi du top et à l'existence d'un événement repérable avec précision.

Il n'y a pas lieu d'introduire des corrections du genre décalages entre essais. Par contre, il est possible que la localisation de l'événement n'ait pas été parfaite. En principe, elle n'a été faite que sur un des essais. Cela conduit à un léger décalage entre les résultats expérimentaux et le modèle. Il est en effet légitime d'appliquer un décalage unique valable pour tous les essais du lot. Il est même unique pour cet outil, au sens montage d'outil. Ce

décalage n'est pas intrinsèque à l'outil. Il dépend de la localisation de l'événement. Le problème revient alors à obtenir ce décalage. Deux méthodes peuvent être envisagées.

La première consiste à améliorer la localisation de l'événement en le repérant plus finement sur l'ensemble des essais du lot traité. La deuxième consiste à opérer par identification. Dans ce cas, il a été vu qu'il y a interférence avec l'identification des écarts radiaux. La première solution doit être privilégiée quand elle est possible. La question de savoir si l'identification, menée sur deux lots d'essais différents provenant du même outil conduirait au même recalage identifié peut évidemment se poser. Si le recalage s'avère différent, ce serait le signe, non d'un défaut de recalage, mais plutôt d'une déficience du modèle. Dans un premier temps, il est possible de restreindre le domaine d'identification aux zones de fortes variations de l'effort afin de privilégier l'aspect recalage angulaire. Ensuite, une identification normale de la loi de coupe et des défauts radiaux peut être effectuée en utilisant le décalage angulaire précédent. Il n'y a alors pas lieu d'introduire des décalages individualisés par essai.

2^{ème} situation :

Pour un groupe d'essais, les signaux d'effort F_{xA} , F_{yA} , F_{zA} sont associés à une échelle angulaire *ANG* par une procédure fiable liée à l'emploi du top mais sans la présence d'un événement bien repérable.

La situation est analogue à la précédente, mais le recalage ne peut se faire que par identification puisqu'il n'existe pas d'événement bien repérable favorisant le recalage des essais. De plus, il n'y a, a priori, pas lieu d'introduire des décalages individualisés par essai.

3^{ème} situation :

Il n'existe pas d'échelle angulaire commune pour tous les essais d'un lot. C'est le cas, par exemple, s'il n'y a pas de top. Cette situation ne devrait pas se rencontrer lors d'une session d'essais visant à obtenir une loi de coupe.

Pourtant, en cas de défaut du signal top, il faut alors opérer l'identification essai par essai. Le décalage obtenu est lié à l'essai et aux conditions d'identification. Cette procédure

sera employée pour les essais qui ne visent pas directement à l'obtention de la loi de coupe, mais à sa validation sur un domaine donné.

e. Conclusions à propos du recalage angulaire

Les situations décrites précédemment, qui font référence à des lots d'essais, sont bien adaptées à des sessions d'essais nombreux, comme c'est le cas pour les campagnes réalisées lors de cette étude en 2003-2004. Normalement, la caractérisation d'un couple arête – matière doit se faire sur un nombre restreint d'essais assez diversifiés pour permettre une identification correcte de la loi de coupe. Il ne faut donc pas trop compter sur le fait que les essais soient "superposables" pour les recaler entre eux. Il convient donc d'assurer au mieux, dès la mesure, la précision du calage angulaire. Ceci signifie la nécessité d'avoir un signal top de bonne qualité, surtout aux grandes vitesses de rotation, et d'utiliser pour chaque montage d'outil une configuration d'usinage qui présente un événement bien localisé et sans ambiguïté. Cet essai n'est pas toujours directement utile pour l'identification de la loi de coupe. Il doit être impérativement refait chaque fois que la position de l'outil par rapport à la broche (ou au top) est susceptible d'évoluer (cas d'un démontage pour contrôle par exemple). Il serait alors judicieux qu'après ce premier essai de calage, tous les essais nécessaires, avec un même outil, à l'obtention de la loi de coupe, soient réalisés sans démontage. Le cas d'une dégradation de l'outil, qui nécessiterait son remplacement en cours d'essais, ne doit pas être pris en considération. En effet, soit il s'agit d'une détérioration tout à fait exceptionnelle, et il faut refaire le lot d'essais, soit l'outil est utilisé hors de son domaine de fonctionnement normal. L'identification d'une loi de coupe n'a alors pas grande signification dans ce cas.

Les conditions de l'essai de calage doivent remplir certaines exigences. Elles doivent favoriser la présence d'un événement (entrée ou sortie de matière le plus souvent) bien localisable. Mais il faut aussi que cet événement dépende le moins possible des autres sources d'erreur, les défauts d'excentration par exemple. Pour les fraises cylindriques hélicoïdales d'angle d'hélice positif avec un bec vif, c'est-à-dire sans rayon de bec, la situation la plus favorable est celle d'un fraisage en concordance avec un engagement radial égal au rayon de la fraise. Le cas des fraises hémisphériques, rayonnées (rayon réel ou rayon de bec pour les fraises à plaquettes) ou toriques serait à examiner avec beaucoup de soin. Il faut définir un essai particulier, sans grande utilité pour l'identification de la loi de coupe, mais permettant de localiser le plus franchement possible le début ou la fin de l'action d'une arête (attaque sur un

bord, sur un angle...). L'utilisation du recalage angulaire par identification doit alors être considérée comme un palliatif lorsque des anomalies sont constatées ultérieurement et que les essais ne peuvent plus être refaits.

VI.1.2. Proposition d'une procédure de calage angulaire

a. Procédure rigoureuse

A partir des considérations précédentes, une procédure standard pour associer une échelle angulaire à chaque essai peut être proposée. L'hypothèse de travail est celle d'une campagne d'essais visant à l'obtention d'une loi de coupe. D'après ce qui vient d'être vu dans le paragraphe VI.1.1, il est impératif de disposer d'un signal top de bonne qualité. L'incertitude sur la position du top doit être inférieure à 1° . Une valeur de $0,5^\circ$ apparaît comme un compromis satisfaisant entre l'exigence de précision liée à l'identification de la loi de coupe et les possibilités pratiques (capteur rapporté, signal issu de la CN...). La précision du calage angulaire doit être plus précise pour des tests à faible engagement radial a_e , car la durée des impulsions d'effort est faible.

Pour chaque outil, au sens montage d'outil, il faut procéder au moins à un essai, l'essai de référence angulaire, présentant un événement bien localisable. L'utilisation de cet essai particulier de calage angulaire doit être systématique car seul cet essai garantit un bon calage angulaire sans recours à l'identification. Il est à refaire chaque fois que l'outil est changé, démonté, ou qu'il y a un doute sur son serrage par exemple. Il ne faut pas hésiter à recommencer une séquence d'essais en cas de doute sur la qualité de l'essai de référence. La nature de cet essai dépend du type de fraise, comme expliqué lors du paragraphe VI.1.1. En général cet essai sera fait en premier, mais il pourrait être bon de le répéter en fin de série afin de s'assurer de la fixité du top par rapport au repère outil.

Le traitement de l'essai de référence angulaire permet de déterminer, par une procédure graphique, le décalage angulaire entre le top (ou plutôt un point caractéristique du top) et l'événement caractéristique de l'usinage. La position de celui-ci dans le repère d'usinage étant connue grâce au modèle de l'outil, le décalage entre le top et l'origine du repère d'usinage peut être déterminé, ce qui permet de construire l'échelle angulaire associée

à cet essai (échelle angulaire de référence). Ce décalage est associé à l'outil utilisé pour la séquence d'essais.

Les essais ultérieurs, réalisés avec le même outil, sont traités en leur associant directement ce même décalage. Si la précision du top est satisfaisante, il n'y a pas lieu de rechercher à recalibrer les essais entre eux. S'il existe, l'essai de référence final doit conduire au même décalage. Une différence entre les deux décalages est le signe d'une anomalie. Le décalage peut être affiné en traitant simultanément les essais d'un lot par voie graphique. Ce décalage supplémentaire est associé à l'outil.

Dans le cadre de cette étude, les déformations de l'outil sont jugées négligeables, notamment les déformations de torsion. Les essais réalisés en 2003 et 2004 sur la fraiseuse DMG DMC 85 V de l'ENSAM de Cluny présentent un signal top correct aux vitesses de rotation utilisées, à condition de respecter certaines précautions (seuil de détection constant, interpolation). En principe, il n'y a pas lieu d'envisager des recalages complémentaires. Néanmoins, comme la procédure expérimentale stricte qui vient d'être présentée n'a pas toujours été respectée, il est intéressant de disposer de procédures de recalage palliatives qui vont désormais être envisagées.

b. Procédures palliatives

La première méthode palliative de recalage consiste à recalibrer entre eux, par une procédure graphique, les essais issus d'un même outil. Pour cela, il est nécessaire qu'ils présentent tous un même événement caractéristique situé à la même position angulaire, en début de front de montée par exemple. Dans le cas contraire, ce n'est pas possible. Cette opération s'avère bénéfique pour le cas des essais à profondeur de passe a_p variable (lot d'essais, si la précision du top est jugée insuffisante) car il faut les soustraire. On est alors conduit à associer à chaque essai un décalage par rapport à l'échelle angulaire issue du signal top.

La deuxième méthode palliative recourt à l'identification. Elle est utilisable dans tous les cas, mais en raison des difficultés qu'elle peut amener, il est préférable de ne l'utiliser qu'en dernier recours pour la récupération d'essais mal menés. La loi de coupe, les défauts géométriques et le décalage angulaire doivent être identifiés simultanément. Ceci s'effectuant

sur un seul essai, il faut utiliser une "loi de coupe partielle" : le décalage obtenu appartient à l'essai. Il vient modifier l'échelle angulaire issue du traitement du signal top. Ce décalage doit être associé à l'essai, bien qu'il dépende aussi de la loi de coupe utilisée. Dans le cas d'un top précis et malgré toutes les précautions prises, il se peut que l'échelle angulaire recale bien tous les essais entre eux, mais présente un décalage par rapport à l'échelle angulaire utilisée par la modélisation. C'est le cas si la forme réelle de l'outil n'est pas exactement la forme modélisée, pour les fraises de géométrie compliquée par exemple. C'est également le cas s'il est impossible d'avoir un événement localisable bien net. Il faut alors identifier un décalage angulaire à partir d'un groupe d'essais. En toute logique, ce décalage est rattaché à l'outil.

VI.1.3. Traitement des défauts de positionnement des arêtes

Afin d'assurer un recalage angulaire correct, il est également nécessaire de connaître et de prendre en compte les défauts de positionnements des arêtes de coupe. Les défauts géométriques dont il est question dans cette étude sont les défauts de positionnement radiaux ou axiaux des arêtes. Les autres défauts possibles, position angulaire, inclinaison pour les plaquettes, défauts de forme, etc., ne sont pas pris en considération ici car ils sont très difficilement quantifiables. Le problème tient alors en la détermination de ces défauts. Deux méthodes sont possibles.

a. Détermination par la mesure

Elle est longue et délicate à réaliser. Les effets étant non linéaires, de faibles écarts des défauts de positionnement des arêtes peuvent conduire à des variations d'efforts importantes. Il est nécessaire d'assurer une précision de l'ordre du μm . De plus, la nécessaire numérotation des dents et la détermination de leurs positions vis-à-vis du système de mesure angulaire ("top") conduit à des erreurs fréquentes. L'expérience montre que cette mesure est rarement satisfaisante. De plus, dans le cas du fraisage à grande vitesse de rotation, de petits défauts d'équilibrage entraînent une modification du centrage de l'outil. Les écarts radiaux en sont alors affectés.

b. Détermination par identification

C'est la méthode utilisée le plus souvent dans cette étude. Elle donne généralement d'excellents résultats. Néanmoins, il existe plusieurs sources d'erreurs. La cause la plus fréquente est liée au fait que des usures ou des états différents de chacune des dents conduisent à des effets sur les efforts tout à fait semblables à ceux des défauts de positionnement. Il faut donc veiller à ce que les arêtes soient dans des états équivalents : neuves ou même degré d'usure. Il faut également bien connaître le type de défaut auquel on est exposé : radial, axial ou les deux. Pour les fraises affûtées avec une bonne qualité, seule l'excentration apparaît comme une source appréciable de défauts, qui sont alors des défauts uniquement radiaux.

La question est ensuite de savoir s'il vaut mieux opérer l'identification essai par essai ou sur un lot d'essais, effectués avec un même outil. En principe, les défauts sont liés à l'outil ou à son montage. Les défauts ne doivent pas changer d'un essai à l'autre. Il semble donc logique d'opérer sur un lot d'essais. L'identification essai par essai peut avoir l'avantage de permettre de détecter des variations qui peuvent être interprétées comme un changement de position de l'outil dans son système de fixation, l'apparition d'une usure sur certaines dents ou l'effet d'un balourd. Hormis le cas d'essais réalisés avec des vitesses de rotation très diverses, il est préférable d'opérer sur un lot d'essais, mais il faut veiller à ce que les résultats soient cohérents pour l'ensemble des essais. Il est toujours possible de revenir à une identification essai par essai en cas de doute.

Le problème devient plus complexe lorsque l'identification de la loi de coupe est effectuée sur un lot d'essais hétérogène provenant de plusieurs outils. L'identification simultanée des écarts pour chacun des outils conduirait à un nombre trop grand de variables et par conséquent à des difficultés de convergence du processus d'identification et à des temps de calculs trop longs. Il faut donc déterminer les écarts pour chaque outil séparément, puis les mémoriser au sein du logiciel d'identification de la loi de coupe. Cette mémorisation des écarts peut être faite au niveau de la description de l'outil ou au niveau de la description de la procédure d'identification qui peut porter sur un ou plusieurs essais. La première solution est la plus logique sauf en cas d'excentration par défaut d'équilibrage où les défauts dépendent aussi de l'essai. Il est plus facile d'adopter la première solution, quitte à développer une procédure particulière si le cas d'essais réalisés à des vitesses de rotation très différentes se présente.

VI.1.4. Choix et réalisation des essais

Une fois que les problèmes du calage angulaire, du choix de l'essai de référence angulaire et du défaut de positionnement des arêtes de coupe ont été envisagés, il devient nécessaire d'effectuer correctement le choix des essais à réaliser dans le but d'identifier la loi de coupe. Il s'agit en effet de limiter le nombre d'essais et d'outils utilisés, dans l'optique de limiter les coûts associés à la série de tests nécessaires pour la détermination de la loi de coupe.

Le nombre d'essais à réaliser ainsi que le nombre d'outils différents à utiliser sont en fait fonction de la nature de la loi de coupe à identifier et du degré de précision souhaité. Si le degré de précision est important, le nombre de coefficients de la loi de coupe à identifier est d'autant plus important et le nombre d'essais à réaliser augmente également. Ainsi, si l'on considère le paramètre angle de coupe, la loi de coupe doit le prendre en compte : il faut donc introduire un coefficient spécifique traduisant l'influence de cet angle de coupe γ sur l'évolution des efforts de coupe et prévoir des tests supplémentaires dans la campagne d'essais afin de mettre en valeur cette influence. De même, si l'angle de coupe n'est pas variable le long de la dent de l'outil, le nombre d'outils à utiliser sera multiplié par le nombre d'angle de coupe que l'on veut tester.

VI.1.5. Identification de la loi de coupe

Une fois qu'il a été procédé à la série d'essais, l'identification de la loi de coupe relève de plusieurs étapes qui vont être exposées dans les points suivants. Cette identification et l'organisation logicielle qui l'accompagne sont basées sur le respect des hypothèses suivantes :

- Les défauts géométriques des outils sont les mêmes pour tous les essais d'un même lot ;
- Le calage angulaire est le même pour tous les essais d'un même lot.

Il sera admis qu'il puisse y avoir des écarts entre les différents lots correspondants à un même outil, bien que cela dénote une faille dans le processus expérimental. Un lot désigne l'ensemble des essais menés avec le même outil et les mêmes conditions de coupe, excepté la profondeur de passe axiale a_p .

a. Calage angulaire

La première étape de l'identification de la loi de coupe est le calage angulaire des essais. Ce calage doit être effectué comme il a été expliqué au chapitre VI.1.2, pour chaque outil, à partir des essais de référence de calage angulaire.

b. Identification de la loi de coupe principale

Elle se fait à partir des cas d'usinage en latéral pur, obtenus par soustraction de l'essai à faible a_p , comme cela a été expliqué en début de ce chapitre. Elle s'accompagne de l'identification des écarts radiaux ou axiaux pour chacun des outils, c'est-à-dire des défauts de positionnement dont il a été question au paragraphe VI.1.3. Deux approches alors sont possibles.

- Traitement lot par lot

Il s'agit ici du cas où il n'y a qu'un seul outil en jeu à chaque fois. Pour un même outil, les différents lots devraient donner les mêmes défauts géométriques. Une dispersion trop grande est le signe soit d'un problème technique lors des essais (changement de position de l'outil dans sa pince par exemple), soit de l'influence de la vitesse de rotation si l'outil est mal équilibré, soit de l'utilisation d'une forme de loi de coupe mal adaptée. Le premier cas doit conduire à refaire les essais si les dispersions sont trop grandes. Le deuxième doit être traité de façon particulière si les écarts sont trop grands.

Il est évident que le traitement d'un seul lot à la fois conduit à identifier des lois de coupe incomplètes ou dégradées ou partielles. Il faut que la forme de la loi se prête à cette opération.

Le traitement lot par lot peut être considéré de deux manières. Soit il est considéré comme une étape de vérification de la cohérence des mesures, soit il est considéré comme une étape intermédiaire, la loi complète étant obtenue à partir des lois partielles sans qu'il ne soit fait de nouveau référence aux mesures.

Une dernière remarque doit être faite dans ce cas : le traitement en latéral pur avec soustraction d'un essai à faible engagement axial a_p , n'a de sens que si les défauts géométriques sont les mêmes pour tous les essais du lot. Sinon, la soustraction directe perd son sens. Il est donc illusoire de vouloir identifier les défauts géométriques préalablement. Il

en est de même pour le recalage angulaire. L'identification ne peut être que globale. Toutefois, il est possible d'utiliser un recalage obtenu par essai par essai antérieurement.

- Traitement simultané des lots pour un même outil

C'est le cas par exemple pour deux lots réalisés avec un même outil avec des avances différentes. Le terme outil est utilisé ici au sens strict de montage d'outil. Il ne devrait pas y avoir de décalage angulaire entre tous les essais concernés. Les défauts géométriques devraient être les mêmes pour tous les essais.

Pour chaque lot, la soustraction de l'essai à faible a_p est effectuée. La loi de coupe principale est identifiée à partir de cet ensemble de lots corrigés. Pour les défauts géométriques, soit ils sont identifiés simultanément si ce traitement est utilisé directement, soit ce sont les défauts issus du traitement par lot qui sont utilisés. Pour le recalage angulaire, soit il est identifié globalement si les hypothèses sont bien respectées, soit les résultats du traitement lot par lot sont utilisés, soit enfin et en dernier recours, les défauts identifiés par essai peuvent être utilisés.

Si ce traitement est utilisé directement, les hypothèses précisées en tête de paragraphe doivent être respectées. Il convient de bien analyser la cohérence des résultats (erreurs réparties uniformément sur les différents essais) pour éventuellement mettre en évidence les difficultés décrites pour le traitement par lot.

En général, il s'agira aussi de loi partielle car un seul outil ne fait pas varier ou faiblement l'angle de coupe et l'angle d'hélice. Enfin, ici encore, ce traitement peut être considéré comme une vérification et une méthode d'obtention des défauts géométriques ou comme un moyen d'obtenir des lois partielles à partir desquelles sera reconstituée la loi complète.

- Traitement simultané de tous les lots

Pour chaque lot, la soustraction de l'essai à faible profondeur de passe a_p est effectuée. La loi de coupe principale est identifiée à partir de cet ensemble de lots corrigés. Il s'agit ici de la loi complète. Les défauts géométriques peuvent être identifiés simultanément, un ensemble de défauts par outil, ou être issus d'étapes précédentes.

Cette démarche, qui paraît la plus directe, est aussi celle qui offre le moins de possibilités de contrôle. Le grand nombre de paramètres à obtenir peut conduire à des effets

pervers qui se traduisent par une instabilité des résultats. Les temps de calcul augmentent sensiblement.

Dans un premier temps, cette procédure ne sera appliquée que si la loi de coupe est très bien adaptée au couple arête – matière traité. Ce qui est difficile à savoir a priori. Si le nombre d'essais est redondant, il est possible d'appliquer la démarche globale sur des sous-ensembles. On pourra ainsi apprécier la stabilité des résultats, c'est-à-dire les fourchettes dans lesquelles varient les coefficients de la loi de coupe.

c. Identification de la loi d'extrémité

Il faut cette fois-ci isoler l'effet de l'extrémité afin de pouvoir l'étudier. Deux moyens sont envisageables. L'un s'appuie uniquement sur les résultats expérimentaux, l'autre fait appel au modèle de coupe latéral obtenu en mode latéral pur sur un lot d'essais à a_p variable.

- Procédure expérimentale directe

Deux essais avec a_{p1} et a_{p2} sont d'abord réalisés en fraisage mixte. La soustraction de ces deux essais permet d'obtenir les forces en latéral pur sur une hauteur $\Delta a_p = a_{p2} - a_{p1}$. Cette force est ensuite recalée angulairement pour faire comme s'il s'agissait d'une fraise engagée sur Δa_p , mais sans effet d'extrémité (en fraisage latéral pur). Un troisième essai est ensuite réalisé en fraisage mixte avec une profondeur de passe de Δa_p . La différence avec le résultat précédent fournit l'effet d'extrémité. Cette procédure est assez contraignante sur le plan expérimental, mais elle ne nécessite pas de passer par un modèle de coupe.

- Procédure mixte

Dans ce cas, il faut considérer que la loi de coupe principale permet d'obtenir une estimation correcte de l'action de l'outil, hormis son extrémité. Le résultat de la force obtenue par calcul à partir de la loi principale (ou loi latérale, aussi appelée loi locale) est soustrait des résultats d'un essai. Les défauts géométriques sont déjà connus.

A n'importe quel essai d'un lot (à a_p variable) réalisé avec a_{p1} , on retranche la force calculée à partir de la loi latérale obtenue avec ce lot pour le même engagement a_{p1} . L'effet d'extrémité est alors déduit. Cette procédure est applicable à tous les essais du lot sans contrainte sur les Δa_p .

Si l'effet d'extrémité est bien compris et que la loi d'extrémité le prend bien en compte, il est possible d'identifier celle-ci à partir de l'ensemble ou d'une partie des essais corrigés comme cela vient d'être décrit. Dans le cas contraire, il est plus prudent d'opérer à partir de petits sous-ensembles d'essais ayant des paramètres communs. Cela peut conduire à remettre en cause la forme de cette loi d'extrémité.

La remarque faite pour la loi principale concernant la stabilité des résultats s'applique aussi ici.

Dans le contexte des essais réalisés à Cluny en 2003, la méthode expérimentale est applicable uniquement avec $a_{p1} = 1$ et $a_{p2} = 2$ car ce sont les seules profondeurs de passe pour lesquelles les essais ont été réalisés en fraisage mixte et dont la différence de profondeurs de passe Δa_p correspond à un essai réalisé en fraisage latéral pur. La procédure mixte permet de vérifier (ou d'infirmar) le fait que l'effet d'extrémité est constant quel que soit a_p .

d. Vérification des lois

Il s'agit ici de l'étape finale. La loi principale et la loi d'extrémité étant connues, il est possible de les appliquer à tous les essais, ou à un sous-ensemble d'essais, afin de vérifier que les valeurs mesurées sont bien retrouvées par la modélisation. Dans ce cas, il est de plus nécessaire d'appliquer les défauts géométriques connus pour chaque outil.

VI.2. Résultats et sensibilité de la loi de coupe

VI.2.1. Résultats de l'identification de la loi de coupe en mode latéral pur obtenu par soustraction

Ce paragraphe permet de présenter les résultats obtenus lors de l'identification de la loi de coupe à partir des essais menés lors de l'étude. Les coefficients de la loi de coupe ont été obtenus grâce à la méthodologie qui a été exposée au paragraphe VI.1.5.

a. Conditions d'essais

Les conditions dans lesquelles ont été réalisés les essais vont tout d'abord être rappelées. Huit séries d'essais ont été menées avec huit fraises cylindriques de la même famille (**Annexe C**). Chacune de ces séries est caractérisée par un angle d'hélice (λ_s) et un angle de coupe (γ).

L'angle d'hélice λ_s prend quatre valeurs : 0° ; 20° ; 40° ; 60° .

L'angle de coupe γ prend deux valeurs : 4° ; 10° .

Il est à remarquer que ces valeurs, qui servent de référence, ne sont pas des valeurs exactes, car les outils utilisés présentent une certaine dispersion. Pour certaines séries, plusieurs outils ont été utilisés en raison de destruction partielle ou totale d'arête. Le **tableau VI-1** donne les valeurs exactes, mesurées par le fournisseur des outils, prises par les angles d'hélice λ_s et de coupe γ .

Combinaisons de référence	$\gamma = 4^\circ$	$\gamma = 10^\circ$
$\lambda_s = 0^\circ$	$\lambda_s = 0^\circ$; $\gamma = 6,2^\circ$	$\lambda_s = 0^\circ$; $\gamma = 10,8^\circ$
$\lambda_s = 20^\circ$	$\lambda_s = 19,1^\circ$; $\gamma = 4,1^\circ$	$\lambda_s = 19,2^\circ$; $\gamma = 9,7^\circ$
$\lambda_s = 40^\circ$	$\lambda_s = 38,8^\circ$; $\gamma = 4,1^\circ$	$\lambda_s = 38,6^\circ$; $\gamma = 9,4^\circ$
$\lambda_s = 60^\circ$	$\lambda_s = 57,31^\circ$; $\gamma = 4,34^\circ$	$\lambda_s = 57,5^\circ$; $\gamma = 10,2^\circ$

Tableau VI- 1 : Valeurs réelles des angles d'hélice λ_s et de coupe γ utilisés lors des huit séries d'essais.

b. Méthodologie

Les essais ont été classés en lots homogènes. Chaque lot est caractérisé par :

- Un outil ;
- Une valeur de l'engagement radial a_e ;
- Une valeur de l'avance f_z .

Seul, l'engagement axial varie.

L'élimination de l'action de l'extrémité de l'outil est obtenue en soustrayant aux résultats d'un essai d'engagement axial a_{p1} , les résultats d'un essai du même lot d'engagement axial a_{p2} , avec $a_{p2} > a_{p1}$. L'essai fictif en fraisage latéral pur ainsi défini est caractérisé par un engagement axial $a_{p2} - a_{p1}$.

Quelques tests préliminaires ont montré que le choix de $a_{p2} = 0,5$ mm n'était pas toujours suffisant pour éliminer totalement l'effet d'extrémité. C'est pourquoi la valeur $a_{p2} = 1$ mm a été choisie.

Pour chaque lot, l'identification de la loi de coupe a été réalisée en utilisant simultanément tous les essais du lot tels que l'engagement axial de chaque essai considéré a_p soit supérieur à 1 mm, en éliminant toutefois certains essais jugés aberrants. Parallèlement, l'identification de l'excentration a été menée.

Les essais menés avec $a_e = 4$ mm et ceux menés avec $a_e = 20$ mm (rainurage) ont été traités. La superposition des courbes d'effort obtenues avec $a_e = 4$ mm et en rainurage est très bonne une fois que l'effet d'extrémité est éliminé. A priori, il est donc indifférent d'utiliser l'une ou l'autre valeur de a_e . Néanmoins, la valeur $a_e = 4$ mm conduit à des courbes d'effort très fragmentaires qui ne présentent pas les valeurs maximales possibles. La valeur $a_e = 4$ mm n'apporte rien par rapport au rainurage pour les fortes épaisseurs de coupe et elle est trop importante pour mettre vraiment en évidence les faibles épaisseurs de coupe. De ce fait, les résultats obtenus en rainurage sont vraisemblablement plus fiables que les autres.

L'identification est réalisée à partir de la loi de coupe "Llin0lecf4" (présentée au paragraphe suivant) dans sa forme dégradée, car ni l'angle d'hélice, ni l'angle de coupe ne varient pour un même lot d'essais. Les coefficients $K_{n\lambda_s}$ et $K_{cf\lambda_s}$ traduisant l'influence de l'angle d'hélice dans la loi de coupe sont fixés à la valeur zéro, ce qui ne dégrade pas la loi de coupe ; il s'agit juste d'ignorer les effets de certains paramètres qui ne varient pas.

c. Loi de coupe "Llin0lecf4"

La loi de coupe "Llin0lecf4" peut être exprimée grâce aux expressions présentées par les relations VI_2 à VI_8. Ces différentes relations permettent d'obtenir les expressions des composantes F_n , F_g et F_a de l'effort de coupe dans le repère $(\vec{g}, \vec{n}, \vec{a})$ lié à la face de coupe. La forme mathématique de ces relations a été déduite des courbes de variations des efforts en fonction des différents paramètres obtenues lors des essais préliminaires (chapitre IV) et du modèle de coupe oblique. Toutefois, elle a été adaptée au vu des résultats des essais de fraisage : les essais préliminaires ont permis de donner une idée de la forme à envisager et les essais de fraisage permettent d'affiner cette forme du modèle.

$$\lambda_e = K_{\lambda_e} \times \lambda_s \quad (\text{VI}_2)$$

L'expression VI_2 est une hypothèse de départ de l'établissement de la loi de coupe dans son ensemble. Elle peut être retrouvée dans plusieurs travaux précédents.

$$A_n = K_n \times \left(\frac{1}{\cos(\lambda_s)} \right)^{K_{n\lambda_s}} \quad (\text{VI}_3)$$

Le coefficient A_n défini par la relation VI_3 inclut clairement la prise en compte de l'influence de l'angle d'hélice λ_s . Sans signification physique particulière, il permet de corriger le coefficient K_n avec prise en compte de l'influence de λ_s . Les composantes de l'effort de coupe peuvent alors être exprimées :

$$F_n = -(K_{n_0} + A_n \times h) \times (1 + K_{ng} \times (\gamma - \gamma_0)) \times b \quad h > 0 \quad (\text{VI}_4)$$

$$C_f = (K_{cf_0} + K_{cf} \times h) \times (1 + K_{cf\lambda_s} \times \lambda_s) \times (1 + K_{cfg} \times (\gamma - \gamma_0)) \quad (\text{VI}_5)$$

$$F_f = (A_n \times h \times C_f + F_{f_0}) \times b \quad (\text{VI}_6)$$

$$F_g = F_f \times \cos(\lambda_e + \lambda_n) \quad h > 0 \quad (\text{VI}_7)$$

$$F_a = F_f \times \sin(\lambda_e + \lambda_n) \quad h > 0 \quad (\text{VI}_8)$$

$$\text{avec : } \lambda_n = \arctan(\sin \gamma \cdot \tan \lambda_s)$$

Sans tenir compte de l'angle de coupe, les relations précédentes deviennent les relations VI_9 à VI_15 :

$$\lambda_e = K_{\lambda_e} \times \lambda_s \quad (\text{VI}_9)$$

$$A_n = K_n \times \left(\frac{1}{\cos(\lambda_s)} \right)^{K_{n\lambda_s}} \quad (\text{VI}_{10})$$

$$F_n = -(K_{n_0} + A_n \times h) \times b \quad h > 0 \quad (\text{VI}_{11})$$

$$C_f = (K_{cf_0} + K_{cf} \times h) \times (1 + K_{cf\lambda_s} \times \lambda_s) \quad (\text{VI}_{12})$$

$$F_f = (A_n \times h \times C_f + F_{f_0}) \times b \quad (\text{VI}_{13})$$

$$F_g = F_f \times \cos(\lambda_e + \lambda_n) \quad h > 0 \quad (\text{VI}_{14})$$

$$F_a = F_f \times \sin(\lambda_e + \lambda_n) \quad h > 0 \quad (\text{VI}_{15})$$

$$\text{avec : } \lambda_n = \arctan(\sin \gamma \cdot \tan \lambda_s)$$

Les relations VI_9 à VI_15 permettent le traitement des essais pour l'identification de la loi de coupe lot par lot. Comme précisé au paragraphe précédent, la loi de coupe "Llin0lecf4" est alors utilisée dans sa forme restreinte, ce qui ne dégrade pas la loi de coupe

dans son ensemble. Seuls certains coefficients sont fixés à zéro puisque les paramètres auxquels ils sont liés (l'angle de coupe γ par exemple) ne varient pas sur un lot d'essais tel qu'il a été défini précédemment.

d. Résultats

Les identifications donnent de très bons résultats puisque les écarts moyens par rapport à l'expérimentation restent faibles, en général inférieurs à 10 N. Par exemple, la **figure VI-11** donne les résultats obtenus dans le cas du fraisage avec une fraise d'angle d'hélice $\lambda_s = 20^\circ$, un angle de coupe $\gamma = 4^\circ$, en rainurage ($a_e = 20$ mm), et pour une profondeur de passe $a_p = 3$ mm.

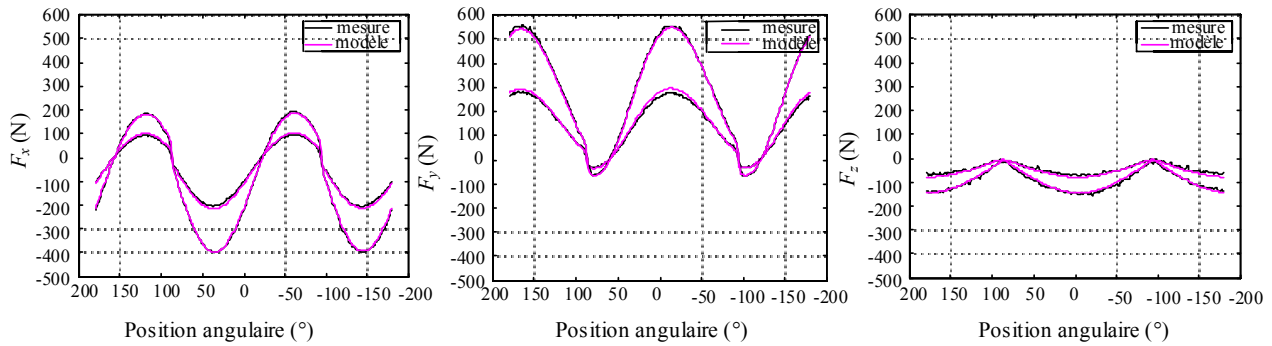


Figure VI- 11 : Modélisation obtenue après identification de la loi de coupe comparée aux mesures expérimentales.

Les coefficients de la loi de coupe correspondant au modèle de la **figure VI-11** sont les suivants :

Décalage angulaire pour le recalage = -0.00062848°

$$K_{\lambda e} = 0,4377$$

$$K_{cf} = -2,404$$

$$K_{n0} = 23,3524$$

$$F_{f0} = 28,5576$$

$$A_n = 2\,486,7077$$

$$K_{n\lambda s} = 0$$

$$K_{cf0} = 0,56774$$

$$K_{cf\lambda s} = 0$$

Chaque lot, caractérisé par un angle d'hélice et un angle de coupe, permet d'obtenir les coefficients : $K_{\lambda e}$, K_{n0} , A_n , K_{cf0} , K_{cf} et F_{f0} . Les résultats sont donnés dans le **tableau VI-2**.

λ_s (°)	γ (°)	a_e (mm)	K_{le}	K_{n0}	A_n	K_{cf0}	K_{cf}	F_{f0}
0	4	20	-	19,2	2 427	0,68	-2,77	19
		4	-	20	2 280	0,60	-3,42	34
20	4	20	0,44	23,4	2 487	0,57	-2,4	28,6
		4	0,53	17	2 618	0,55	-2,39	27
40	4	20	0,51	23	2 870	0,47	-1,26	21
		4	0,58	16	2 942	0,54	-1,68	25
60	4	20	0,45	17	3 636	0,49	-0,62	33
		4	0,47	19	3 724	0,53	-1,44	42
0	10	20	-	19,5	2 141	0,56	-1,48	31
		4	-	15	2 228	0,71	-4,04	25
20	10	20	0,46	18	2 292	0,58	-2,19	27
		4	0,44	15	2 304	0,58	-2,73	23
40	10	20	0,37	13	2 701	0,80	-3,67	28
		4	0,4	14	2 710	0,69	-2,66	30
60	10	20	0,52	-16	3 730	0,77	-3,05	-21
		4	0,32	13	3 497	0,45	-0,2	43

Tableau VI- 2 : Coefficients K_{le} , K_{n0} , A_n , K_{cf0} , K_{cf} et F_{f0} de la loi de coupe après traitement des essais lot par lot.

Il est possible de constater que les coefficients sont du même "ordre de grandeur", même s'ils ont été déterminés sur des lots d'essais différents. Par conséquent, la procédure d'identification de la loi de coupe par le traitement des essais lot par lot apparaît correcte. Toutefois, le lot d'essais avec $\lambda_s = 60^\circ$, $\gamma = 10^\circ$ pour $a_e = 20$ mm donne des résultats douteux. En effet, un léger écaillage avait pu être observé en bout d'une des deux dents lors des essais, ce qui explique que les résultats obtenus pour les coefficients de la loi de coupe de ce lot ne correspondent pas tout à fait aux ordres de grandeur des coefficients déterminés lors du traitement des autres lots d'essais.

Après les résultats obtenus grâce au traitement des essais lot par lot, il est nécessaire de fixer une valeur pour chaque coefficient qui puisse être utilisée dans la loi de coupe.

- Traitement de K_n , $K_{n\lambda_s}$ et K_{ng}

La **figure VI-12** présente un récapitulatif de l'évolution du coefficient A_n , en fonction de l'angle d'hélice, pour les différentes combinaisons d'angle de coupe et d'engagement radial a_e .

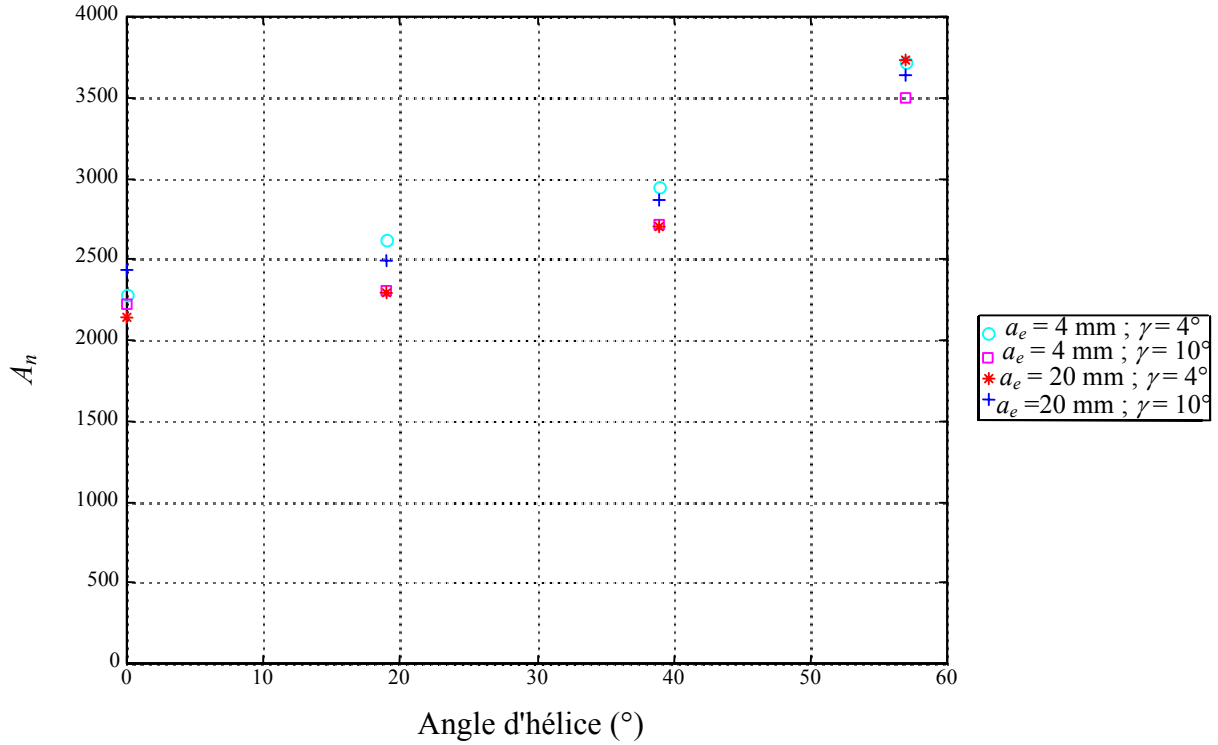


Figure VI- 12 : Evolution du coefficient A_n en fonction de l'angle d'hélice.

Si le point aberrant ($\lambda_s = 60^\circ$, $\gamma = 10^\circ$) est éliminé et dans une moindre mesure le point ($\lambda_s = 0^\circ$, $\gamma = 4^\circ$), les courbes d'évolution de K_n en fonction de l'angle d'hélice sont très régulières, ce qui est rassurant. L'approximation du modèle en utilisant le terme $K_{n0} + A_n \times h$

avec $A_n = K_n \times \left(\frac{1}{\cos \lambda_s}\right)^{K_{n\lambda_s}}$ convient bien, d'après la **figure VI-12**. En effet, l'identification est réalisée à partir d'essais appartenant à un même lot, c'est-à-dire que, pour un lot donné, l'angle d'hélice λ_s est constant. Les coefficients A_n et K_n sont donc égaux à un facteur multiplicatif près et $K_{n\lambda_s}$ est constant. Vu que l'on recherche uniquement une tendance de l'évolution de A_n , il est nécessaire d'avoir une valeur du coefficient mais pas forcément sa valeur exacte ; la valeur de $K_{n\lambda_s}$ est donc temporairement fixée à zéro.

La **figure VI-12** montre donc l'évolution croissante du coefficient K_n avec l'augmentation de l'angle d'hélice.

Les éléments A_n et λ_s étant connus, il est alors possible de déterminer $K_{n\lambda_s}$. En considérant le logarithme de la relation **VI_10**, elle se transforme en la relation **VI_22** :

$$\log(K_n) + K_{n\lambda_s} \times \log\left(\frac{1}{\cos \lambda_s}\right) = \log(A_n) \quad (\text{VI}_{22})$$

En effectuant ensuite une régression linéaire dans l'espace "log-log" (**figure VI-13**), il est possible de déterminer le coefficient $K_{n\lambda_s}$ lors de l'identification des autres coefficients de la loi de coupe.

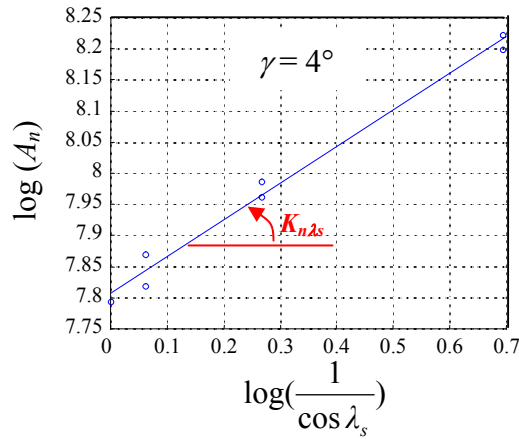


Figure VI- 13 : Régression linéaire pour la détermination de $K_{n\lambda_s}$.

Les résultats obtenus sont alors les suivants :

- Pour $\gamma = 4^\circ$: $K_{n\lambda_s} = 0,708$ et $K_n = 2\,407$;
- Pour $\gamma = 10^\circ$: $K_{n\lambda_s} = 0,778$ et $K_n = 2\,200$.

En étudiant ensuite l'évolution du coefficient A_n en fonction de l'angle d'hélice λ_s , il est possible de comparer les résultats obtenus avec les points présentés sur la **figure VI-12**. La **figure VI-14** représente donc l'évolution du coefficient A_n obtenu après la détermination des valeurs exactes de $K_{n\lambda_s}$ et K_n grâce à la régression linéaire en fonction de l'angle d'hélice λ_s , superposée aux points de la **figure VI-12**, où A_n et K_n était les mêmes.

Il est possible de constater sur la **figure VI-14** que l'approximation est très satisfaisante. En effet, les courbes représentant l'évolution du terme A_n pour les deux angles de coupe traités au cours de l'étude sont très proches des points particuliers de la **figure VI-12** pour lesquels le coefficient $K_{n\lambda_s}$ est fixé à zéro. Ceci montre qu'effectivement la procédure de calcul avec des coefficients nuls, c'est-à-dire en ne tenant pas compte de l'influence de

certaines paramètres, ne dégrade pas la loi de coupe en elle-même, mais facilite, d'un autre côté, l'identification des autres coefficients.

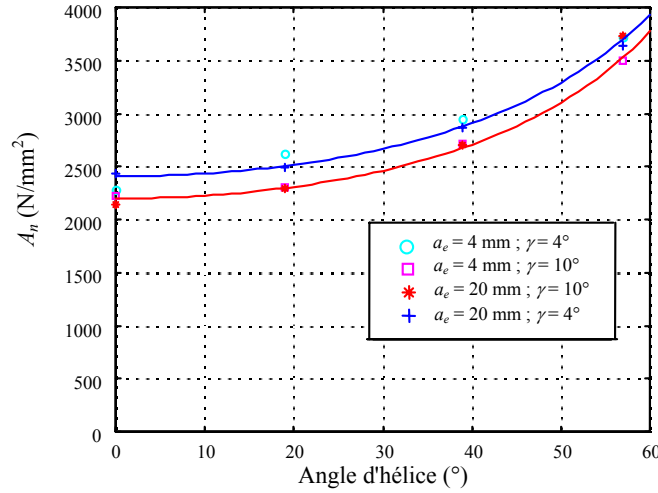


Figure VI- 14: Evolution du terme $A_n = K_n \times \left(\frac{1}{\cos \lambda_s}\right)^{K_{nls}}$ en fonction de l'angle d'hélice.

Reste ensuite à déterminer le coefficient K_{ng} qui intervient dans le terme correcteur de F_n dans la relation VI-4. En prenant un terme correcteur lié à l'angle de coupe γ de la forme donnée par la relation (VI_23), et en fixant une valeur de référence pour γ_0 , la valeur de K_{ng} peut être déterminée.

$$(1 + K_{ng} \times (\gamma - \gamma_0)) \text{ avec } \gamma \text{ exprimé en degrés} \quad (\text{VI}_{23})$$

En prenant $\gamma_0 = 4^\circ$ (une des valeurs utilisée lors des essais) comme valeur de référence, le coefficient K_{ng} alors obtenu est :

$$K_{ng} = -0,012$$

Finalement, les coefficients K_n , K_{nls} et K_{ng} deviennent donc :

$$K_n = 2\,407 \quad K_{nls} = 0,708 \quad K_{ng} = -0,012$$

- Traitement de $K_{\lambda e}$

Comme cela a déjà été signalé, les valeurs obtenues en rainurage sont plus fiables que celles qui sont obtenues pour un engagement radial a_e égal à 4 mm. En fait, les résultats obtenus en rainurage sont "interpolables", c'est-à-dire contiennent ceux de $a_e = 4$ mm, alors qu'il faut extrapoler à partir de ceux à $a_e = 4$ mm pour obtenir les résultats en rainurage. Les points du lot avec $\lambda_s = 60^\circ$ et $\gamma = 10^\circ$ ne sont, quant à eux, pas exploitables en raison des détériorations des arêtes.

Pour $a_e = 20$ mm (rainurage), il est difficile de distinguer une évolution de $K_{\lambda e}$. Ce coefficient sera donc considéré comme constant, ce qui est en accord avec les essais réalisés en tournage. La **figure VI-15** présente l'évolution du coefficient $K_{\lambda e}$ en fonction de l'angle d'hélice λ_s pour les différentes combinaisons d'engagement radial et d'angle de coupe.

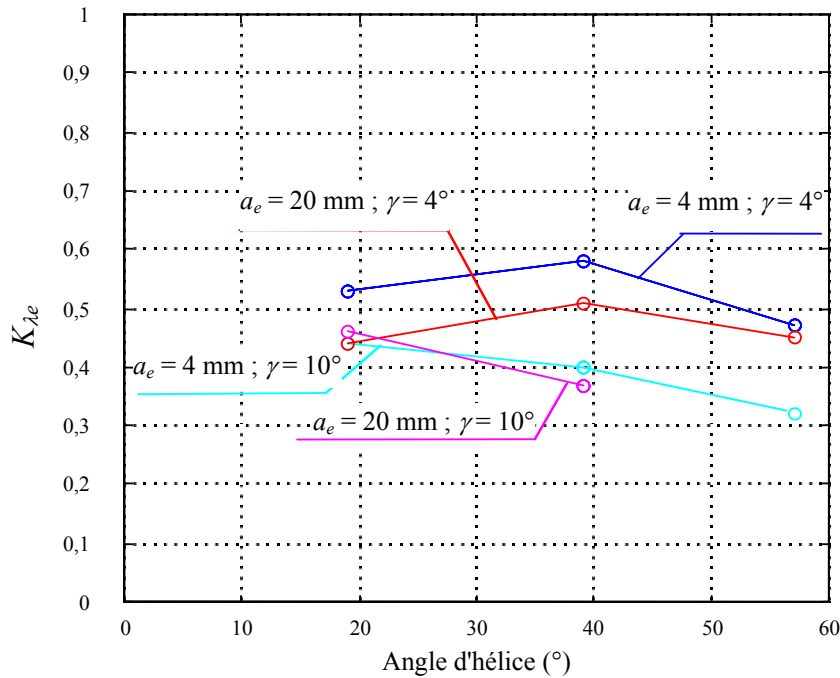


Figure VI- 15 : Evolution du terme $K_{\lambda e}$ en fonction de l'angle d'hélice.

La **figure VI-15** permet de déterminer la valeur moyenne du coefficient $K_{\lambda e}$ qui sera retenue pour la loi de coupe : $K_{\lambda e} = 0,446$.

- Traitement des coefficients K_{n0} , K_{cf0} , K_{cf} et F_{f0}

Les valeurs précédemment trouvées pour $K_{\lambda e}$, K_n , $K_{n\lambda s}$, K_{ng} sont utilisées et les coefficients $K_{cf\lambda s}$ et K_{cfg} sont forcés à la valeur zéro, de la même façon que lors du traitement des coefficients K_n , $K_{n\lambda s}$ et K_{ng} , puisqu'au départ, seule une tendance est recherchée. Ensuite, les valeurs exactes de ces coefficients pourront être déterminées. La loi utilisée est la loi "Llin0lecf4g" qui intègre l'angle de coupe (utilisation du coefficient K_{ng}).

Le **tableau VI-3** présente les résultats obtenus après identification des coefficients K_{n0} , K_{cf0} , K_{cf} et F_{f0} sur les lots d'essais réalisés en rainurage, avec $K_{\lambda e}$ forcé à la valeur déterminée précédemment : $K_{\lambda e} = 0,446$.

λ_s	γ	a_e	K_{n0}	K_{cf0}	K_{cf}	F_{f0}
0	4	20	23	0,7	-2,74	20
20	4	20	22	0,57	-2,39	29
40	4	20	23	0,46	-1,26	21
60	4	20	12	0,49	-0,64	33
0	10	20	14	0,52	-1,34	31
20	10	20	16	0,53	-1,99	27
40	10	20	15	0,7	-3,11	32
60	10	20	1,18	0,76	-3,00	-21

Tableau VI- 3 : Résultats des coefficients K_{n0} , K_{cf0} , K_{cf} et F_{f0} .

Dans le **tableau VI-3**, les résultats du lot correspondant à $\lambda_s = 60^\circ$ et $\gamma = 10^\circ$ ne sont pas pris en compte pour les valeurs moyennes des coefficients car il apparaît que ces résultats sont aberrants. De même que précédemment, l'explication de ces valeurs incohérentes tient en la dégradation des arêtes de coupe, très fragilisées dans le cas de l'angle d'hélice égal à 60° utilisées dans un matériau traité à 47 HRC. De façon générale, les résultats présentés dans ce tableau sont semblables à ceux du **tableau VI-2**. Les valeurs de K_{n0} et F_{f0} sont très homogènes d'un lot à l'autre. Leurs valeurs moyennes sont :

$$K_{n0} = 18 \text{ et } F_{f0} = 28.$$

Il est à remarquer que ces valeurs restent faibles, ce qui implique que les composantes F_n et F_f sont quasi-linéaires, d'après les relations **VI_4** et **VI_6**.

Pour les coefficients K_{cf0} et K_{cf} , il faut vérifier si l'apparente dispersion n'est pas le signe d'un effet de couplage entre les deux. Pour cela, le calcul de la relation " $K_{cf0} + K_{cf} \times h$ " doit être effectué.

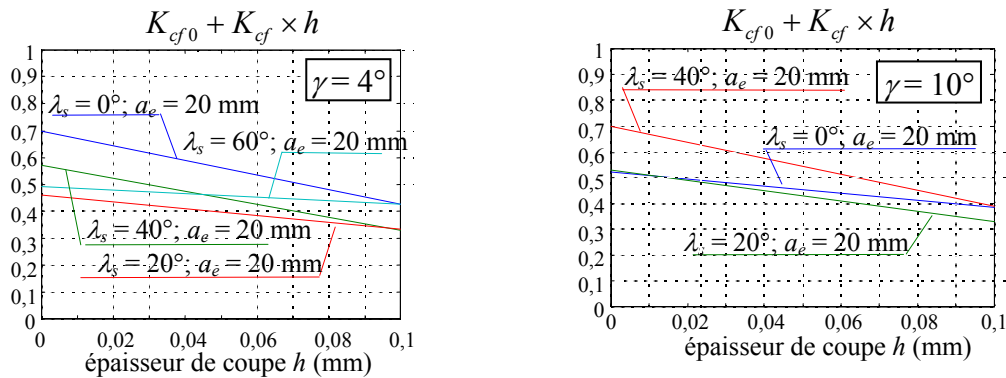


Figure VI- 16 : Evolution de l'expression $K_{cf0} + K_{cf} \times h$ en fonction de l'épaisseur de coupe.

Sur la **figure VI-16**, les résultats restent assez dispersés. Les droites moyennes sont :

$$\text{- Pour } \gamma = 4^\circ : 0,555 - 1,76 \times h \quad (\text{VI-24})$$

$$\text{- Pour } \gamma = 10^\circ : 0,583 - 2,15 \times h \quad (\text{VI-25})$$

Les équations **VI-24** et **VI-25** montrent que les deux droites moyennes de l'expression " $K_{cf0} + K_{cf} \times h$ " pour $\gamma = 4^\circ$ et $\gamma = 10^\circ$ sont très proches l'une de l'autre. Il est alors difficile de cerner une influence de γ . Le choix est donc fait de considérer les valeurs moyennes suivantes pour les coefficients K_{cf0} et K_{cf} :

$$K_{cf0} = 0,569 \quad \text{et} \quad K_{cf} = -1,95$$

Le coefficient K_{cfg} n'est pas identifiable : il y a trop de dispersion car il est peu influent. Il est donc fixé à la valeur zéro. Il en est de même du coefficient $K_{cf\lambda s}$.

Finalement, la loi obtenue, en fraisage latéral pur (par soustraction), est donc la loi présentée par les relations **VI-2** à **VI-8** avec les valeurs des coefficients suivantes :

$K_{\lambda e} = 0,446$	$K_{cf0} = 0,569$
$K_n = 2\,407$	$K_{cf} = -1,95$
$K_{n\lambda s} = 0,708$	$K_{cf\lambda s} = 0$
$K_{n0} = 18$	$K_{cfg} = 0$
$K_{ng} = -0,012$	$F_{f0} = 28.$

Cette loi doit désormais être appliquée sur l'ensemble des essais de fraisage cylindrique (en latéral pur par soustraction), aux essais en latéral pur véritable (c'est-à-dire sans action des extrémités des dents de la fraise) et aux essais réalisés avec des fraises non cylindriques inclinées ou non inclinées en soustrayant l'effet d'extrémité éventuel. Cette dernière application et les résultats obtenus font l'objet du chapitre VII.

Quelques exemples, présentés par les **figures VI-17 et VI-18**, montrent la superposition des mesures d'effort effectuées pendant les essais et des courbes d'effort obtenues par application de la loi déterminée précédemment en latéral pur par soustraction.

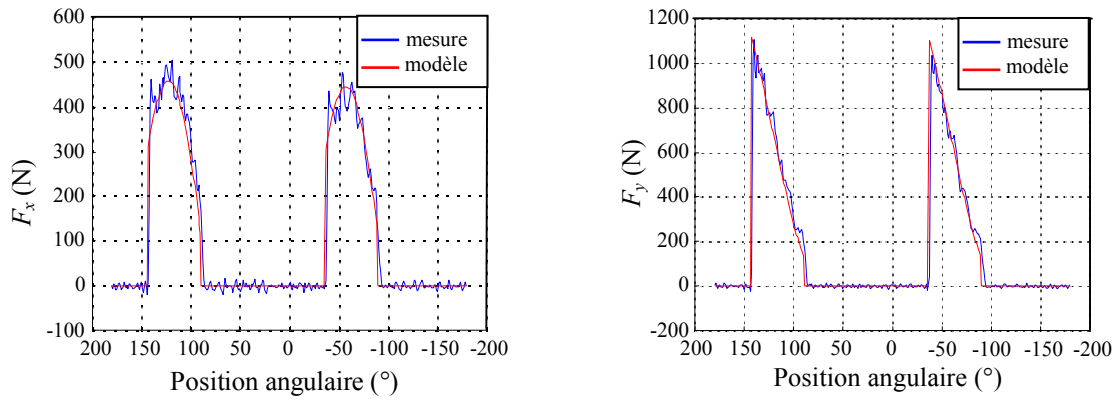


Figure VI- 17 : Comparaison des courbes d'effort mesurées et modélisées pour $\gamma = 4^\circ$, $\lambda_s = 0^\circ$, $a_e = 4$ mm et $a_p = 6$ mm.

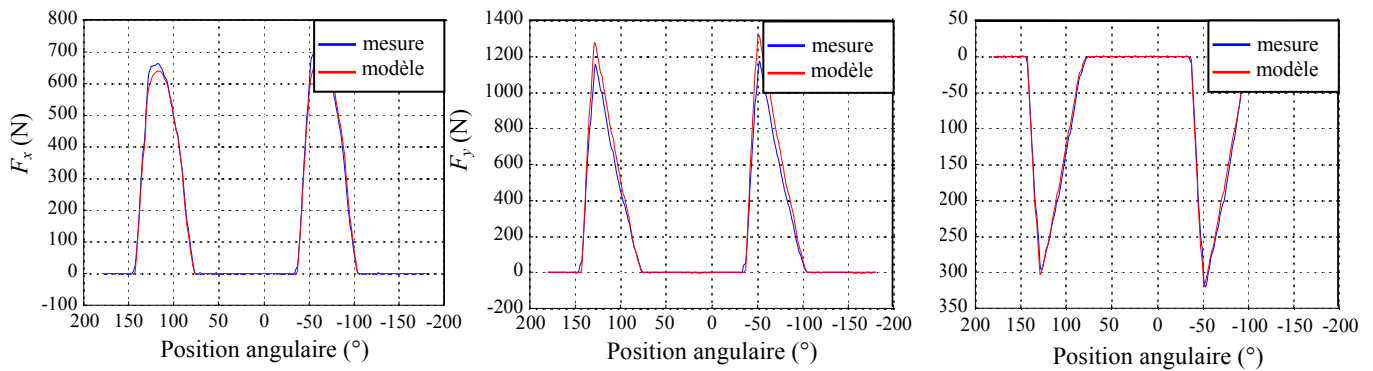


Figure VI- 18 : Comparaison des courbes d'effort mesurées et modélisées pour $\gamma = 10^\circ$, $\lambda_s = 20^\circ$, $a_e = 4$ mm et $a_p = 8$ mm.

Les **figures VI-17 et VI-18** présentent donc des exemples comparatifs de mesures d'efforts et de courbes d'efforts modélisées grâce à la loi de coupe "Llin0lecf4g" et dont les coefficients ont été déterminés à partir des lots d'essais réalisés en fraisage avec des fraises cylindriques, par soustraction de l'effet d'extrémité. Ces comparatifs, pour deux angles de coupe et deux angles d'hélice différents, proposent des résultats encourageants. En effet, les courbes mesurées et les courbes modélisées sont très proches les unes des autres (écart maximal constaté inférieur à 15%). Toutefois, le test comparatif ne sera probant que s'il donne de bons résultats avec des fraises non cylindriques, ce qui constitue l'étape suivante de la validation de la loi et du concept mis en place au cours de cette étude, le CAM.

Enfin une dernière remarque peut être faite à propos de la loi " Llin0lecf4g" : cette loi ainsi que les lois semblables permettent d'obtenir la composante F_f à partir de la composante

F_n et du coefficient de frottement C_f . Les influences de l'angle de coupe γ et de l'angle d'hélice λ_s sont introduites aux niveaux de F_n et C_f . De ce fait, elles se multiplient, car $F_f = F_n \times C_f$.

C'est peut-être là l'origine du fait que les influences de γ et λ_s semblent bien déterminées pour F_n alors qu'elles ne le sont pas pour C_f . De plus, lors de cette étude, l'influence de l'usure de l'arête n'a pas été prise en compte. Or il est vraisemblable que celle-ci devrait avoir une influence sur les efforts et notamment sur l'effort "radial", donc localement sur F_f . Une autre possibilité à envisager serait de calculer F_f de la même manière que F_n plutôt que d'introduire le coefficient de frottement C_f en intermédiaire de calcul. Ceci revient en fait à introduire un nouveau coefficient A_f (VI_26) dans la loi de coupe et à éliminer la détermination de C_f .

$$A_f = K_f \times \left(\frac{1}{\cos \lambda_s} \right)^{K_{f\lambda_s}} \quad (\text{VI}_{26})$$

La composante F_f est alors exprimée par la relation VI_27 :

$$F_f = (K_{f0} + A_f \times h) \times 1 + K_{fg} \times (\gamma - \gamma_0) \times b \quad (\text{VI}_{27})$$

Les coefficients K_f , $K_{f\lambda_s}$, K_{f0} et K_{fg} joueraient le même rôle que K_n , $K_{n\lambda_s}$, K_{n0} et K_{ng} et remplaceraient K_{cf0} , K_{cf} , $K_{cf\lambda_s}$, K_{cfg} et F_{f0} . La loi ainsi obtenue serait donc la loi de coupe "Llin0nfle5g".

VI.2.2. Extraction des effets d'extrémité

Dans ce paragraphe, les résultats issus de l'extraction des effets d'extrémité vont être présentés. Il s'agit en fait des signaux d'efforts dus à l'extrémité de la fraise lors de l'opération d'usinage. Ces signaux sont obtenus par méthode directe c'est-à-dire grâce à la méthodologie présentée au paragraphe VI.1.5.c.

Cette méthode permet donc de visualiser les signaux d'efforts dus à l'effet d'extrémité. La **figure VI-19** présente la superposition des signaux obtenus après recalage angulaire en considérant des essais réalisés avec $a_{p1} = 1$ mm et $a_{p2} = 2$ mm d'une part, et $a_{p1} = 2$ mm et $a_{p2} = 4$ mm d'autre part. Dans chaque direction de mesure (F_x , F_y ou F_z), il y a donc deux séries de courbes superposées.

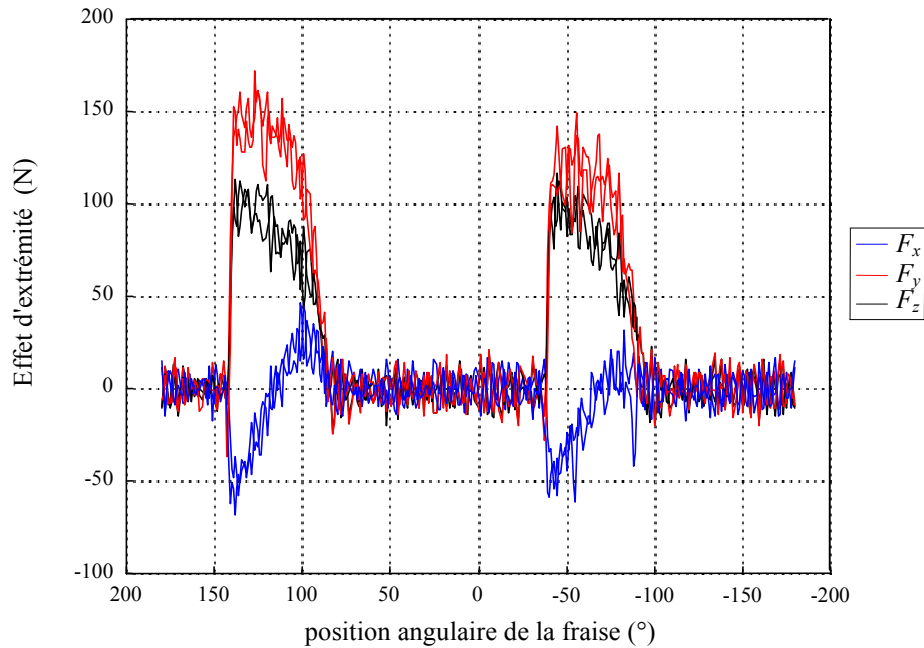


Figure VI- 19 : Superposition des courbes d'efforts dus à l'effet d'extrémité pour $\gamma = 4^\circ$, $\lambda_s = 0^\circ$ et $a_e = 4$ mm.

La **figure VI-19** montre de bons résultats de la superposition des signaux obtenus. Il est possible de constater que, dans ce cas, quelles que soient les profondeurs de passe choisies pour mettre en place la procédure, les signaux obtenus se superposent correctement. Toutefois, si la même procédure est répétée dans le cas d'essais réalisés avec $a_{p1} = 4$ mm et $a_{p2} = 8$ mm, les résultats ne sont pas forcément aussi nets en raison de défauts provenant probablement d'un problème d'évacuation des copeaux.

D'autre part, l'exemple présenté à la **figure VI-19** s'appuie sur des essais réalisés avec un engagement radial égal à 4 mm. Il est désormais nécessaire de vérifier si les résultats obtenus sur des essais réalisés avec un tel engagement radial sont identiques à ceux obtenus dans le cas du rainurage. Pour des fraises d'angle d'hélice nul, il peut être constaté que l'accord est assez bon dans les zones communes à l'engagement radial $a_e = 4$ mm et au rainurage. La **figure VI-20** présente les résultats pour une fraise d'angle d'hélice $\lambda_s = 40^\circ$ et d'angle de coupe $\gamma = 4^\circ$. La **figure VI-20 a)** concerne l'effet d'extrémité obtenu à partir des essais de rainurage, la **figure VI-20 b)** celui issu des essais avec un engagement radial de 4 mm et la **figure VI-20 c)** présente la superposition des deux.

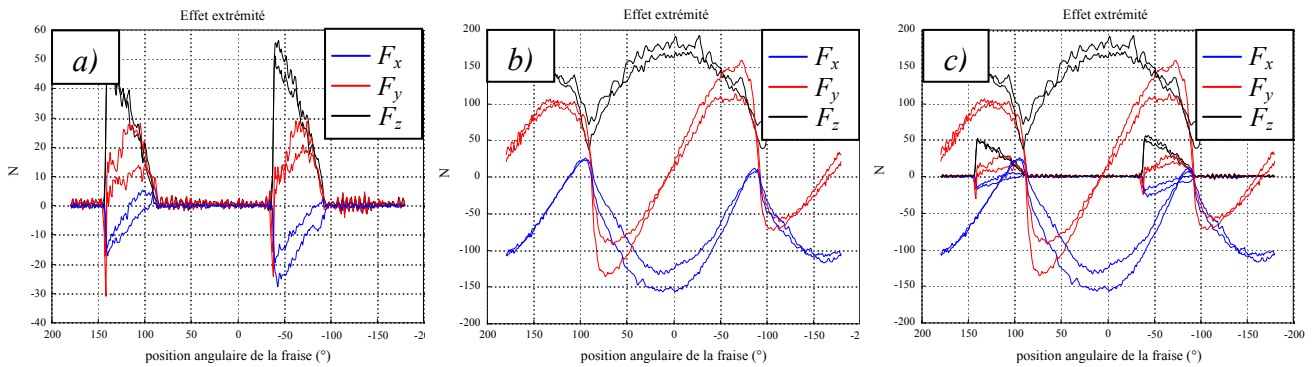


Figure VI- 20 : Courbes d'efforts dus à l'effet d'extrémité dans les cas $a_e = 4$ mm *a)*, en rainurage *b)* et superposition des deux *c)*.

La **figure VI-20** montre les courbes superposées des efforts dus à l'effet d'extrémité dans le cas du rainurage (**figure VI-20 a)**), dans celui d'un engagement radial $a_e = 4$ mm (**figure VI-20 b)**), puis les deux cas superposés (**figure VI-20 c)**) afin de pouvoir comparer correctement l'influence de cet engagement radial. Ces résultats ont été obtenus en effectuant les soustractions d'essais réalisés avec $a_{p1} = 0,5$ mm et $a_{p2} = 1$ mm d'une part et $a_{p1} = 1$ mm et $a_{p2} = 2$ mm d'autre part. Il est alors possible de constater aussi bien sur la **figure VI-20 a)** que sur la **figure VI-20 b)** que les courbes se superposent bien mais que les effets d'extrémité dépendent de la profondeur de passe utilisée pour les essais. Des différences d'amplitude assez nettes apparaissent en effet entre les deux séries de courbes, et ceci quelle que soit la composante de l'effort considérée. La **figure VI-20 c)** permet quant à elle de comparer l'incidence de l'engagement radial sur les effets d'extrémité. Il apparaît clairement que les cas $a_e = 4$ mm et $a_e = 20$ mm (rainurage) sont différents. Dans le cas du rainurage, les effets des deux dents se superposent et s'amplifient car l'effet est nettement plus prononcé (plus de deux fois) que dans le cas où $a_e = 4$ mm. Cette figure permet alors d'émettre certaines hypothèses par rapport à l'action des arêtes frontales : des problèmes de flexion de l'outil, vraisemblablement plus présents dans le cas du rainurage qu'avec un faible engagement radial, peuvent ainsi expliquer une action plus marquée de la deuxième dent pour $a_e = 20$ mm ; de plus, un engagement radial plus important implique une action des arêtes frontales sur un plus grand engagement, y compris à "l'arrière" de la fraise lorsque les arêtes latérales ne sont plus engagées dans la matière, mais que les arêtes frontales continuent de frotter sur le fond de la rainure.

Ainsi, l'analyse de l'action de l'extrémité de la fraise dans son ensemble montre que, à l'heure actuelle, il semble difficile d'établir une loi de coupe relative à l'effet d'extrémité. En effet, plusieurs paramètres influencent a priori les efforts dus au bout de la fraise : profondeur de passe axiale, engagement radial, angle d'hélice... et l'établissement d'une loi de coupe dédiée aux efforts issus de l'effet d'extrémité de la fraise constitue une étude en elle-même.

VI.2.3. Sensibilité de la loi de coupe

Ce paragraphe a pour but d'étudier la sensibilité de la loi de coupe qui a été déterminée précédemment (paragraphe VI.2.1). En effet, il est nécessaire de connaître l'influence d'une variation d'un des coefficients de la loi de coupe sur le résultat qu'elle donne, c'est-à-dire la modélisation des efforts. Pour cela, un critère devra être utilisé, représentant un écart entre des courbes de référence et les valeurs des efforts obtenues en faisant varier les coefficients de la loi de coupe.

Le critère utilisé Q est un critère de qualité de la loi de coupe et est défini par la relation (VI_28). Le nombre de points de calcul sur un tour de fraise est désigné par Np .

$$Q = \frac{1}{3} \times \left(\frac{1}{Np} \sum_{i=1}^{Np} |F_{x_i} - F_{xref_i}| + \frac{1}{Np} \sum_{i=1}^{Np} |F_{y_i} - F_{yref_i}| + \frac{1}{Np} \sum_{i=1}^{Np} |F_{z_i} - F_{zref_i}| \right) \quad (VI_28)$$

Q représente l'écart absolu moyen (en Newtons) entre les courbes d'évolution F_{xref} , F_{yref} et F_{zref} obtenues avec la loi de référence, et les valeurs F_x , F_y et F_z obtenues en modifiant les coefficients de la loi de coupe.

Le cas étudié est le suivant : une fraise cylindrique de diamètre 20 mm, à deux dents, d'angle d'hélice $\lambda_s = 20^\circ$, utilisée avec un engagement axial $a_p = 4$ mm, un engagement radial $a_e = 4$ mm et une avance $f_z = 0,1$ mm/dent.

La loi de référence est définie par les valeurs des coefficients suivantes :

$K_{\lambda e} = 0,58$	$K_{n0} = 15$	$K_{cf\lambda s} = 0$
$K_n = 3\,025$	$K_{cf0} = 0,56$	$F_{f0} = 25$
$K_{n\lambda s} = 0,1$	$K_{cf} = -1,8$	

Cette loi de référence est la meilleure loi supposée. Ses coefficients ont été déterminés sur un essai et constituent des valeurs de départ, de référence, pour l'étude de la robustesse de la loi. Le problème revient alors à observer l'écart engendré sur les efforts par une variation des valeurs des coefficients de la loi de coupe par rapport à cette référence par l'intermédiaire du critère de qualité Q . Ce critère est représentatif de l'écart entre les courbes de référence et les courbes obtenues après modification des coefficients. Les valeurs minimales de Q sont donc prioritairement recherchées.

L'observation des valeurs prises par le critère Q est effectuée dans différents cas. En effet, afin de mieux appréhender les coefficients dont les variations par rapport à la référence ont la plus grande influence sur les résultats de la loi de coupe, il est nécessaire de faire varier les coefficients les uns après les autres et de les considérer par couple pour observer leur influence réciproque.

- 1^{er} cas : couple $K_n - K_{n0}$

Les coefficients K_n et K_{n0} entrent directement dans l'expression de la composante normale F_n donnée par la loi de coupe.

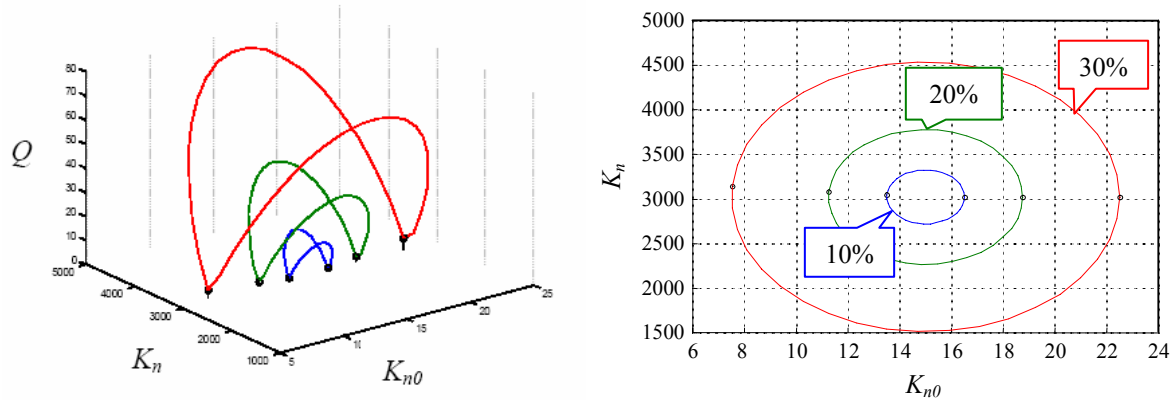


Figure VI- 21 : Evolution du critère Q en fonction des variations de K_n et K_{n0} .

La **figure VI-21** permet de constater que le long d'une courbe, c'est-à-dire sur le fond de la vallée, l'écart reste très faible sur les efforts, quelques Newtons. Au moment de l'identification, si le résultat expérimental est un peu modifié (erreurs de mesure, etc.), tous les points de cette ligne sont à peu près équiprobables. Plusieurs couples de coefficients (K_n, K_{n0}) sont donc possibles pour une même valeur d'effort, ce qui est gênant pour la stabilité de la loi de coupe et les bases de données qui peuvent en découler.

La composante F_n est sous la forme : $F_n = A(K_{n0} + K_n \cdot h)$, avec A incluant le terme relatif à l'influence de γ et l'épaisseur de coupe b . Si des points différents sont considérés sur le fond de la vallée, la composante F_n est représentée par les courbes de la **figure VI-22**, avec $A = 1$:

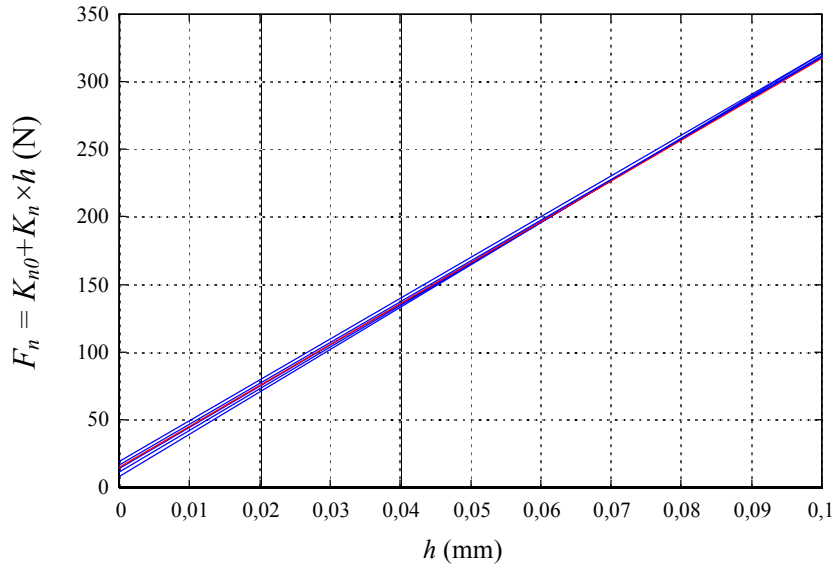


Figure VI- 22 : Evolution de la composante normale F_n en fonction de l'épaisseur de coupe h .

L'écart constaté sur la composante normale F_n est insignifiant pour les valeurs élevées de l'épaisseur de coupe h . Par contre, il est important en valeur absolue et surtout en valeur relative pour les faibles valeurs de l'épaisseur de coupe. Cela signifie que la loi de coupe est imprécise si les conditions d'usinage choisies entraînent de faibles valeurs de h : c'est le cas, par exemple, d'un usinage à faible engagement radial a_e ou à faible avance par dent f_z . En d'autres termes, la loi de coupe sera valable pour les situations d'usinage qui entraînent une épaisseur de coupe maximale, du même ordre de grandeur que celle qui résulte des conditions d'expérimentation.

Il est possible de remarquer que dans le cas d'usinage étudié, les épaisseurs de coupe sont à peu près équiréparties sur l'ensemble des segments actifs de l'outil aux différentes positions angulaires envisagées. La **figure VI-23** présente la répartition du nombre d'échantillons (donc de segments actifs) en fonction de l'épaisseur de coupe h . Ce nombre d'échantillons est calculé de la façon suivante : si chaque arête est divisée en p segments, que la fraise possède Z dents et que 360 positions angulaires sont considérées sur un tour de fraise, le nombre d'échantillons est égal au produit : $p \times Z \times 360$.

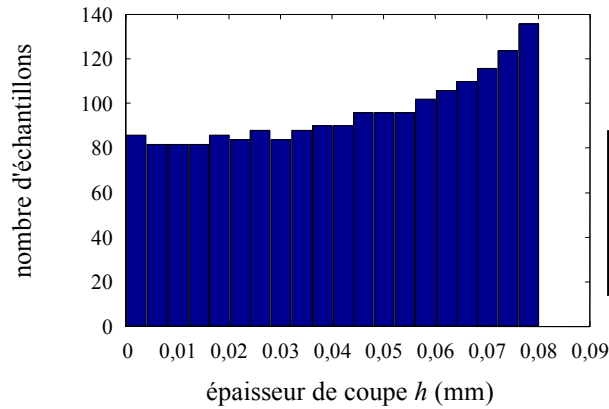


Figure VI- 23 : Répartition des épaisseurs de coupe sur l'ensemble des segments actifs de l'outil.

A priori, cette répartition ne favorise pas plus certaines valeurs de l'épaisseur de coupe h que d'autres. Il n'en est rien car les influences de K_n et K_{n0} sur les forces sont très différentes, comme le montre la **figure VI-24**.

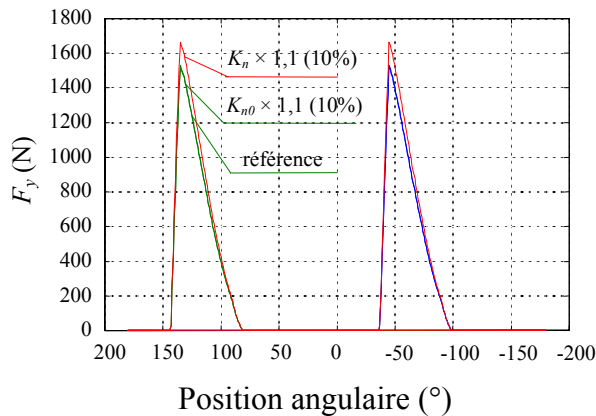


Figure VI- 24 : Influence des coefficients K_n et K_{n0} sur la composante F_y .

La **figure VI-24** montre que la variation de 10% de K_{n0} est imperceptible alors que celle de 10% de K_n est nettement visible sur la composante F_y . Il n'y a alors qu'une solution pour améliorer la qualité de la loi de coupe aux faibles épaisseurs de coupe. Il est nécessaire qu'un test soit effectué avec une faible épaisseur de coupe maximale, soit en diminuant l'avance par dent f_z , soit en travaillant à très faible engagement radial a_e . Cette dernière solution n'est pas très favorable car elle conduit à une coupe très discontinue et n'est pas favorable à la qualité des mesures. Il faut évidemment que les mesures soient de bonne qualité pour des valeurs faibles des efforts, en particulier, il faut un faible bruit de fond et un bon recalage du zéro.

Une procédure de détermination des coefficients K_n et K_{n0} possible est la suivante. Un premier essai à faible avance permet d'avoir une bonne estimation de K_{n0} (mais une mauvaise de K_n). Un essai à forte avance permet ensuite d'identifier K_n en fixant K_{n0} à la valeur déjà

trouvée. Chaque essai doit être dédoublé, comme cela a déjà été expliqué dans les paragraphes précédents, afin de pouvoir éliminer l'effet d'extrémité.

Une procédure d'identification unique portant sur les deux essais pourrait également être envisagée, mais il faudrait alors faire très attention à ce que les faibles épaisseurs de coupe aient le "même poids" que les fortes pour ne pas biaiser les résultats.

- 2^{ème} cas : K_{cf0} et K_n

Ces coefficients influent directement sur la répartition entre les composantes F_n et F_f , c'est-à-dire entre les trois composantes F_x , F_y et F_z . La **figure VI-25** présente l'évolution du critère Q en fonction de K_n et K_{cf0} .

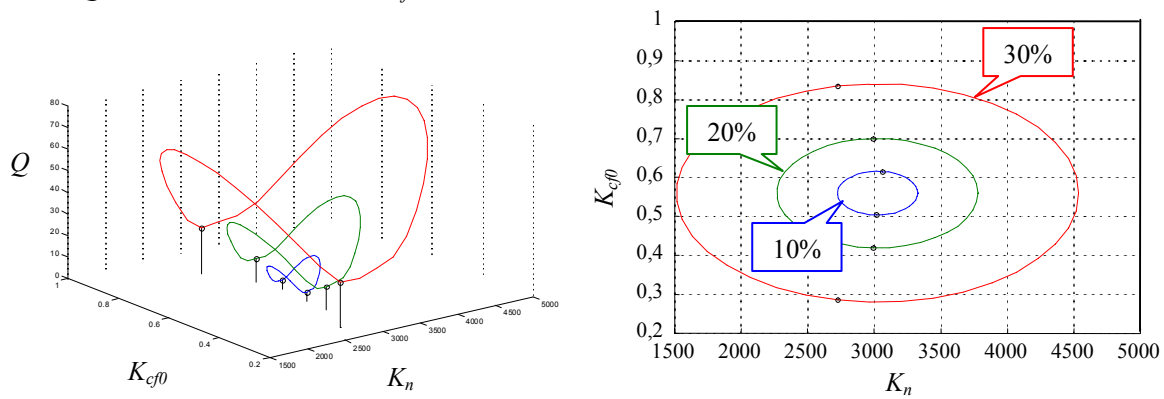


Figure VI- 25 : Evolution du critère Q en fonction des variations de K_n et K_{cf0} .

Bien que la sensibilité soit plus forte vis-à-vis de K_n que de K_{cf0} , il n'y a pas ici d'indétermination, mais un minimum bien marqué. Il semble donc qu'une bonne détermination de K_n entraîne une bonne détermination de K_{cf0} .

- 3^{ème} cas : K_{cf} et K_{cf0}

Le coefficient K_{cf} traduit l'influence de l'épaisseur de coupe h sur le coefficient de frottement C_f défini dans la loi de coupe par la relation VI_5. La **figure VI-26** montre l'évolution du critère Q en fonction des coefficients K_{cf} et K_{cf0} .

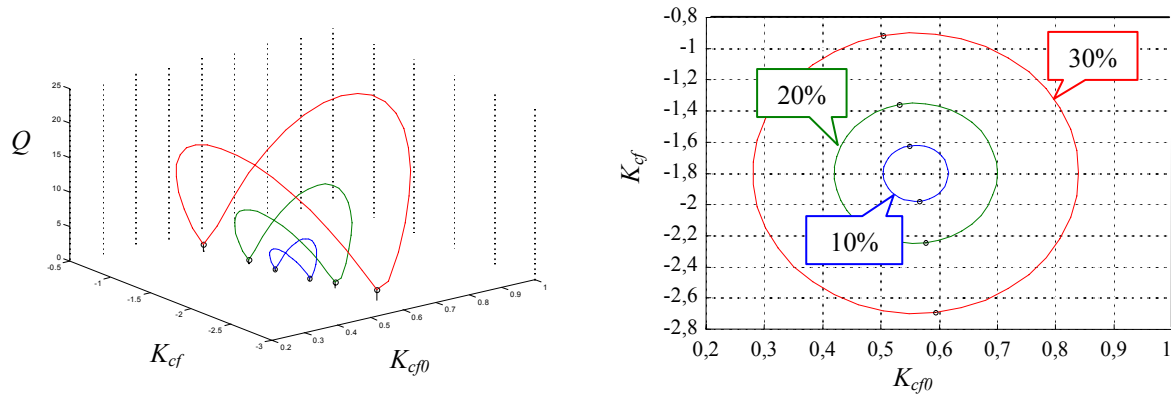


Figure VI- 26 : Evolution du critère Q en fonction des variations de K_{cf} et K_{cf0} .

La **figure VI-26** permet de se rendre compte que l'indétermination est très prononcée. On retrouve la situation du 1^{er} cas et l'épaisseur de coupe est encore en jeu avec les mêmes causes et effets. La procédure qui pourrait être envisagée est donc sensiblement identique à celle proposée pour la détermination des coefficients K_n et K_{n0} . Il s'agit d'effectuer deux types d'essais : un avec une faible avance permettant de déterminer l'un des coefficients, puis de le fixer à cette valeur pour déterminer le second coefficient en question à l'aide d'un essai avec une forte avance.

- 4^{ème} cas : K_{cf0} et $K_{\lambda e}$

Dans ce cas, les coefficients étudiés, K_{cf0} et $K_{\lambda e}$, permettent de jouer sur la répartition entre les composantes F_g et F_a de l'effort.

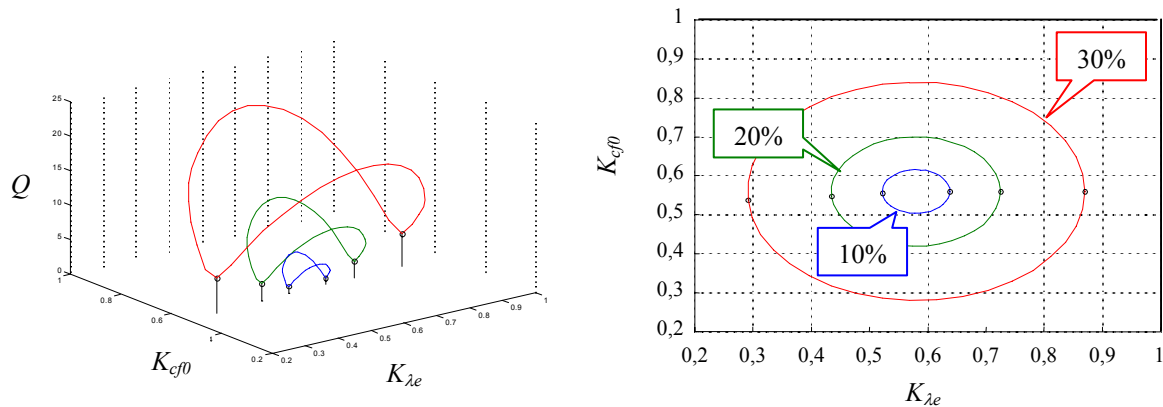


Figure VI- 27 : Evolution du critère Q en fonction des variations de K_{cf0} et $K_{\lambda e}$.

La **figure VI-27** montre l'évolution du critère Q en fonction des coefficients K_{cf0} et $K_{\lambda e}$. Elle permet de voir que l'indétermination est peu marquée, mais qu'elle existe cependant. Ce point devra être examiné pour trouver les meilleures stratégies de détermination de $K_{\lambda e}$.

- 5^{ème} cas : F_{f0} et K_{cf0}

On retrouve une situation analogue à celle de K_n et K_{n0} (**figure VI-28**).

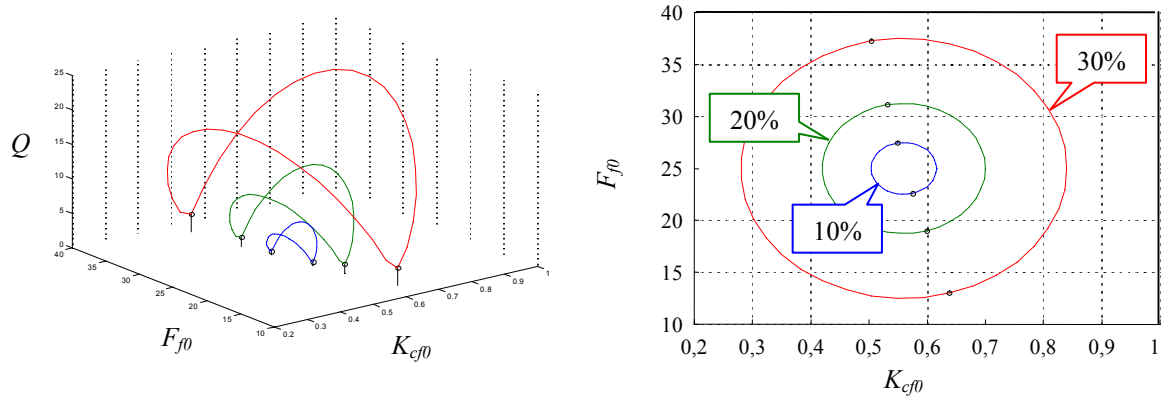


Figure VI- 28 : Evolution du critère Q en fonction des variations de K_{cf0} et F_{f0} .

- Autres cas

Il existe certainement d'autres couples de coefficients à examiner. Des indéterminations ternaires qui coupleraient trois coefficients ne peuvent pas être exclues également.

- Conclusions

D'après les cas présentés précédemment, il apparaît que les couples concernant les coefficients K_{n0} , K_n , K_{cf0} , K_{cf} et F_{f0} posent des problèmes particuliers lors de leur identification. En effet, ces coefficients sont directement liés à l'épaisseur de coupe qui varie tout au long de l'arête et selon la position angulaire. Les indéterminations doivent être levées par des essais complémentaires impliquant des épaisseurs de coupe maximale différentes, comme cela a été développé pour le 1^{er} cas ($K_n - K_{n0}$).

La détermination de $K_{\lambda e}$ ne semble quant à elle pas poser trop de problèmes.

En ce qui concerne les coefficients « du deuxième ordre » liés à l'angle d'hélice ($K_{n\lambda s}$ et $K_{cf\lambda s}$) ou à l'angle de coupe (K_{ng} et $K_{c\lambda g}$), ils posent certainement des problèmes spécifiques. Si l'angle d'hélice et l'angle de coupe sont constants sur l'outil, il faut disposer de plusieurs

outils différents pour les identifier. Les variations en fonction de l'angle d'hélice ou de l'angle de coupe peuvent être étudiées directement. La détermination des valeurs est simple.

Par contre, si des outils à angle d'hélice variable ou à angle de coupe variable sont envisagés, il y a à nouveau nécessité d'utiliser une approche inverse, certainement avec tous les problèmes d'indétermination déjà évoqués, mais compliqués par l'augmentation du nombre de paramètres. L'identification d'une loi de coupe ne semble pas possible de façon robuste dans ce cas. Une loi de coupe valable pour la configuration d'expérimentation pourra peut-être être déterminée, mais elle risque de ne pas être utilisable pour des situations différentes. Ceci va à l'encontre d'une stratégie de couple arête – matière. En effet, il pourrait être envisagé d'identifier tous les coefficients de la loi de coupe liés à la variation de l'angle de coupe, par exemple, en une seule fois, grâce à la variation de cet angle le long de l'arête. Toutefois, cette supposition s'avère soumise à trop d'hypothèses pour que ce soit réaliste : trop d'inconnues subsistent en effet à propos de la préparation de l'arête sur toute sa longueur en cas de variation de l'angle de coupe, de l'angle de direction d'arête K_r ... De plus, cette solution suppose également qu'il n'y ait pas d'erreurs expérimentales et que le modèle de coupe soit parfait ! Toutes ces hypothèses semblent donc difficiles à réaliser. L'analyse préalable sur fraise cylindrique paraît par conséquent incontournable.

VI.3. Choix des essais pour la loi de coupe présentée

Finalement, pour la loi "Llin0nfle4g" qui est utilisée dans cette étude pour déterminer les efforts de coupe mis en jeu pendant l'opération de fraisage, le choix des essais optimal doit répondre à certaines exigences : il y a nécessité de faire changer toutes les variables présentes dans la loi de coupe (h, b, λ_s, γ) afin de déterminer les dix constantes de la loi.

- **Constantes liées à b :**

En fait, aucune constante de la loi n'est liée à la largeur de coupe b puisque toutes les expressions des composantes d'efforts sont proportionnelles à b . Il n'y a donc, a priori, pas besoin de faire varier la profondeur de passe a_p . Toutefois, la variation de la profondeur de passe a_p est nécessaire pour éliminer l'effet d'extrémité de la fraise. Deux valeurs de a_p au minimum doivent donc être choisies.

- Constantes liées à h :

L'épaisseur de coupe h est directement liée à l'avance par dent f_z , mais h varie naturellement au cours de la rotation de la fraise. A priori, une seule valeur de l'avance par dent f_z permet de balayer toutes les valeurs de h entre 0 et f_z , en rainurage. Une seule valeur de l'avance est donc nécessaire à la détermination des coefficients de la loi de coupe liés à h .

- Constantes liées à λ_s :

Le coefficient $K_{\lambda e}$, lié à l'angle d'hélice dans la loi de coupe, est déterminé grâce à un rapport effectué entre les composantes de l'effort. Un seul outil d'angle d'hélice non nul suffit donc a priori pour le calculer.

Le coefficient $K_{n\lambda s}$ quant à lui n'intervient qu'une seule fois dans la loi. Deux valeurs de λ_s sont donc nécessaires à sa détermination.

- Constantes liées à γ :

De la même façon que pour $K_{n\lambda s}$, deux valeurs de γ sont nécessaires pour déterminer K_{ng} .

Ainsi, huit essais semblent être nécessaires au minimum pour mettre en place la loi de coupe. Toutefois, une certaine redondance est indispensable pour s'assurer de la qualité du modèle. En effet, la pertinence du modèle doit être testée et le fait de réaliser des essais supplémentaires permet également de lisser les effets de dispersion dus aux erreurs expérimentales.

Une campagne d'essais en rainurage avec quatre outils caractérisés par (λ_{s1}, γ_1) , (λ_{s2}, γ_2) , (λ_{s3}, γ_3) et (λ_{s4}, γ_4) permet de façon sûre de déterminer la loi de coupe et ses constantes, mais ce n'est peut-être pas le minimum nécessaire.

De plus, en ce qui concerne le choix des valeurs de λ_s , γ , f_z et a_p , il est préférable, si possible, d'encadrer le domaine d'application visé et défini par la méthodologie du COM.

Chapitre VII :

Application aux Outils de la Même Famille

VII. APPLICATION AUX OUTILS DE LA MEME FAMILLE

Ce chapitre présente l'étape suivante de la vérification de la validité de la loi de coupe déterminée grâce à des essais réalisés sur des fraises cylindriques en carbure monobloc, de diamètre 20 mm, à deux dents. De nouvelles séries d'essais ont donc été effectuées avec des fraises en carbure monobloc, mais dont le diamètre, le nombre de dents ou la géométrie globale sont différents de ceux des fraises utilisées lors des étapes précédentes (**Annexes G et H**). Bien sûr, ces essais sont également réalisés en tenant compte du domaine d'utilisation des outils défini par le COM.

Les résultats de l'application de la loi de coupe déterminée précédemment à des outils de la même famille, mais présentant des différences significatives avec les outils utilisés pour l'identification sont illustrés dans les paragraphes suivants.

Les coefficients de la loi de coupe utilisée sont :

$$K_{le} = 0,446$$

$$K_{cf} = -1,95$$

$$K_{n0} = 18$$

$$K_{cfls} = 0$$

$$K_n = 2\,407$$

$$F_{j0} = 28$$

$$K_{nls} = 0,708$$

$$K_{ng} = -0,012$$

$$K_{cf0} = 0,569$$

$$K_{cfg} = 0$$

Il est de plus à noter que cette loi n'est valable qu'en fraisage latéral pur. En conséquence, il est nécessaire d'éliminer l'effet d'extrémité avant de pouvoir effectuer une comparaison, ce qui se fait par soustraction des essais.

VII.1. Fraises cylindriques de diamètre et de nombre de dents différents

VII.1.1. Variation du diamètre des fraises

L'objectif de ce paragraphe est de présenter les résultats obtenus en comparant les efforts prédits par application de la loi de coupe et ceux mesurés lors des essais réalisés. Les

essais ont été effectués avec des fraises en carbure monobloc, à deux dents, de même matériau et même préparation d'arête que les fraises utilisées pour l'identification de la loi de coupe, mais de diamètre 12, 16 ou 20 mm.

La **figure VII-1** correspond aux trois composantes de l'effort de coupe dans le repère fixe lié à la pièce ($\vec{x}, \vec{y}, \vec{z}$) pour deux diamètres de fraises différents. Elle présente la superposition des courbes expérimentales et modélisées. La courbe expérimentale (mesurée) représente en fait un essai expérimental "fictif" puisqu'elle est issue de la soustraction de deux essais réels, afin d'éliminer l'effet d'extrémité et ainsi recréer un essai en fraisage latéral pur dont les valeurs d'efforts peuvent être comparées avec celles obtenues grâce à la modélisation de l'action des arêtes latérales. Le modèle a été obtenu par application de la loi de coupe pour un essai de profondeur de passe équivalente à celle de l'essai expérimental ainsi créé.

Les conditions de coupe correspondant aux valeurs de la **figure VII-1** sont les suivantes : $V_c = 127$ m/min ; $f_z = 0,1$ mm/dent ; $a_p = 2,5$ mm, $a_e = 9$ mm. Les fraises utilisées dans les cas des **figures VII-1 a) et b)** possèdent un angle de coupe $\gamma = 10^\circ$.

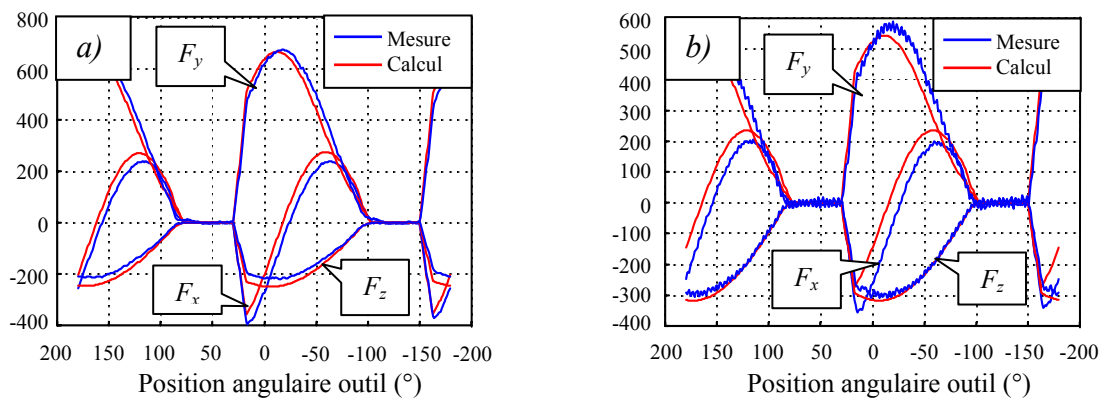


Figure VII- 1 : Composantes de l'effort de coupe pour des fraises cylindriques à 2 dents :

- a) de diamètre 12 mm, $\lambda_s = 30^\circ$ et
- b) de diamètre 16 mm, $\lambda_s = 45^\circ$.

Il est alors possible de constater qu'à l'entrée de l'outil dans la matière, le front montant n'a pas la même durée sur la courbe calculée ou sur la courbe obtenue par expérimentation. Plusieurs interprétations de cette différence sont possibles : cela peut provenir d'un léger désaccord entre l'angle d'hélice supposé et l'angle réel. Il est également envisageable qu'il y ait

une certaine imprécision au niveau de la procédure de soustraction pour éliminer l'effet d'extrémité, les courbes résultantes équivalentes à un essai en fraisage latéral pur ne correspondant en fait pas tout à fait à la réalité dans cette hypothèse. Enfin, il est possible que l'engagement radial considéré soit aussi un peu faussé entre la valeur utilisée pour le calcul et la valeur réelle de l'expérimentation.

Toutefois, un bon accord entre les valeurs expérimentales et les valeurs calculées peut être noté, d'autant plus que la modélisation réalisée ne tient pas compte de l'excentration possible de l'outil alors qu'elle est forcément présente dans les mesures expérimentales. Les faibles écarts constatés entre les deux types de courbes (entre 10 et 12 % maximum) signifient donc que la loi de coupe telle qu'elle a été déterminée au chapitre VI s'applique tout à fait au cas de fraises dont le diamètre diffère de celui des fraises utilisées pour l'identification de la loi de coupe, quel que soit par exemple leur angle d'hélice.

VII.1.2. Variation du nombre de dents des fraises

La **figure VII-2** présente quant à elle le même type de courbes, mais cette fois-ci, avec modification du nombre de dents des fraises. De la même façon que précédemment, les courbes expérimentales ont été déduites de la soustraction de deux essais réalisés afin d'éliminer l'effet d'extrémité des fraises, et les courbes modélisées ont été obtenues par application de la loi de coupe sur un essai dont les conditions de coupe correspondent à celles de l'essai expérimental (vitesse de coupe, avance, profondeur de passe axiale et engagement radial identiques). Les conditions de coupe utilisées pour les essais de la **figure VII-2** sont : $V_c = 127$ m/min, $f_z = 0,1$ mm/dent, $a_p = 2$ mm, $a_e = 15$ mm.

La **figure VII-2 a)** présente les résultats obtenus après soustraction de deux essais réalisés avec des profondeurs de passe $a_{p1} = 4$ mm et $a_{p2} = 1$ mm, avec une fraise à trois dents, la **figure VII-2 b)** propose les résultats de la soustraction des essais effectués avec une fraise à quatre dents et des profondeurs de passe $a_{p1} = 3$ mm et $a_{p2} = 1$ mm, et la **figure VII-2 c)** est quant à elle relative à l'expérimentation avec une fraise à cinq dents et des profondeurs de passe $a_{p1} = 2$ mm et $a_{p2} = 0,5$ mm.

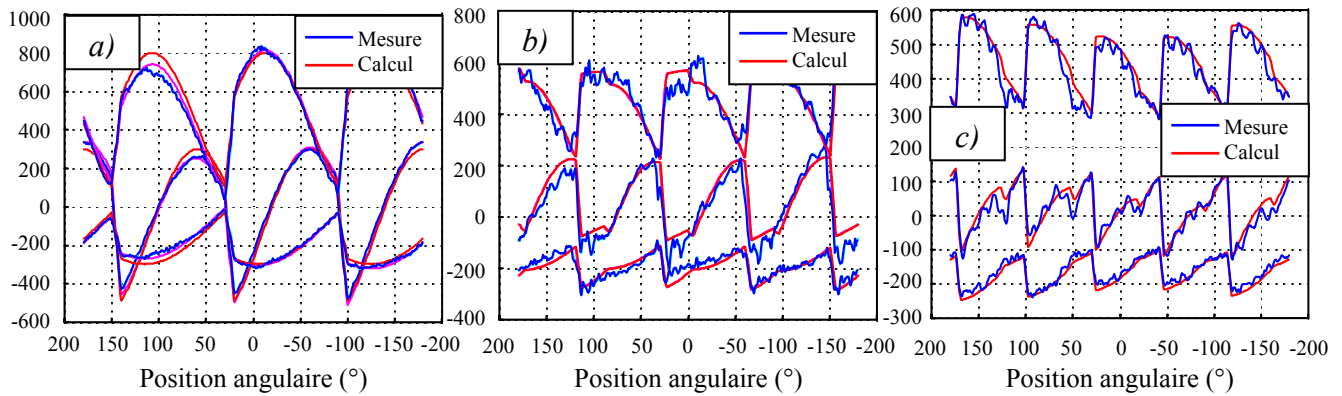


Figure VII- 2 : Composantes de l'effort de coupe pour des fraises cylindriques de diamètre 20 mm, $\lambda_s = 30^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, à 3 dents a), à 4 dents b) et à 5 dents c).

Sur la **figure VII-2**, les courbes du modèle sont corrigées en faisant intervenir un défaut d'excentration de l'outil. Dans ce cas également, la **figure VII-2** permet de constater qu'il existe un bon accord entre les deux courbes, l'une expérimentale, l'autre modélisée. Les résultats obtenus dans ce cas montrent que la loi de coupe identifiée sur des fraises cylindriques d'un diamètre donné peut parfaitement être appliquée à des fraises semblables mais dont le nombre de dents diffère.

Ainsi, les résultats des **figures VII-1 et VII-2** montrent que la loi de coupe identifiée sur un outil de la famille d'outils considérée peut tout à fait être appliquée dans le cas d'opérations d'usinage avec des fraises de la même famille, et de la même forme globale, dont seuls le nombre de dents et le diamètre varient par rapport aux outils utilisés pour l'identification de la loi.

VII.2. Fraises hémisphériques et rayonnées

Après avoir testé la validité de la loi de coupe sur des fraises de même forme que celles utilisées pour l'identification de la loi de coupe mais dont un des paramètres géométriques globaux diffère, ce paragraphe a pour objectif de vérifier la possibilité d'application de la loi de coupe sur des fraises de la même famille mais de forme globale autre que cylindrique. Des essais ont donc été menés en utilisant des fraises dont la définition de l'arête coupante au niveau local est identique à celle des outils précédemment utilisés mais dont la forme est hémisphérique ou rayonnée. Cependant, afin d'éviter de faire intervenir la

coupe au centre qui n'est pas étudiée dans cette étude, les essais ont été effectués uniquement avec des fraises inclinées. Il n'y a donc pas d'effet d'extrémité à prendre en compte dans ce cas.

La **figure VII-3** présente les résultats obtenus dans le cas de l'usinage avec une fraise hémisphérique utilisée avec une inclinaison de 30° perpendiculairement à la direction d'avance. Les conditions de coupe correspondantes aux courbes d'efforts de la **figure VII-3** sont :

$$V_c = 127 \text{ m/min}, f_z = 0,1 \text{ mm/dent}, a_p = 2 \text{ mm}, a_e = 1 \text{ mm}.$$

Toutefois, cette fois-ci, les courbes présentées diffèrent nettement de celles des **figures VII-1 et VII-2** car les essais ont été menés avec des engagements axiaux et radiaux faibles. Les courbes expérimentales ont été recalées angulairement car lors des essais, aucune référence angulaire précise n'était à disposition, et les courbes de modélisation ont été calculées avec adaptation de l'excentration, c'est-à-dire en introduisant une excentration "artificielle" afin de vérifier si le modèle s'adapte effectivement bien au cas des fraises hémisphériques. En effet, un engagement faible conduit à de faibles épaisseurs de coupe qui entraînent une influence accrue de l'excentration de l'outil, ce qui apparaît sur les courbes de la **figure VII-3**, alors que le modèle simple permet simplement d'obtenir des courbes de même niveau d'effort maximal sur les deux dents.

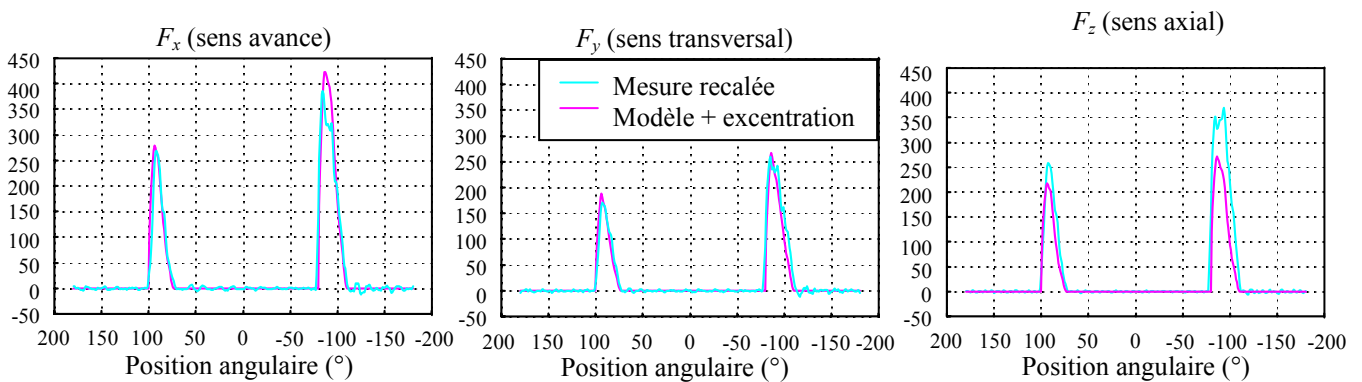


Figure VII- 3 : Composantes de l'effort de coupe pour une fraise hémisphérique de diamètre 20 mm, 2 dents, d'angle d'hélice $\lambda_s = 30^\circ$, d'angle de coupe $\gamma = 10^\circ$.

La **figure VII-3** permet de se rendre compte que l'accord entre les deux séries de courbes est moins bon dans ce cas que lors de l'application de la loi de coupe sur des fraises cylindriques avec un diamètre ou un nombre de dents différents de ceux des fraises utilisées pour l'identification de la loi, notamment en ce qui concerne la composante F_z , même s'il reste

tout à fait acceptable puisqu'il est de l'ordre de 20 %. Une des explications possibles des écarts est la suivante : il faut noter que la fraise hémisphérique a été utilisée avec une épaisseur de coupe moyenne de 0,02 mm au lieu de 0,08 mm pour les essais d'identification réalisés en rainurage sur les fraises cylindriques avec une avance $f_z = 0,1$ mm/dent, ce qui peut expliquer les différences constatées entre les valeurs expérimentales et les valeurs calculées.

En effet, il faut considérer la répartition de l'effort F_f le long de l'arête et l'influence des composantes F_f et F_n (sur lesquelles est basée l'identification des coefficients) sur les composantes F_x , F_y et F_z . La **figure VII-4** est une représentation de la répartition de l'effort F_f le long d'une arête de la fraise hémisphérique inclinée.

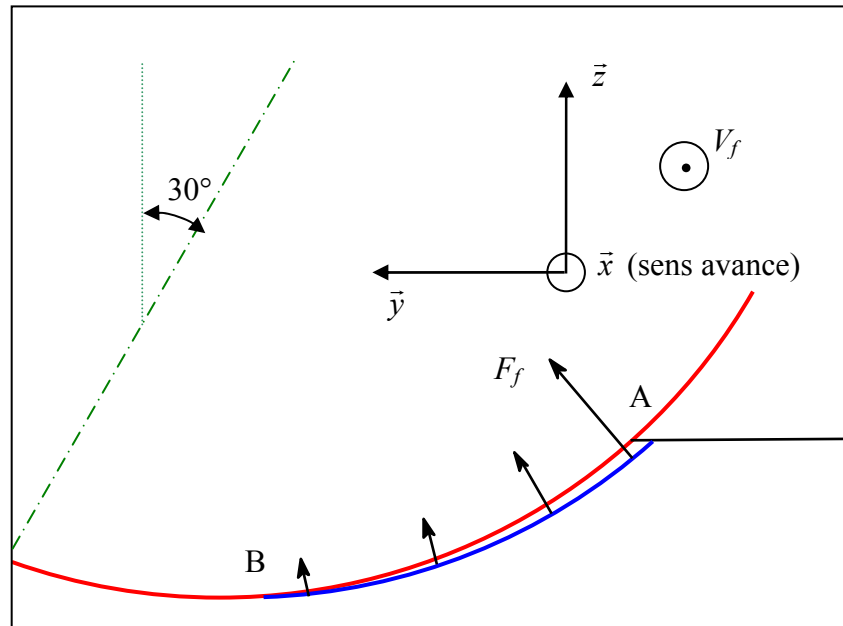


Figure VII- 4 : Répartition de l'effort F_f le long de l'arête de la fraise hémisphérique.

Les conditions de l'essai considéré sont telles que l'engagement de la fraise est faible et l'arête est proche du plan $(\bar{y}, \bar{z})$. La composante F_x provient surtout de la composante F_n , elle-même proche de l'action tangentielle, à l'angle de coupe γ près. La **figure VII-4** permet de se rendre compte que la composante F_y dépend essentiellement de F_f , surtout pour les valeurs les plus fortes de l'épaisseur de coupe h (vers le point A), tandis que la composante F_z dépend de F_f sur toute la longueur de l'arête engagée, y compris aux très faibles valeurs de l'épaisseur de coupe h (vers le point B).

Etant donné que l'identification de la loi de coupe a été effectuée à partir d'essais de rainurage, il est possible que la composante F_f soit minorée aux faibles valeurs de h , car ces valeurs sont couvertes par les influences, plus importantes, des grandes valeurs de h . Tout ceci

est une explication possible des écarts constatés entre les composantes mesurées et les valeurs calculées sur la **figure VII-3**.

Afin d'étayer cette hypothèse, le coefficient F_{f0} de la loi de coupe, dont l'influence porte sur les faibles épaisseurs de coupe, peut être légèrement augmenté. En modifiant sa valeur et en le fixant arbitrairement à $F_{f0} = 40$ (au lieu de 28) par exemple, les résultats obtenus sont présentés sur la **figure VII-5**. Les engagements axial et radial sont toujours : $a_p = 2$ mm et $a_e = 1$ mm.

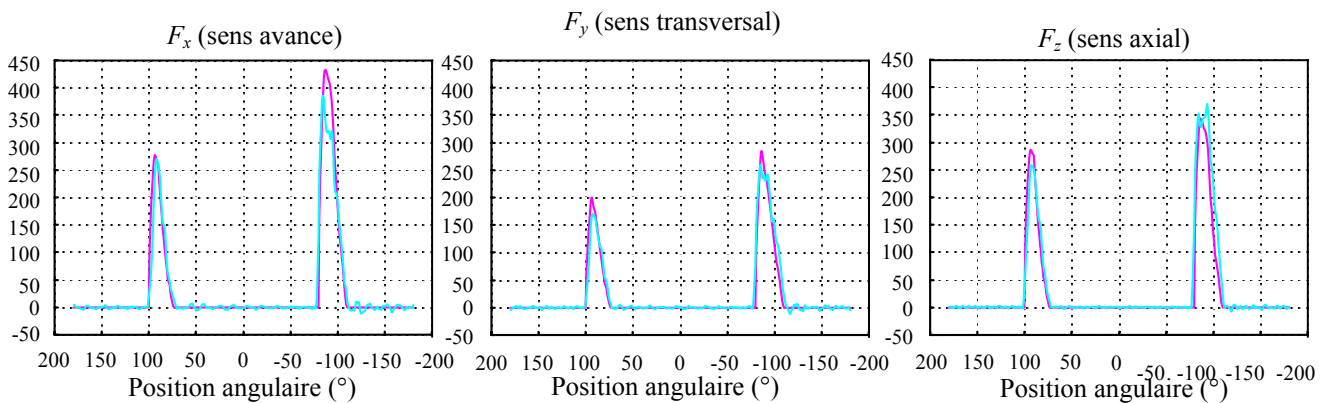


Figure VII- 5 : Composantes de l'effort de coupe pour une fraise hémisphérique de diamètre 20 mm, 2 dents, d'angle d'hélice $\lambda_s = 30^\circ$, d'angle de coupe $\gamma = 10^\circ$, après modification du coefficient F_{f0} .

Il est alors possible de constater, sur la **figure VII-5**, que les résultats sont à peu près identiques à ceux de la **figure VII-3** en ce qui concerne les composantes F_x et F_y mais qu'ils sont nettement améliorés pour la composante F_z .

De même, en considérant des essais avec une avance $f_z = 0,06$ mm/dent ou une inclinaison de la fraise plus importante (60° par exemple), c'est-à-dire des cas où l'épaisseur de coupe est plus faible encore que lors des essais des **figures VII-3 et VII-5**, les résultats montrent un accord moins bon entre les valeurs expérimentales et les valeurs calculées que pour les cas du paragraphe VII-1. Toutefois, par la même procédure que précédemment, les résultats peuvent être améliorés en modifiant la valeur du coefficient F_{f0} . Les résultats sur la composante F_z après modification sont présentés sur la **figure VII-6**. La profondeur de passe et l'engagement radial sont inchangés : $a_p = 2$ mm et $a_e = 1$ mm.

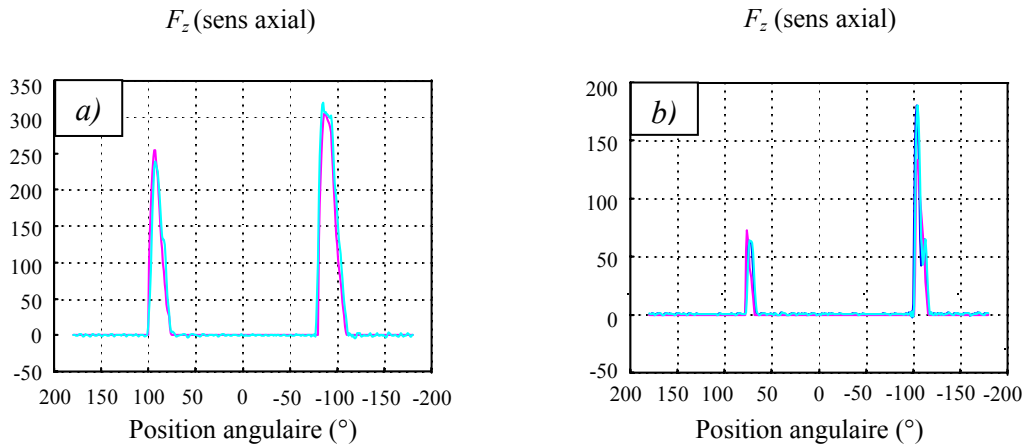


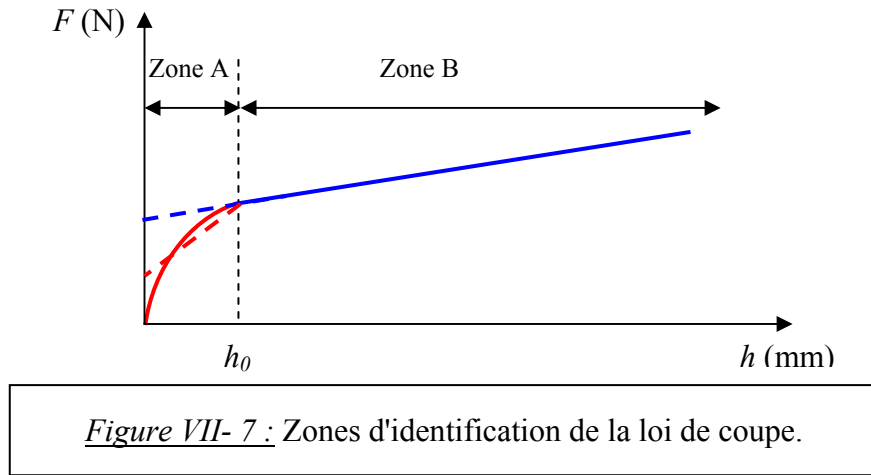
Figure VII- 6 : Composantes de l'effort de coupe pour une fraise hémisphérique de diamètre 20 mm, 2 dents, d'angle d'hélice $\lambda_s = 30^\circ$, d'angle de coupe $\gamma = 10^\circ$, après modification du coefficient F_{f0} , pour une avance $f_z = 0,06$ mm/dent a) et une inclinaison de 60° b).

Cependant, même si une modification du coefficient F_{f0} améliore les résultats (**figure VII-6**), ce coefficient n'est certainement pas le seul en cause et d'autres coefficients de la loi de coupe pourraient également être modifiés afin d'améliorer l'accord entre les courbes expérimentales et modélisées. Cette procédure n'est donc pas tout à fait satisfaisante.

Il s'avère donc que l'identification réalisée lors d'essais de rainurage est insuffisante pour prédire les efforts dans les cas de faibles épaisseurs de coupe et donc lors d'opérations de finition. Par conséquent, l'identification devrait être complétée avec d'autres essais afin de préciser les choses sur les faibles épaisseurs de coupe. Des essais à faible engagement radial a_e ou à faible avance f_z peuvent être envisagés. Tester de faibles avances présenterait l'avantage de continuer les essais d'identification en rainurage où les conditions de mesure restent plus précises qu'à faible engagement radial, mail il faut toutefois veiller à ne pas sortir du domaine de fonctionnement déterminé par le COM et, entre autres, à ne pas descendre en dessous de l'avance minimale f_{zmin} .

Ainsi, les deux paragraphes précédents montrent la possibilité d'utiliser une loi de coupe unique pour une large famille d'outils, à condition que le type d'arête coupante reste identique. La loi de coupe, identifiée à partir de quelques essais sur un nombre limité d'outils de la famille, peut être appliquée à d'autres outils de la même famille et ce, dans des conditions d'utilisation très variées. La nécessité d'un modèle pour l'action de l'extrémité est toutefois rappelée ici. Par suite, le comportement d'une famille d'outils dans un matériau donné peut alors être prévu, en termes d'efforts de coupe, avec précision.

Cependant, les derniers résultats de ce paragraphe laissent à penser qu'une différenciation pourrait être envisagée entre les conditions de finition et les conditions d'ébauche. La **figure VII-7** permet d'illustrer les améliorations possibles par cette voie.



Sur la **figure VII-7**, deux zones peuvent être distinguées : la zone A correspond à des épaisseurs de coupe faibles, donc à du travail de finition, tandis que la zone B se situe sur des épaisseurs de coupe plus importantes qui se retrouvent lors d'opérations d'ébauche. Dans le cas de la fraise hémisphérique, la loi de coupe utilisée a été identifiée sur la zone B et est appliquée pour des épaisseurs de coupe de l'ordre de grandeur de celles de la zone A (courbe en pointillés bleue). Une meilleure corrélation entre les valeurs expérimentales et les valeurs calculées pourrait être obtenue en identifiant réellement une loi de coupe de finition sur la zone A (courbe en pointillés rouge). Sur la **figure VII-7**, il est possible de se rendre compte que même si la forme de la loi de coupe ne correspond pas tout à fait à la forme réelle des signaux d'efforts en fonction de l'épaisseur de coupe, le fait d'effectuer l'identification d'une loi de coupe en finition donnerait de toutes façons de meilleurs résultats que l'application d'une loi de coupe d'ébauche dans des conditions à faibles valeurs d'épaisseur de coupe. La caractérisation du CAM n'en serait alors que plus complète mais cela nécessite de reconsidérer le choix des essais à effectuer et la procédure pour identifier la loi de coupe.

Chapitre VIII :

Conclusions et Perspectives

VIII. CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Les résultats obtenus au cours de cette étude montrent qu'il est possible d'utiliser une loi de coupe unique prenant en compte les influences des angles d'hélice et de coupe, pour une large famille d'outils, à condition qu'ils respectent la définition de "famille" donnée au chapitre I, c'est-à-dire qu'ils utilisent le même type d'arête. Cette relation de coupe, dont la forme a été déterminée grâce à des essais préliminaires, a été identifiée sur la base d'une procédure semi empirique, mêlant acquis théoriques de la modélisation du phénomène de coupe et expérimentation. Le concept du CAM permet donc d'établir cette relation de coupe grâce à un nombre limité d'essais portant sur quelques outils de la famille, de préférence à géométrie cylindrique.

Il est par conséquent possible de caractériser avec précision le comportement d'une famille d'outils dans un matériau donné, à condition que les paramètres de coupe soient choisis dans le domaine de fonctionnement défini par la méthodologie du COM. La relation de coupe obtenue permet de prévoir ultérieurement les efforts de coupe subis par un outil appartenant à la famille ainsi caractérisée, dans des conditions d'utilisation variées.

Toutefois, les derniers résultats ont montré que la relation de coupe et la procédure d'identification peuvent encore être améliorées, notamment pour traiter efficacement les cas des faibles épaisseurs de coupe. Le chapitre VII a permis de se rendre compte que les essais d'identification doivent couvrir toute la gamme d'utilisation, en termes d'épaisseur de coupe, des outils de la famille et qu'il serait peut-être nécessaire de développer une loi de coupe spécifique pour les faibles valeurs de l'épaisseur de coupe. De même, dans le chapitre VI, il apparaît que l'identification d'une loi pour les effets d'extrémité s'avère délicate. Néanmoins, il est nécessaire qu'un modèle soit développé pour rendre compte des effets liés à l'extrémité des outils car ceux-ci deviennent prépondérants lors des opérations d'usinage à faibles profondeurs de passe axiale. De plus, ce modèle pourrait se révéler intéressant pour prévoir les efforts de coupe mis en jeu au cours d'opérations de plongée oblique ou de tréflage par exemple. En effet, la configuration d'usinage de ces deux procédés utilise prioritairement les arêtes frontales : les arêtes frontales et les arêtes latérales voient leurs rôles inversés dans ces configurations. Les premières deviennent les arêtes primaires et les dernières les arêtes secondaires.

Ces conclusions amènent à penser que d'autres voies de recherche pourraient être envisagées pour compléter ces travaux. En effet, la différenciation de lois de coupe d'ébauche et de finition possédant des domaines d'identification différents ou le développement de lois de coupe relatives aux effets d'extrémité constituent une première direction d'étude. Il est également possible d'envisager plusieurs sous-familles dans la famille d'outils considérée et de mesurer les influences sur les efforts de coupe de la variation du revêtement par exemple, de l'angle de dépouille, ou encore de la préparation d'arête dont l'influence apparaît comme très importante sur la direction des efforts et sur leur norme. L'intégration de l'étude de la préparation d'arête dans le modèle semble donc une perspective principale à ces travaux, d'autant que ce genre d'étude constituerait de plus une aide à la conception et au choix d'outils.

D'autre part, l'étude des efforts de coupe et l'application de la loi de coupe n'ont été effectuées, pour l'instant, que sur des outils monobloc. Une des perspectives possibles serait alors d'envisager le cas des outils à plaquettes. Dans ce cas, la géométrie diffère généralement des outils monobloc par l'introduction de brise-copeaux et une des difficultés à considérer est la mise en position variable, d'une plaquette à l'autre, sur le corps de l'outil.

Une des limites des travaux présentés dans ce mémoire est que les essais et la procédure d'identification de la loi de coupe ont été mis en place sur un seul matériau. D'autres travaux sont en cours afin de vérifier si cette étude est applicable pour différents matériaux et les premiers résultats sont positifs. Afin d'élargir encore le champ d'action de cette étude, un classement par familles de l'ensemble des matériaux usinés pourrait même être envisagé ; l'observation de l'influence de la dureté d'un matériau par exemple sur les efforts de coupe et sa modélisation éventuelle constituent des pistes à explorer.

Après une analyse détaillée des efforts de coupe par le Couple Arête-Matière et dans l'optique d'optimiser la préparation de l'usinage, une question supplémentaire se pose : est-il possible de remonter à la définition des zones de fonctionnement du COM pour un autre outil de la même famille ? Si la réponse est positive, alors le nombre d'essais à effectuer n'en sera que restreint et l'objectif de diminution des temps et des coûts sera atteint. Toutefois, la méthodologie du COM introduit une notion qui n'a pas été prise en compte au cours de ces travaux : l'usure des outils. Effectivement, son influence éventuelle sur les coefficients de la loi de coupe porte à interrogation et constitue à elle seule un sujet d'étude pouvant encore améliorer nos travaux. Les efforts de coupe pourraient alors non seulement être prédits en fonction du temps mais en intégrant l'usure de l'outil en plus.

Enfin, dans le cadre d'une préparation d'usinage optimisée, les logiciels de FAO tiennent une grande place et le genre de procédure qui a été mise en place lors de cette thèse pourrait tout à fait être intégrée dans un simulateur afin d'adapter entre autres les trajectoires des outils en fonction des efforts de coupe développés en cours d'usinage. Ceci pourrait par exemple apporter une aide dans le cadre de l'optimisation de nouvelles trajectoires, telles que le tréflage, les trajectoires trochoïdales ou encore les opérations d'usinage à arc d'engagement constant, avec une modification automatique de stratégie de la part du logiciel en fonction des efforts.

Références Bibliographiques

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [ABR, 98] 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.
- [ALT, 96] Y. Altintas, P. Lee, *A General Mechanics and Dynamics Model for Helical End-Mills*, Annals of the CIRP, Vol. 45/1, pp. 59-64, 1996.
- [ALT, 98] 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.
- [ALT, 99] 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.
- [ALT, 00] Y. Altintas, *Manufacturing Automation, Metal Cutting Mechanics*, Machine Tool Vibrations and CNC Design, Cambridge University Press, 2000.
- [ALT, 01] Y. Altintas, S. Engin, *Generalized Modeling of Mechanics and Dynamics of Milling Cutters*, Annals of the CIRP, Vol. 50/1, pp. 25-30, 2001.
- [ARM, 69a] E.J.A. Armarego, R.H. Brown, *The Machining of Metals*, Prentice-Hall, 1969.
- [ARM, 69b] 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.
- [ARM, 85] E.J.A. Armarego, R.C. Withfield, *Computer Based Modelling of Popular Machining Operations for Force and Power Predictions*, Annales du CIRP, Vol. 34 / 1, pp. 65-69, 1985.
- [ARM, 91] E.J.A. Armarego, N.P. Deshpande, *Computerized End-Milling Force Predictions with Cutting Models Allowing Excentricity and Cutter Deflections*, Annals of the CIRP Vol. 40/1, pp. 25-29, 1991.
- [ARM, 93a] E.J.A. Armarego, N.P. Deshpande, *Force Prediction Models and CAD/CAM Software for Helical Tooth Milling Processes. Part I: Basic Approach and Cutting Analyses*, International Journal of Production Research, Vol. 31/8, pp. 1991-2009, 1993.
- [ARM, 93b] E.J.A. Armarego, N.P. Deshpande, *Force Prediction Models and CAD/CAM Software for Helical Tooth Milling Processes. Part II: Peripheral Milling*

- Operations*, International Journal of Production Research, Vol. 31/10, pp. 2319-2336, 1993.
- [ARM, 94] E.J.A. Armarego, N.P. Deshpande, *Force Prediction Models and CAD/CAM Software for Helical Tooth Milling Processes. Part III: End-Milling and Slotting Operations*, International Journal of Production Research, Vol. 32/7, pp. 1715-1738, 1994.
- [ARM, 00] E.J.A. Armarego, *The Unified-Generalized Mechanics of Cutting Approach – A Step Towards a House of Predictive Performance Models for Machining Operations*, Machining Science and Technology, Vol. 4/3, pp. 319-362, 2000.
- [AUC, 04] S. Auchet, P. Chevrier, M. Lacour, R. Lipinski, *Mesure Indirecte de la Puissance de Coupe pour une Opération de Contournage*, 3^{èmes} Assises “Machines et UGV”, Clermont-Ferrand, pp. 51-57, 2004.
- [BAI, 68] J.A. Bailey, G. Boothroyd, *Critical Review of Some Previous Work on The Mechanics of the Metal-Cutting Process*, Transactions of ASME, Vol. 67/2, pp. 54-62, 1968.
- [BEC, 02] C.E. Becze, M.A. Elbestawi, *A Chip Formation Based Analytical Force Model for Oblique Cutting*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42, pp. 529-538, 2002.
- [CHE, 03a] M. Chérif, H. Thomas, B. Furet, J.Y. Hascoët, *Generic Modelling of Milling Forces for CAD/CAM Applications*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 44/1, pp. 29-37, 2003.
- [CHE, 03b] M. Chérif, *Modélisation Générique des Efforts de Coupe en Fraisage pour la CFAO et la Surveillance d’Usinage*, Thèse de Doctorat, École Centrale de Nantes / Université de Nantes, 2003.
- [DAV, 98] M.A. Davies, B. Dutterer, J.R. Pratt, A.J. Schaut, *On the Dynamics of High-Speed Milling with Long, Slender End-Mills*, Annals of the CIRP, Vol. 47/1, pp. 55-60, 1998.
- [DEV, 80] R. E. Devor, W. A. Kline, *A Mechanistic Model for the Force System in End Milling*, Proc. Of NAMRC, May 1980, SME.
- [ENG, 01a] 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.

- [ENG, 01b] 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.
- [FEN, 94a] 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.
- [FEN, 94b] 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.
- [FEN, 00] H.Y. Feng, N. Su, *Integrated Tool Path and Feed Rate Optimization for the Finishing Machining of 3D Plane Surfaces*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 40, pp. 1557-1572, 2000.
- [FU, 84] 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.
- [GAR,] S. Garnier, B. Furet, *Identification of the Specific Coefficient to Monitor the Cutting Process in Milling*,
- [GRO, 96] V. Grolleau, *Approche de la Validation Expérimentale des Simulations Numériques de la Coupe avec Prise en Compte des Phénomènes Locaux à l'Arête de l'Outil*, Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Nantes / Université de Nantes, 1996.
- [GRA, 04] 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.
- [GUE, 04] S. Guérin, *Stratégies Trochoïdales*, 3^{èmes} Assises "Machines et UGV", Clermont-Ferrand, pp. 161-172, 2004.
- [HUA, 99] T. Huang, D.J. Whitehouse, *Cutting Force Formulation of Taper End-Mills using Differential Geometry*, Precision Engineering, Vol. 23, pp. 96-203, 1999.
- [HUA, 03] B; Huang, J.C. Chen, *An In-Process Neural Network-Based Surface Roughness Prediction (INN-SRP) System Using a Dynamometer in End Milling Operations*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 21, pp. 339-347, 2003.

-
- [IMA, 98] B.M. Imani, M.H. Sadeghi, M.A. Elbestawi, *An Improved Process Simulaion System for Ball-End Milling of Sculptured Surfaces*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 38, pp. 1089-1107, 1998.
- [JAY, 01] 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.
- [JUN, 01] Y.H. Jung, J.S. Kim, S.M. Hwang, *Chip Load Prediction in Ball-End Milling*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 111, pp. 250-255, 2001.
- [JUN, 02] J.J. Junz Wang, C.M. Zheng, *An Analytical Force Model with Shearing and Ploughing Mechanisms for End Milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42, pp. 761-771, 2002.
- [KAL, 96] A. Kaldos, I.F. Dagiloke, A. Boyle, *Computer Aided Cutting Process Parameter Selection for High Speed Milling*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 61, pp. 219-224, 1996.
- [KLI, 82] 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.
- [KO, 02] 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.
- [KOR, 03] I. Korkut, *A Dynamometer Design and Its Construction for Milling Operation*, Materials and Design, Vol. 24, pp. 631-637, 2003.
- [LAN, 04] R.G. landers, A.G. Ulsoy, Y.H. Ma, *A Comparison of Model-Based Machining Force Control Approaches*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 44/7-8, pp. 733-748, 2004.
- [LAA, 98] I. Laadioui, F. Lapujoulade, *Etude de Fraisage de Voiles Minces*, 1^{er} Séminaire PPF “Maîtrise Globale du Procédé d’Enlèvement de Matière et des Techniques Associées”, ENSAM Cluny, pp. 3.1-3.7, 8/10/1998.
- [LAP, 97] F. Lapujoulade, *Measuring of Cutting Forces during Fast Transient Periods*, 1st French and German Conference on High Speed Machining, Metz, Juin 1997.

- [LAP, 98] F. Lapujoulade, G. Coffignal, J. Pimont, *Evaluation des Forces de Coupe en Fraisage à Grande Vitesse*, Conférence Conjointe IDMME'1998, Compiègne (France), 27 – 29 mai 1998.
- [LAP, 00] F. Lapujoulade, *Fraisage Latéral de Finition de Parois Minces. Domaine de Stabilité Pratique*, 5^{ème} Séminaire PPF “Maîtrise Globale du Procédé d’Enlèvement de Matière et des Techniques Associées”, ENSAM Lille, pp. 3.1-3.5, 04/05/00.
- [LAP, 02] F. Lapujoulade, T. Mabrouki, K. Raïssi, *Vibratory Behaviour Prediction of Thin-Walled Parts during Lateral Finish Milling*, Mécanique et Industries, Vol. 3 / 4, pp. 403-418, 2002.
- [LAR, 03] A. Larue, *Prise en Compte des Déformations d’un Outil dans le Calcul de Trajectoire d’Usinage en Fraisage de Profils*, Thèse de Doctorat, ENS Cachan, 2003.
- [LAR, 04] A. Larue, B. Anselmetti, *A prediction of the machining defects in flank milling*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 24/1-2, pp. 102-111, 2004.
- [LAZ, 00] 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.
- [LAZ, 01] I. Lazoglu, *Generalized Mechanistic Force System Model of Ball-End Milling for Sculpture Surface Machining*, Proceedings of 2001 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, New York, 11-16 Nov. 2001.
- [LEE, 96] 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.
- [LI, 99] X.P. Li, A.Y.C. Nee, Y.S. Wong, H.Q. Zheng, *Theoretical Modelling and Simulation of Milling Forces*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 89/90, pp. 266-272, 1999.
- [LI, 00] 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.

-
- [LI, 01a] H.Z.Li, W.B.Zhang, X.P. Li, *Modelling of Cutting Forces en Helical End Milling Using a Predictive Machining Theory*, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 43, pp. 1711-1730; 2001.
- [LI, 01b] 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.
- [LI, 01] 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.
- [LI, 02] H.Z. Li, X.P. Li, *Milling Force Prediction Using a Dynamic Shear Length Model*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42, pp. 277-286, 2002.
- [LIU, 02] 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.
- [MAR, 41] M.E. Martellotti, *An Analysis of the Milling Process*, Transactions of ASME, Vol. 63, pp. 667, 1941.
- [MAR, 45] M.E. Martellotti, *An Analysis of the Milling Process. Part II: Down Milling*, Transactions of ASME, Vol. 67, pp. 233, 1945.
- [MEN, 95a] E.E. Meng Lim, H.Y. Feng, C.H. Menq, Z.H. Lin, *The Prediction of Dimensional Error for Sculptured Surface Productions Using the Ball-End Milling Process. Part I: Chip Geometry Analysis and Cutting Force Prediction*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 35/8, pp. 1149-1169, 1995.
- [MEN, 95b] E.E. Meng Lim, H.Y. Feng, C.H. Menq, Z.H. Lin, *The Prediction of Dimensional Error for Sculptured Surface Productions Using the Ball-End Milling Process. Part II: Surface Generation Model and Experimental Verification*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 35/8, pp. 1171-1185, 1995.
- [MER, 44] E. Merchant, *Basic Mechanics of the Metal-Cutting Process*, Transactions of ASME, Journal of Applied Mechanics, Vol. 66, pp. 168-175, 1944.
- [NOR, 94] Norme AFNOR NF E 66-520, *Couple Outil-Matière : Domaine de Fonctionnement des Outils Coupants*, Vol. 1 à 6, 1994.

-
- [OXL, 89] P.L.B. Oxley, *Mechanics of Machining: an Analytical Approach to Assessing Machinability*, Ellis Horwood Limited, Chichester, 1989.
- [PAR, 00] H. Paris, C. Delhez, *Modelling Cutting Force in High Speed Milling*, 2nd International Seminar on Improving Machine Tool Performance, CIRP, La Baule, 3-5 Juillet 2000.
- [PAR, 04] H. Paris, G. Peigné, R. Mayer, *Prédiction de la Qualité d'une Surface Usinée en UGV*, 3^{èmes} Assises "Machines et UGV", Clermont-Ferrand, pp. 233-244, 10-11 Mars 2004.
- [PAN, 04] O. Pantalé, S. Caperaa, *Développement d'un Code de Calcul Explicite en Grandes Transformations : Application à la Coupe des Métaux*, 1^{er} Séminaire Optimus, CER ENSAM Cluny, pp. 21-31, 6-7 Oct. 2004.
- [PEI, 03] G. Peigné, *Etude et Simulation des Effets Dynamiques de la Coupe sur la Stabilité de la Coupe et de la Qualité Géométrique de la Surface Usinée : Application au Fraisage de Profil*, Thèse de Doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble, 2003.
- [POU, 99] G. Poulachon, *Aspects Phénoménologiques, Mécaniques et Métallurgiques en Tournage cBN des Aciers Durcis. Application : Usinabilité de l'Acier 100Cr6*, Thèse de Doctorat, ENSAM Cluny, 1999.
- [REC, 02] J. Rech, *Contribution à la Compréhension des Modes d'Actions Tribologiques et Thermiques des Revêtements en Usinage. Application au Cas du Taillage d'Engrenage de Denture à la Fraise Mère à Grande Vitesse*, Thèse de Doctorat, ENSAM Cluny, 2002.
- [RUB, 83a] C. Rubenstein, *The Mechanics of Continuous Chip Formation in Oblique Cutting in the Absence of Chip Distorsion. Part I: Theory*, International Journal of Tool Design Research, Vol. 23/1, pp. 11-20, 1983.
- [RUB, 83b] C. Rubenstein, W.S. Lau, *The Mechanics of Continuous Chip Formation in Oblique Cutting in the Absence of Chip Distorsion. Part II: Comparison of Experimental Data with Deductions from Theory*, International Journal of Tool Design and Research, Vol. 23/1, pp. 21-37, 1983.
- [SAB, 61] A.J.P. Sabberwal, *Chip Section and Cutting Force Model during the Milling Operation*, Annales du CIRP, Vol. 10, 1961.
- [SMI, 91] 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.

-
- [SHA, 00] M. Shalta, T. Altan, *Analytical Modeling of Drilling an Ball-End Milling*, Journal of Materials Processing Technologies, Vol. 98, pp. 125-133, 2000.
- [SCH, 92] H. Schultz, *High Speed Machining*, Annales du CIRP, Vol. 41/2, pp. 637-643, 1992.
- [SCH, 95] H. Shultz, S. Hock, *High Speed Milling of Dies and Moulds. Cutting Conditions and Technology*, Annales du CIRP, Vol. 44/1, pp. 35-38, 1995.
- [SMI, 98] S. Smith, W.R. Winfough, J. Halley, *The Effect of Tool Length on Stable Metal Removal Rate in High Speed Milling*, Annales du CIRP, Vol. 47/1, pp. 307-310, 1998.
- [SMI, 00] S. Smith, W.R. Winfough, H.J. Borchers, *Power and Stability Limits in Milling*, Annales du CIRP, Vol. 49/1, pp. 309-312, 2000.
- [TAI, 95a] C.C. Tai, K.H. Fuh, *Model for Cutting Forces Prediction in Ball-End Milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 35/4, pp. 511-534, 1995.
- [TAI, 95a] C.C. Tai, K.H. Fuh, *The Prediction Of Cutting Forces in the Ball-End Milling Process*, Journal of Materials Processing Technologies, Vol. 54, pp.286-301, 1995.
- [TLU, 86] J. Tlusty, *Dynamics of High Speed Milling*, Journal of Engineering for Industry, Vol. 108, pp. 59-67, 1986.
- [TLU, 93] J. Tlusty, *High Speed Machining*, Annales du CIRP, Vol. 42/2, pp.733-738, 1993.
- [TOH, 03] C.K. Toh, *Vibration Analysis in High Speed Rough and Finish Milling Hardened Steel*, Journal of Sound and Vibration.
- [TOH, 04] 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.
- [TOU, 00] N. Tounsi, A. Otho, *Dynamic Cutting Force Measuring*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 40/8, pp. 1157-1170, 2000.
- [USU, 78a] E. Usui, A. Hirota, M. Masuko, *Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process. Part I: Basic Cutting Model and Energy Approach*, Journal of Engineering for Industry, Transactions of ASME, Vol. 100, pp. 222-228, 1978.
- [USU, 78b] E. Usui, A. Hirota, *Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process. Part II: Chip Formation and Cutting Force with Conventionnal Single Point Tool*, Journal of Engineering for Industry, Transactions of ASME, Vol. 100, pp. 229-235, 1978.

- [USU, 78c] E. Usui, T. Shirakaski, T. Kitagawa, *Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process. Part III: Cutting Temperature and Crater Wear of Carbide Tool*, Journal of Engineering for Industry, Transactions of ASME, Vol. 100, pp. 236-243, 1978.
- [VEN, 96a] P. Venuvinad, W.L. Jin, *Three-Dimensional Cutting Force Analysis Based on the Lower Boundary of the Shear Zone. Part I: Single Edge Oblique Cutting*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 36/3, pp. 307-323, 1996.
- [VEN, 96b] P. Venuvinad, *Three-Dimensional Cutting Force Analysis Based on the Lower Boundary of the Shear Zone. Part II: Two Edge Oblique Cutting*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 36/3, pp. 325-338, 1996.
- [WAN,] X. Wang, I.S. Jawahir, *Web Based Optimization of Milling Operations for the Selection of Cutting Conditions Using Genetic Algorithms*, Intelligent Computation in Manufacturing Engineering.
- [WAN, 04] 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.
- [YAN, 91] M. Yang, H. Park, *The Prediction of Cutting Force in Ball-End Milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 31/1, pp. 45-54, 1991.
- [YUN, 00] 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.
- [YUN, 01] W.S. Yun, D.W. Cho, *Accurate 3D Cutting Force Prediction Using Cutting Condition Independant Coefficients in End Milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 41, pp. 463-478, 2001.
- [ZHA, 04] L. Zhang, L.Zheng, *Prediction of Cutting Forces in Milling of Circular Corner Profiles*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 44, pp. 255-235, 2004.
- [ZHA, 03] Z. Zhang, L. Zheng, Z. Li, L. Zhang, B. Zhang, *A Cutting Force Model for a Waved-Edge End Milling Cutter*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 21, pp. 403-410, 2003.

- [ZHE, 96] L. Zheng, Y.S. Chiou, S.Y. Liang, *Three Dimensional Cutting Force Analysis in End Milling*, International Journal of Mechanical Science, Vol. 38/3, pp. 259-269, 1996.

Annexes

<u>Annexe A :</u>	Repères
<u>Annexe B :</u>	Récapitulatif des essais préliminaires menés dans le X 38 CrMoV 5 à 47 HRc
<u>Annexe C :</u>	Etalonnage
<u>Annexe D :</u>	Conditions expérimentales des essais de fraisage avec des fraises cylindriques
<u>Annexe E :</u>	Norme (λ_s)
<u>Annexe F :</u>	Influence du bec
<u>Annexe G :</u>	Conditions expérimentales des essais de fraisage avec des fraises à diamètre et nombre de dents variables
<u>Annexe H :</u>	Conditions expérimentales des essais de fraisage avec des fraises hémisphériques et rayonnées

ANNEXE A

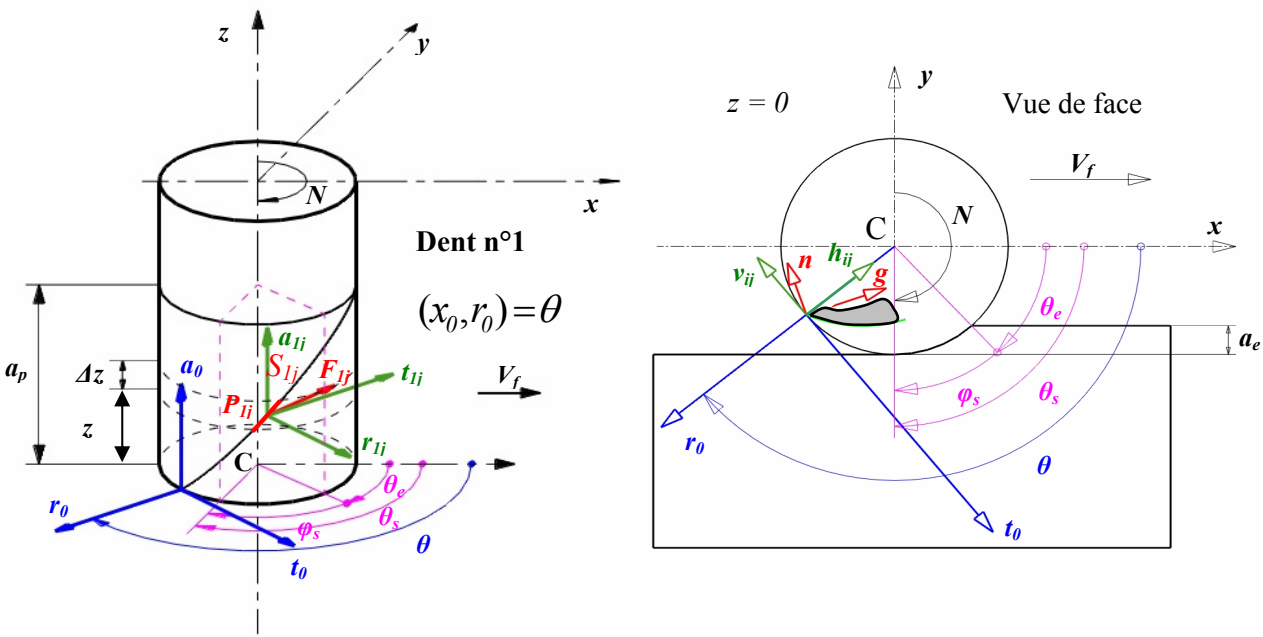


Figure IV-3 : Présentation des différents systèmes de coordonnées.

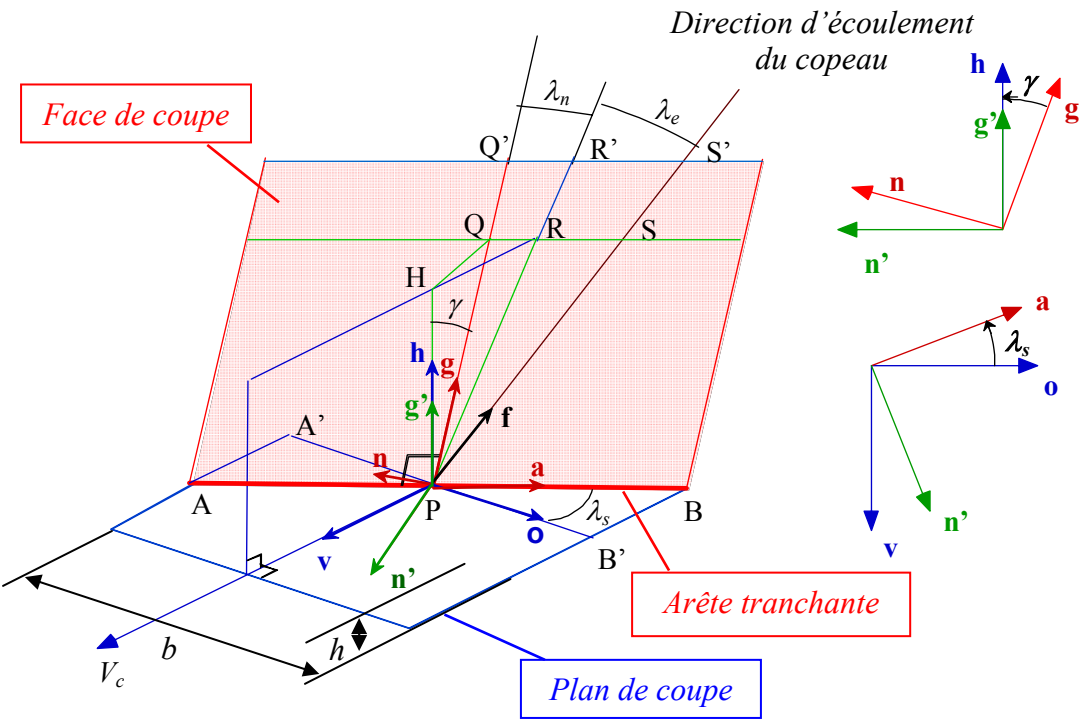


Figure IV-4 : Modélisation de la coupe oblique.

ANNEXE B

Récapitulatif des essais préliminaires menés dans le X 38 CrMoV 5 à 47 HRc. Influence de l'angle de coupe, de l'angle d'hélice et de l'avance

Référence essais	Outil	Matière	Angle de coupe	Angle d'hélice	V_c (m/min)	N (tr/min)	f_z (mm/tr)	Diamètre tube (mm)	a_p (mm)
usi1	1	Tube n°11	16°	60°	127	603	0,01	67	3
usi2	1	Tube n°11	16°	60°	127	603	0,05	67	3
usi3	1	Tube n°11	16°	60°	127	603	0,1	67	3
usi4	1	Tube n°11	16°	60°	127	603	0,12	67	3
usi5	1	Tube n°11	16°	60°	127	603	0,15	67	3
usi6	1	Tube n°11	16°	60°	127	603	0,18	67	3
usi7	1	Tube n°11	16°	45°	127	603	0,01	67	3
usi8	1	Tube n°11	16°	45°	127	603	0,05	67	3
usi9	1	Tube n°11	16°	45°	127	603	0,1	67	3
usi10	1	Tube n°11	16°	45°	127	603	0,12	67	3
usi11	1	Tube n°11	16°	45°	127	603	0,15	67	3
usi12	1	Tube n°11	16°	45°	127	603	0,18	67	3
usi13	1	Tube n°11	16°	30°	127	603	0,01	67	3
usi14	1	Tube n°11	16°	30°	127	603	0,05	67	3
usi15	1	Tube n°11	16°	30°	127	603	0,1	67	3
usi16	1	Tube n°11	16°	30°	127	603	0,12	67	3
usi17	1	Tube n°11	16°	30°	127	603	0,15	67	3
usi18	1	Tube n°11	16°	30°	127	603	0,18	67	3
usi19	1	Tube n°11	16°	20°	127	603	0,01	67	3
usi20	1	Tube n°11	16°	20°	127	603	0,05	67	3
usi21	1	Tube n°11	16°	20°	127	603	0,1	67	3
usi22	1	Tube n°11	16°	20°	127	603	0,12	67	3
usi23	1	Tube n°11	16°	20°	127	603	0,15	67	3
usi24	1	Tube n°10	16°	20°	127	603	0,18	67	3
usi25	1	Tube n°10	16°	0°	127	603	0,01	67	3
usi26	1	Tube n°10	16°	0°	127	603	0,05	67	3
usi27	1	Tube n°10	16°	0°	127	603	0,1	67	3
usi28	1	Tube n°10	16°	0°	127	603	0,12	67	3
usi29	1	Tube n°10	16°	0°	127	603	0,15	67	3
usi30	1	Tube n°10	16°	0°	127	603	0,18	67	3
usi31	2	Tube n°10	12°	60°	127	603	0,01	67	3
usi32	2	Tube n°10	12°	60°	127	603	0,05	67	3
usi33	2	Tube n°10	12°	60°	127	603	0,1	67	3
usi34	2	Tube n°10	12°	60°	127	603	0,12	67	3
usi35	2	Tube n°10	12°	60°	127	603	0,15	67	3
usi36	2	Tube n°10	12°	60°	127	603	0,18	67	3
usi37	2	Tube n°10	12°	45°	127	603	0,01	67	3
usi38	2	Tube n°10	12°	45°	127	603	0,05	67	3
usi39	2	Tube n°10	12°	45°	127	603	0,1	67	3
usi40	2	Tube n°10	12°	45°	127	603	0,12	67	3

usi41	2	Tube n°10	12°	45°	127	603	0,15	67	3
usi42	2	Tube n°10	12°	45°	127	603	0,18	67	3
usi43	2	Tube n°13	12°	30°	127	603	0,01	67	3
usi44	2	Tube n°13	12°	30°	127	603	0,05	67	3
usi45	2	Tube n°13	12°	30°	127	603	0,1	67	3
usi46	2	Tube n°13	12°	30°	127	603	0,12	67	3
usi47	2	Tube n°13	12°	30°	127	603	0,15	67	3
usi48	2	Tube n°13	12°	30°	127	603	0,18	67	3
usi49	2	Tube n°13	12°	20°	127	603	0,01	67	3
usi50	2	Tube n°13	12°	20°	127	603	0,05	67	3
usi51	2	Tube n°13	12°	20°	127	603	0,1	67	3
usi52	2	Tube n°13	12°	20°	127	603	0,12	67	3
usi53	2	Tube n°13	12°	20°	127	603	0,15	67	3
usi54	2	Tube n°13	12°	20°	127	603	0,18	67	3
usi55	2	Tube n°13	12°	0°	127	603	0,01	67	3
usi56	2	Tube n°13	12°	0°	127	603	0,1	67	3
usi57	2	Tube n°13	12°	0°	127	603	0,15	67	3
usi58	3	Tube n°13	8°	20°	127	603	0,01	67	3
usi59	3	Tube n°13	8°	20°	127	603	0,05	67	3
usi60	3	Tube n°13	8°	20°	127	603	0,1	67	3
usi61	3	Tube n°13	8°	20°	127	603	0,12	67	3
usi62	3	Tube n°13	8°	20°	127	603	0,15	67	3
usi63	3	Tube n°13	8°	20°	127	603	0,18	67	3
usi64	3	Tube n°12	8°	60°	127	603	0,01	67	3
usi65	3	Tube n°12	8°	60°	127	603	0,05	67	3
usi66	3	Tube n°12	8°	60°	127	603	0,1	67	3
usi67	3	Tube n°12	8°	60°	127	603	0,12	67	3
usi68	3	Tube n°12	8°	60°	127	603	0,15	67	3
usi69	3	Tube n°12	8°	60°	127	603	0,18	67	3
usi70	3	Tube n°12	8°	45°	127	603	0,01	67	3
usi71	3	Tube n°12	8°	45°	127	603	0,05	67	3
usi72	3	Tube n°12	8°	45°	127	603	0,1	67	3
usi73	3	Tube n°12	8°	45°	127	603	0,12	67	3
usi74	3	Tube n°12	8°	45°	127	603	0,15	67	3
usi75	3	Tube n°12	8°	45°	127	603	0,18	67	3
usi76	3	Tube n°12	8°	30°	127	603	0,01	67	3
usi77	3	Tube n°12	8°	30°	127	603	0,05	67	3
usi78	3	Tube n°12	8°	30°	127	603	0,1	67	3
usi79	3	Tube n°12	8°	30°	127	603	0,12	67	3
usi80	3	Tube n°12	8°	30°	127	603	0,15	67	3
usi81	3	Tube n°12	8°	30°	127	603	0,18	67	3
usi82	3	Tube n°12	8°	0°	127	603	0,01	67	3
usi83	3	Tube n°12	8°	0°	127	603	0,05	67	3
usi84	3	Tube n°12	8°	0°	127	603	0,1	67	3
usi85	3	Tube n°12	8°	0°	127	603	0,12	67	3
usi86	3	Tube n°12	8°	0°	127	603	0,15	67	3
usi87	3	Tube n°12	8°	0°	127	603	0,18	67	3

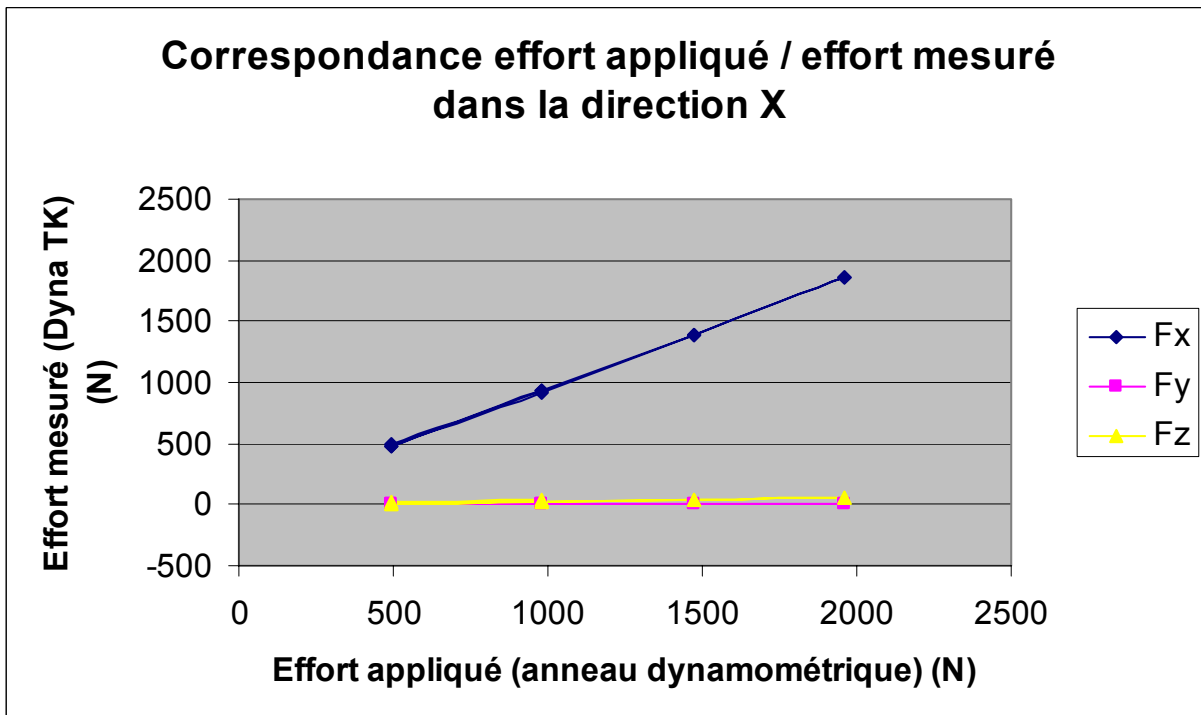
ANNEXE C

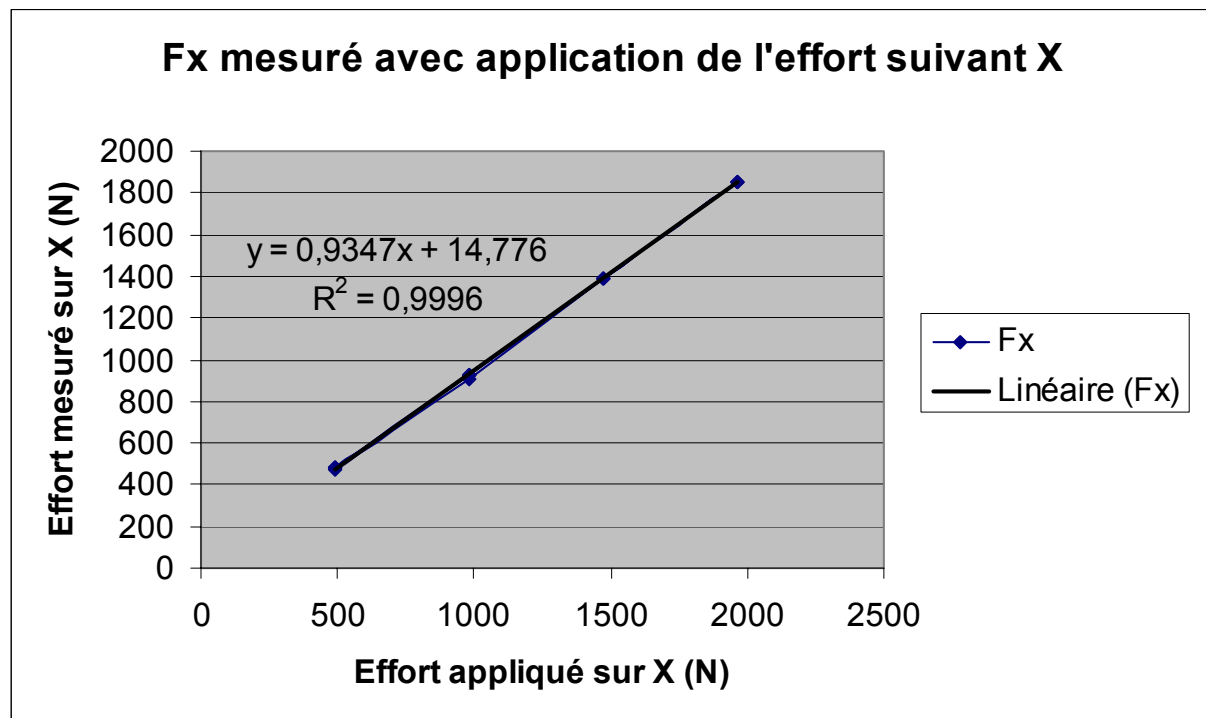
Etalonnage de la platine à compensation accélérométrique Dyna TK

Direction X :

Essais effectués en "poussant" sur le dynamomètre dans la direction X (anneau dynamométrique en compression)

	Anneau dynamométrique		Mesure Dyna TK			Erreur absolue
Nom essai	Valeur lue (kg)	Effort correspondant (N)	Fx (N)	Fy (N)	Fz (N)	(%)
X50av	50	490,5	483,2714657	0,989742788	13,68563542	1,473707297
X50re	50	490,5	469,7287217	2,452290396	12,75464166	4,234715257
X50ch	50	490,5	486,1619079	-0,178317308	20,24884046	0,884422448
X100av	100	981	926,0480606	0,401177591	25,98962531	5,601624811
X100re	100	981	909,3538335	2,092560764	28,46003663	7,303380886
X100ch	100	981	930,9580099	0,477230603	33,59052344	5,101120299
X150av	150	1471,5	1386,57297	1,127043269	41,16793026	5,771459724
X150re	150	1471,5	1393,517238	1,604708807	41,86259088	5,299542089
X200av	200	1962	1851,315162	-0,265766369	50,85827356	5,641429073
X200re	200	1962	1855,996785	1,239771076	53,04532978	5,402814199



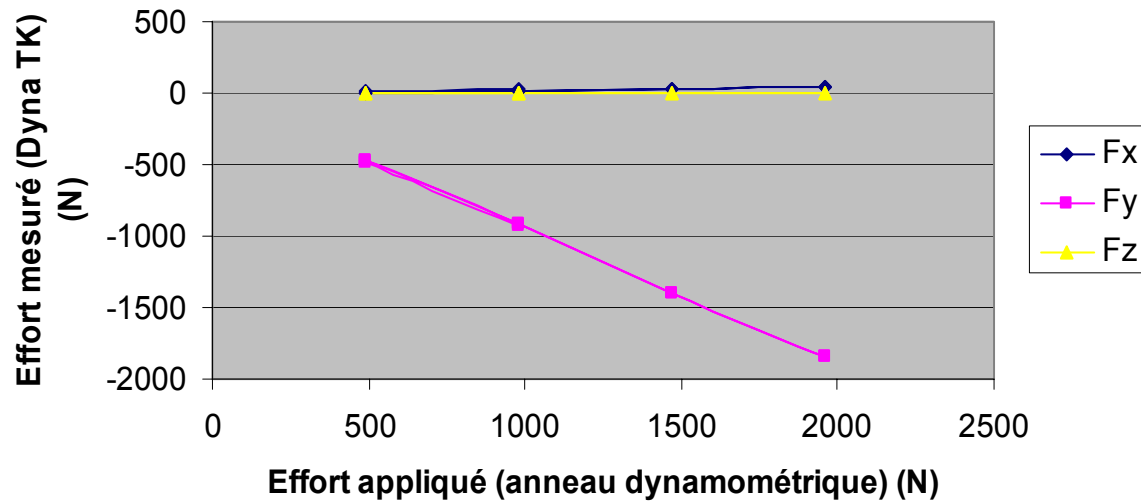


Direction Y :

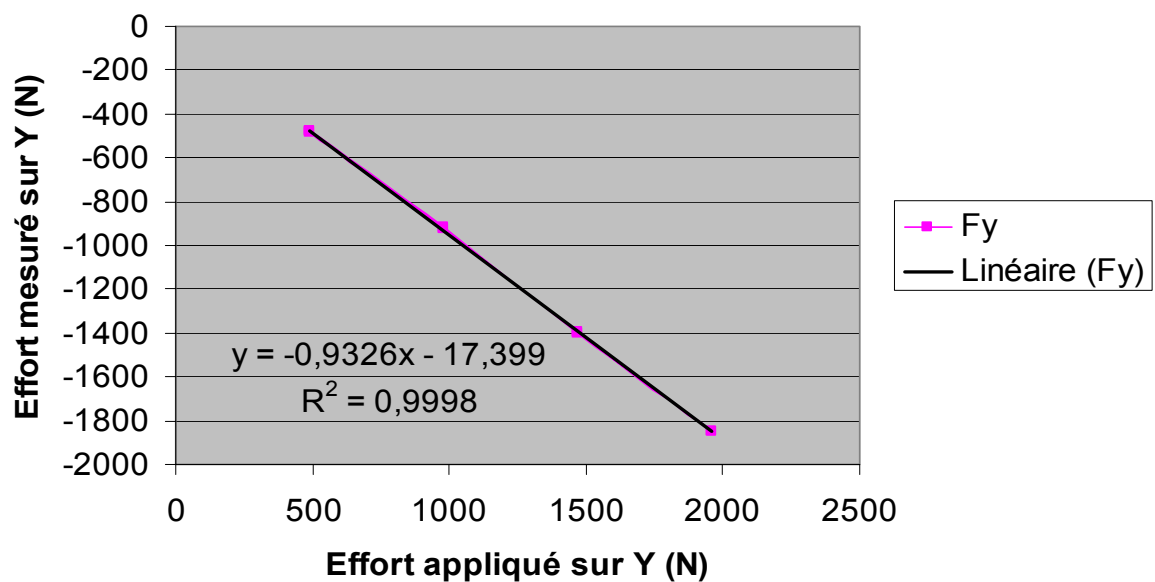
Essais effectués en "poussant" sur le dynamomètre dans la direction Y (anneau dynamométrique en compression)

Nom essai	Anneau dynamométrique		Mesure Dyna TK			Erreur absolue (%)
	Valeur lue (kg)	Effort correspondant (N)	Fx (N)	Fy (N)	Fz (N)	
Y50av	50	490,5	5,577006508	-478,5207877	-1,432457991	2,442245118
Y50re	50	490,5	6,743300613	-477,9172825	-1,55966056	2,565283901
Y50ch	50	490,5	9,9690625	-485,1925	-0,416692708	1,082059123
Y100av	100	981	15,45685115	-921,1472772	-0,767580128	6,101194982
Y100re	100	981	18,07252862	-919,1178059	-2,363470644	6,308072798
Y100ch	100	981	21,75105769	-923,5328125	-0,955362216	5,858021152
Y150av	150	1471,5	29,3217104	-1394,577093	-0,77261102	5,227516623
Y150re	150	1471,5	30,66905149	-1399,034296	-2,038207031	4,924614596
Y200av	200	1962	41,59588066	-1847,891782	1,7851875	5,815913256
Y200re	200	1962	41,19467105	-1847,699621	-1,938854167	5,825707365

Correspondance effort appliqué / effort mesuré dans la direction Y



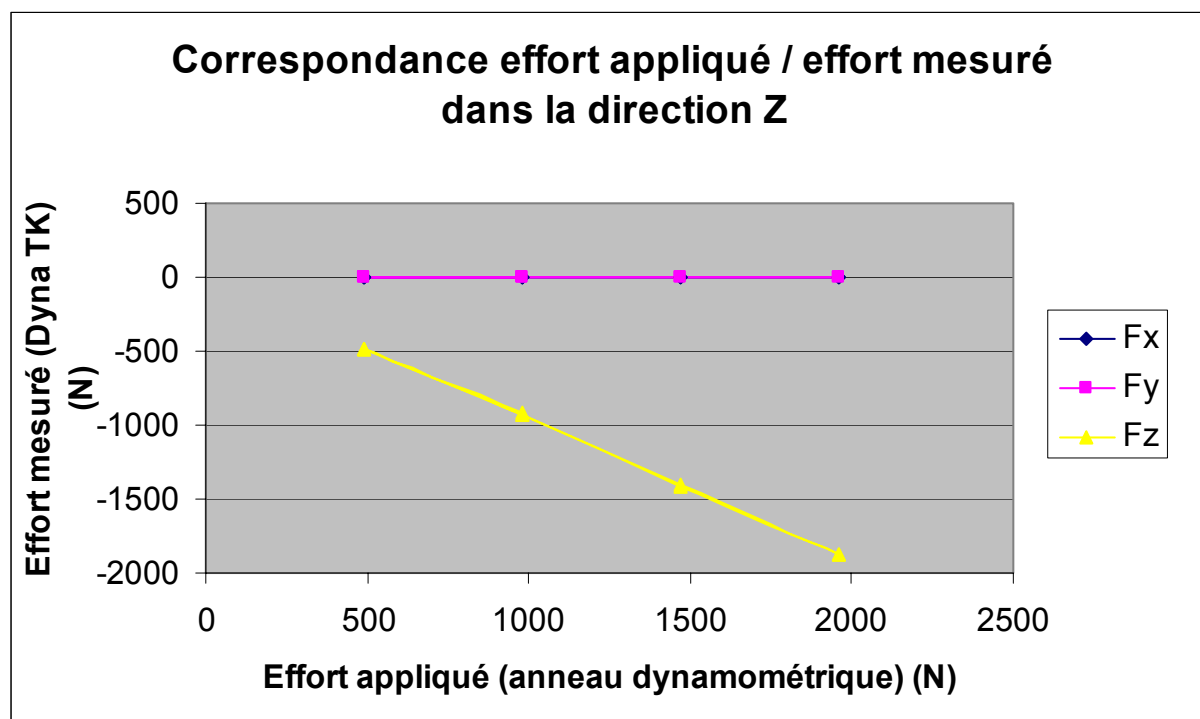
Fy mesuré avec application de l'effort suivant Y

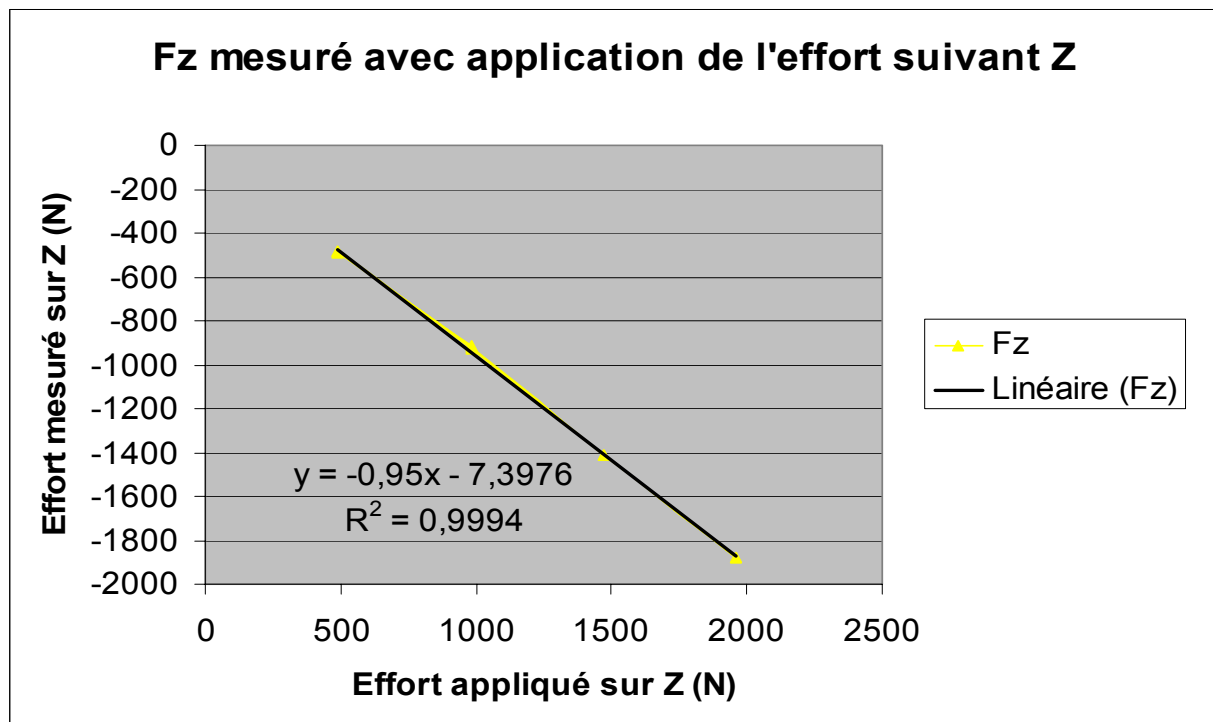


Direction Z :

Essais effectués en "poussant" sur le dynamomètre dans la direction Z (anneau dynamométrique en compression)

Nom essai	Anneau dynamométrique		Mesure Dyna TK			Erreur absolue (%)
	Valeur lue (kg)	Effort correspondant (N)	Fx (N)	Fy (N)	Fz (N)	
Z50av	50	490,5	-1,26001616	1,02044181	-484,549076	1,213236387
Z50re	50	490,5	-0,76864955	0,95871094	-480,279504	2,083689297
Z50ch	50	490,5	-1,64931424	0,44497396	-486,808919	0,75251391
Z100av	100	981	-0,79064503	1,290625	-924,006805	5,809703866
Z100re	100	981	-0,65855208	1,556625	-926,094154	5,596926171
Z100ch	100	981	-1,42063179	0,84250679	-915,272175	6,700084049
Z150av	150	1471,5	-0,26258681	1,44270833	-1412,83074	3,987038024
Z150re	150	1471,5	-0,65796875	1,04663194	-1408,15516	4,304780224
Z200av	200	1962	-0,18439732	1,66675	-1876,74965	4,345073939
Z200re	200	1962	0,1511489	1,54108915	-1876,2802	4,369000864





ANNEXE D

Conditions expérimentales des essais de fraisage avec des fraises cylindriques

Essais en rainurage et en fraisage mixte :

Paramètres de coupe communs à tous les essais de la série :

$V_c = 127 \text{ m/min}$;

Diamètre = 20 mm ;

$Z = 2$ dents ;

$f_z = 0,1 \text{ mm/dent}$.

$\gamma = 4-7^\circ$:

$\lambda_s (^\circ)$		0	20	40	60
$a_e \text{ (mm)}$	$a_p \text{ (mm)}$				
4	8	usi12	usi17	usi30	usi43
4	6	usi13	usi18	usi31	usi44
4	4	usi14	usi19	usi32	usi45
4	2	usi15	usi20	usi33	usi46
4	1	usi16	usi21	usi34	usi47
4	0,5		usi22	usi35	usi48
20	3	usi8	usi23	usi36	usi49
20	2	usi9	usi24	usi37	usi50
20	1	usi10	usi25	usi38	usi51
20	0,5	usi11	usi26	usi39	usi52

$\gamma = 9-12^\circ$:

$\lambda_s (^\circ)$		0	20	40	60
$a_e \text{ (mm)}$	$a_p \text{ (mm)}$				
4	8	usi56	usi70	usi85	usi98 / usi1
4	6	usi57	usi71	usi86	usi99 / usi2
4	4	usi58	usi72	usi87	usi3
4	2	usi59	usi73	usi88	usi4
4	1	usi60	usi74	usi89	usi5
4	0,5	usi61	usi75	usi90	usi6
20	3	usi62	usi76	usi91	
20	2	usi63	usi77	usi92	usi7
20	1	usi64	usi78	usi93	usi8
20	0,5	usi65	usi79	usi94	usi9

Essais en rainurage avec variation de l'avance :

Paramètres de coupe communs à tous les essais de la série :

$V_c = 127 \text{ m/min}$;

Diamètre = 20 mm ;

$Z = 2$ dents ;

$a_e = 20 \text{ mm}$.

$\gamma = 4-7^\circ$:

$\lambda_s (^\circ)$		0	20	40	60
$a_p \text{ (mm)}$	$f_z \text{ (mm/dent)}$				
3	0,02		usi29	usi40	
3	0,05		usi28	usi41	
3	0,15		usi27	usi42	
3	0,1	usi4			
2	0,02				usi53
2	0,05				usi54
2	0,15				usi55
2	0,1	usi5			
2	0,1	usi6			
1	0,1	usi7			
1	0,1	usi1			
1	0,15	usi2			

$\gamma = 9-12^\circ$:

$\lambda_s (^\circ)$		0	20	40	60
$a_p \text{ (mm)}$	$f_z \text{ (mm/dent)}$				
3	0,02	usi66	(usi81)/usi82	usi95	
3	0,05	usi67	usi83	usi96	
3	0,15	usi68	usi84	usi97	
2	0,02				usi10
2	0,05				usi11
2	0,15				usi12

Essais en fraisage latéral pur :

Paramètres de coupe communs à tous les essais de la série :

$$V_c = 127 \text{ m/min} ;$$

$$f_z = 0,1 \text{ mm/dent} ;$$

$$\text{Diamètre} = 20 \text{ mm} ;$$

$$Z = 2 \text{ dents} ;$$

$$a_e = 4 \text{ mm} ;$$

$$\gamma = 4-7^\circ.$$

Essais en concordance :

$\lambda_s (^\circ)$	0	20	40
$a_p \text{ (mm)}$			
2,8	usi1 / usi2	usi10 / usi11	usi18
5	usi3 / usi4	usi12	usi19
8	usi5 / usi6	usi13	usi20

Essais en opposition :

$\lambda_s (^\circ)$	0	20	40
$a_p \text{ (mm)}$			
2,8	usi7	usi14	usi21
5	usi8	usi15 / usi16	usi22
8	usi9	usi17	usi23

Essais en fraisage mixte avec variation de la vitesse de coupe :

Paramètres de coupe communs à tous les essais de la série :

$$f_z = 0,1 \text{ mm/dent} ;$$

$$a_e = 4 \text{ mm} ;$$

$$a_p = 4 \text{ mm} ;$$

$$\text{Diamètre} = 20 \text{ mm} ;$$

$$Z = 2 \text{ dents} ;$$

$$\lambda_s = 40^\circ ;$$

$$\gamma = 9^\circ 10' 23''.$$

$V_c \text{ (mm/min)}$	$N \text{ (tr/min)}$	$V_f \text{ (m/min)}$	N° essai
160	2547	509	usi1 / usi2
200	3183	637	usi5
250	3979	796	usi3 / usi4
300	4775	955	usi6
350	5570	1114	usi7
400	6366	1273	usi8

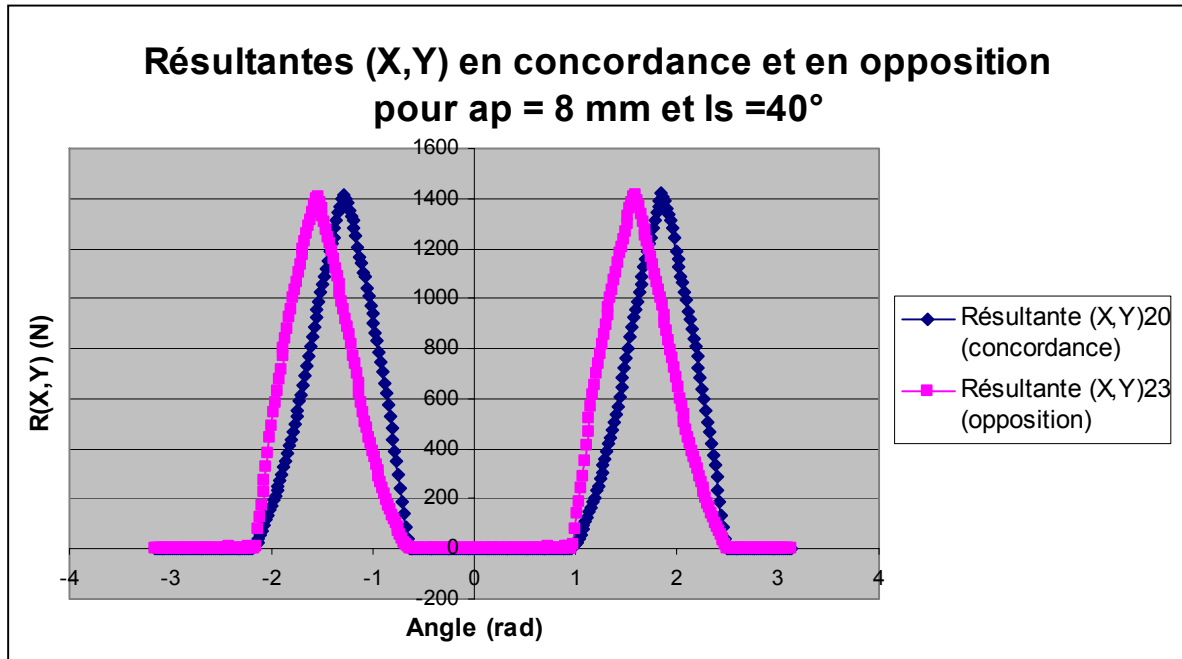
ANNEXE E

Norme de l'effort de coupe pour plusieurs angles d'hélice

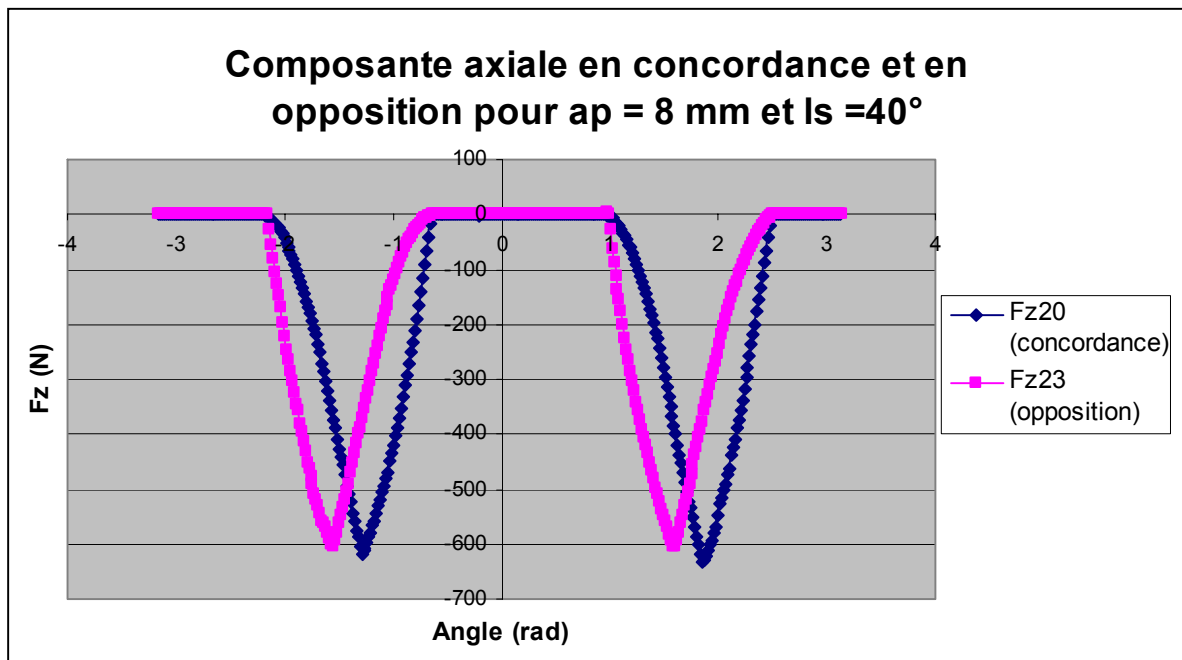
Cas où $\lambda_s = 40^\circ$:

- o Profondeur de passe $a_p = 8$ mm :

Résultantes dans le plan $(\vec{x}, \vec{y})$:

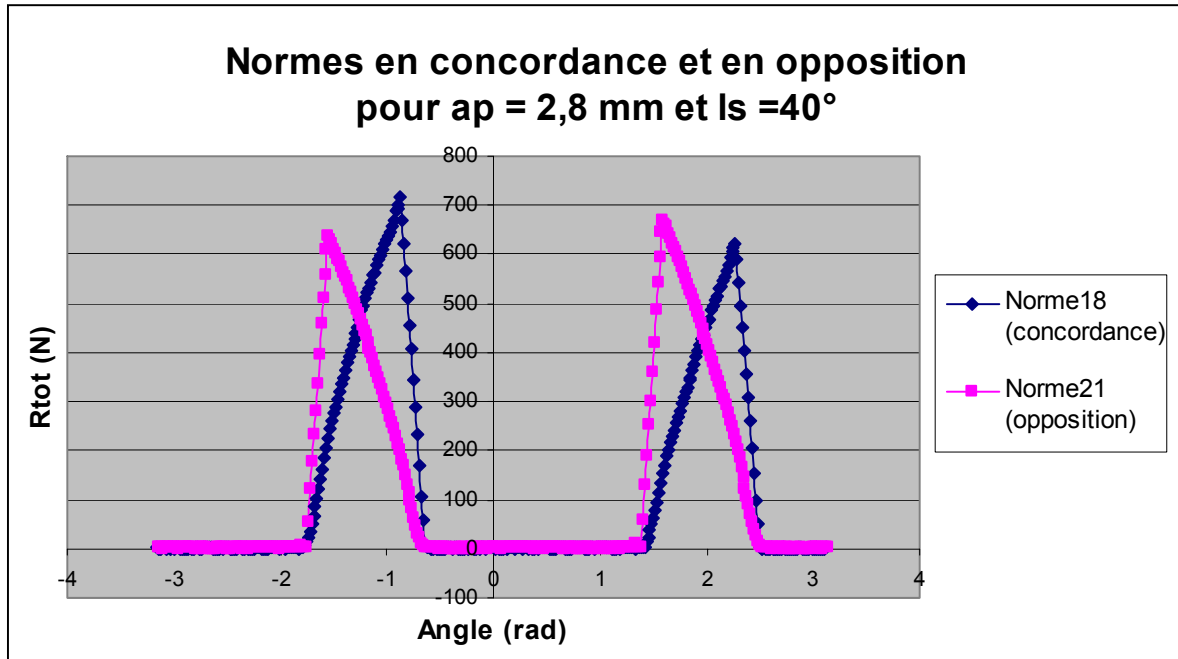


Composantes axiales F_z :

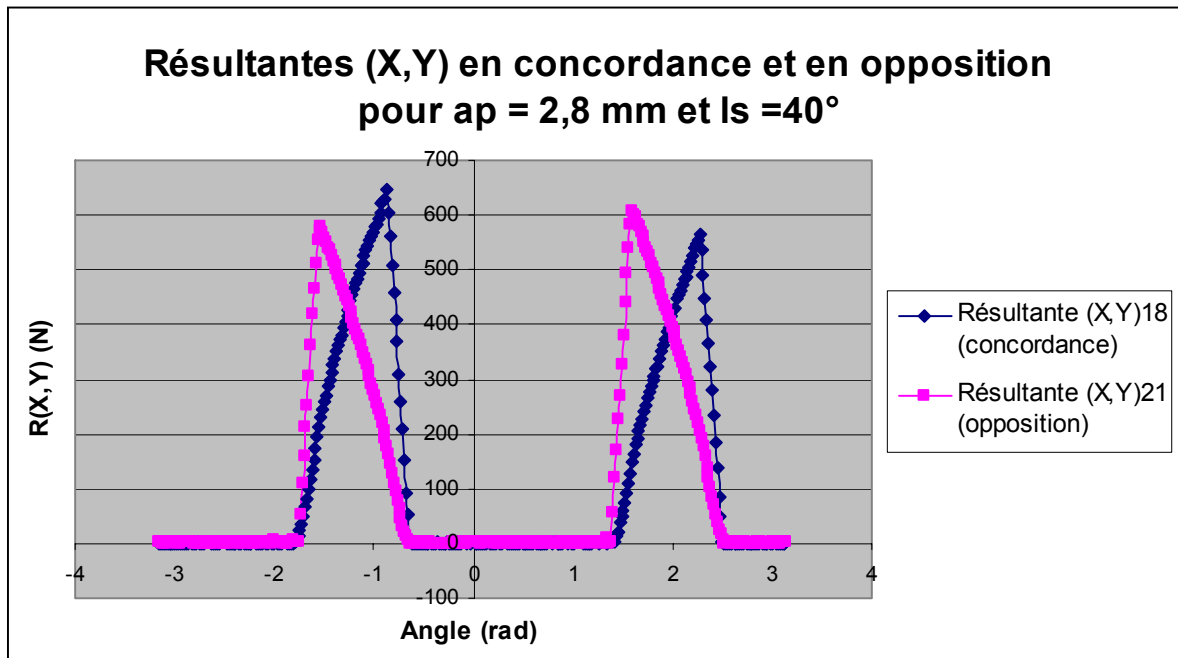


- Profondeur de passe $a_p = 2,8$ mm :

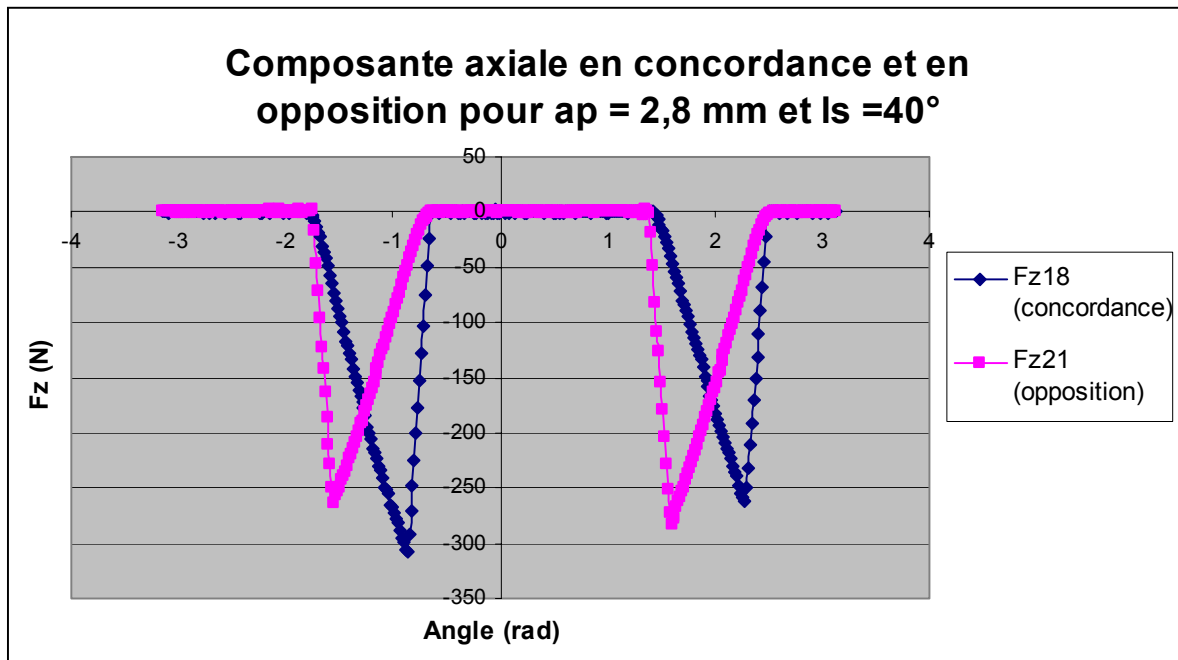
Résultantes dans l'espace :



Résultantes dans le plan $(\vec{x}, \vec{y})$:



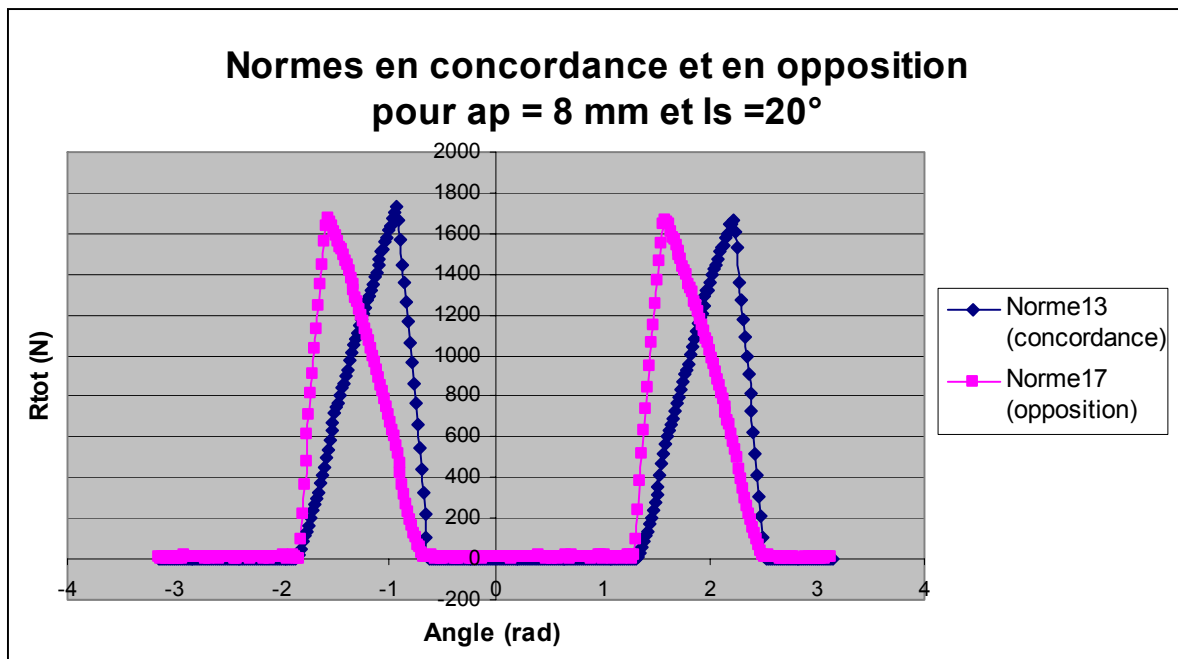
Composantes axiales F_z :



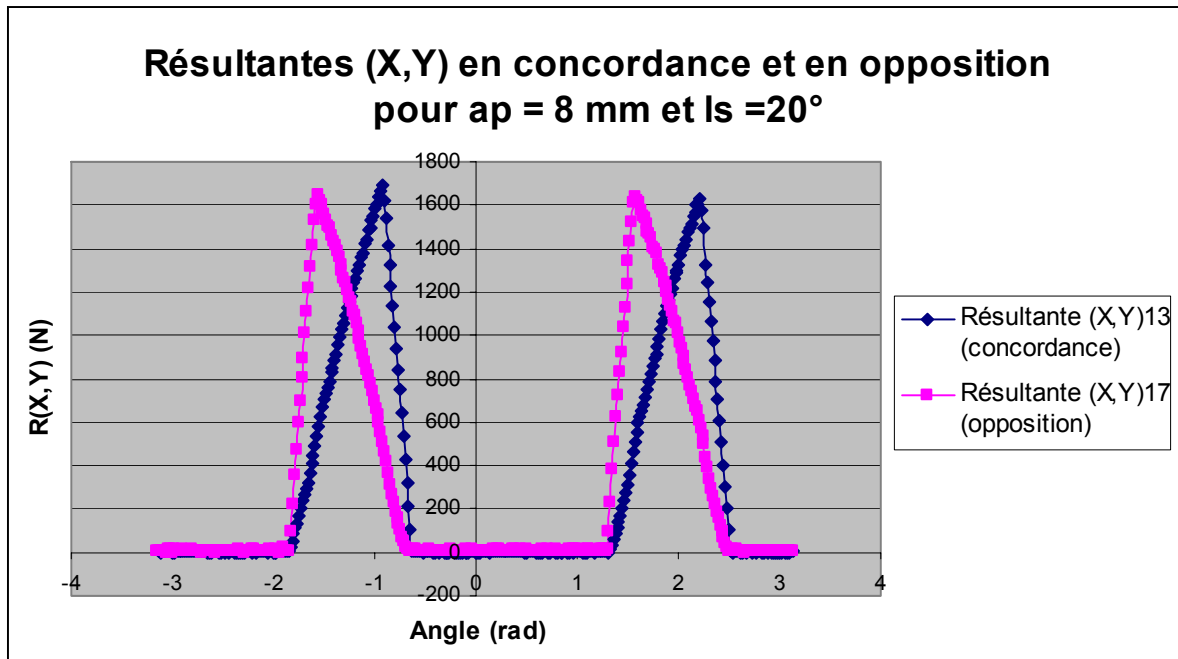
Cas où $\lambda_s = 20^\circ$:

- o Profondeur de passe $a_p = 8$ mm :

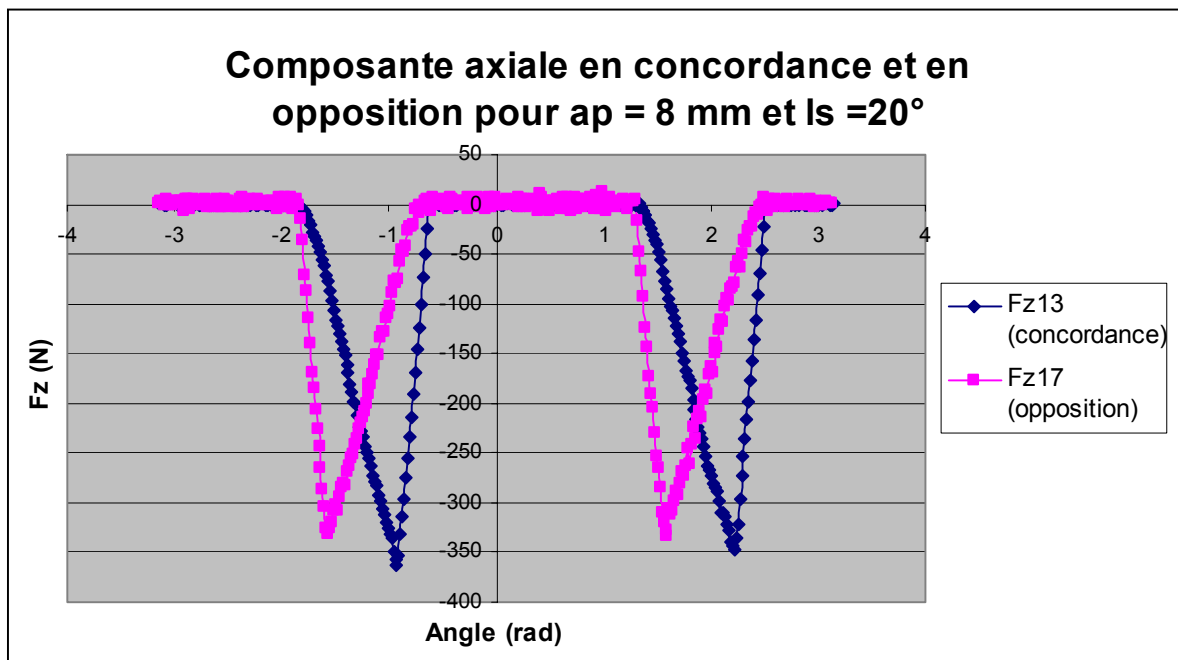
Résultantes dans l'espace :



Résultantes dans le plan $(\vec{x}, \vec{y})$:



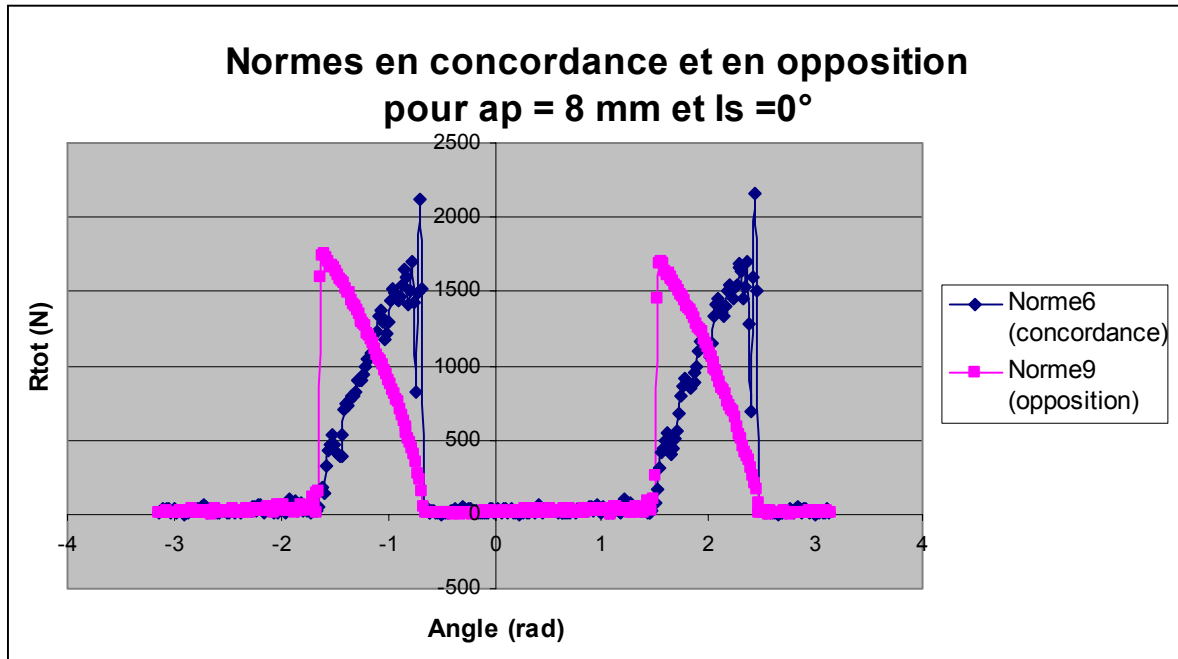
Composantes axiales F_z :



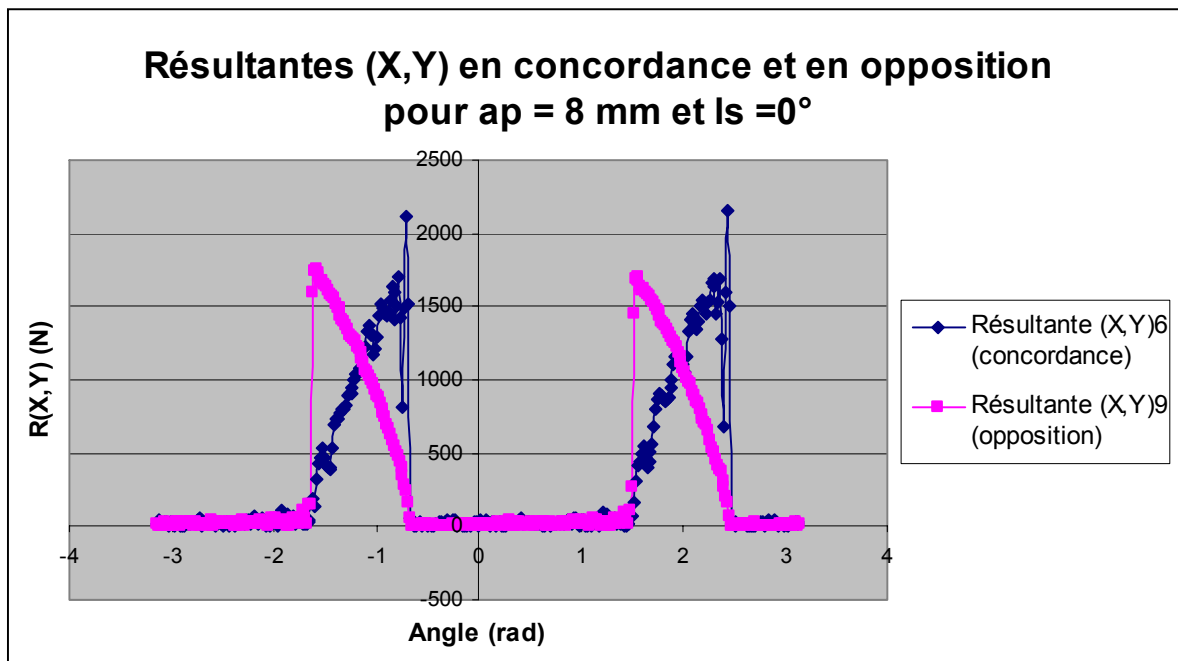
Cas où $\lambda_y = 0^\circ$:

- Profondeur de passe $a_p = 8 \text{ mm}$:

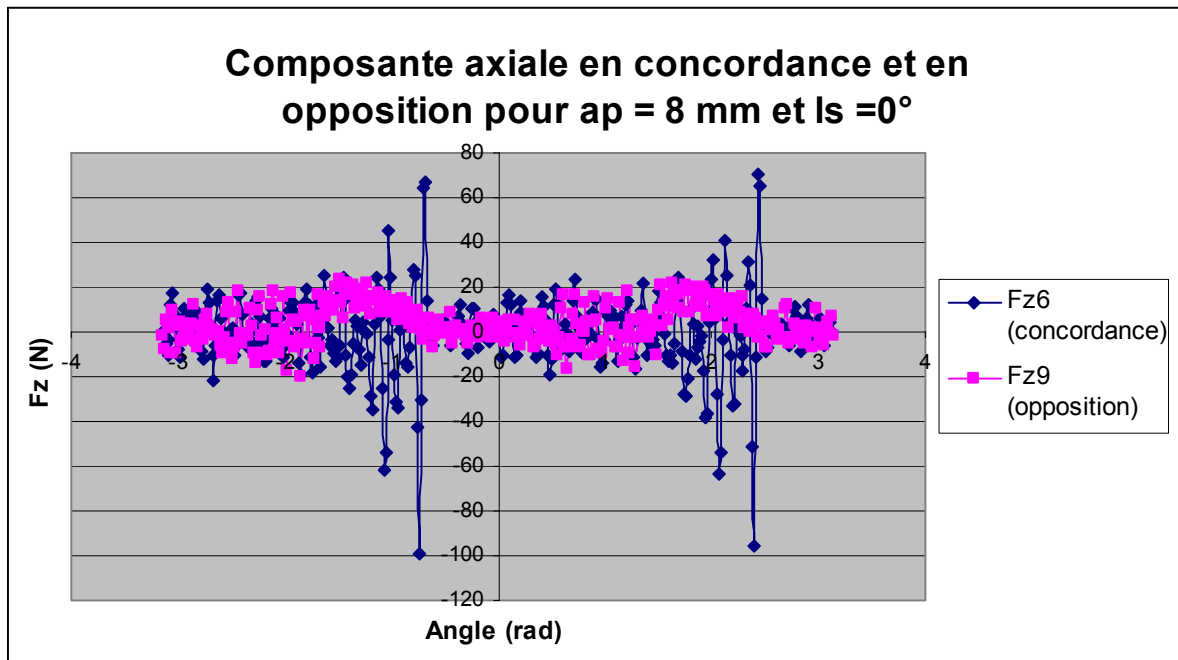
Résultantes dans l'espace :



Résultantes dans le plan $(\vec{x}, \vec{y})$:



Composantes axiales F_z :



Il est ainsi possible de constater sur toutes ces courbes, et comme précisé dans le chapitre V-3-2, que le sens de fraisage n'a pas ou très peu d'influence sur la composante axiale F_z de l'effort de coupe et que la norme de cet effort de coupe reste sensiblement la même dans un cas comme dans l'autre.

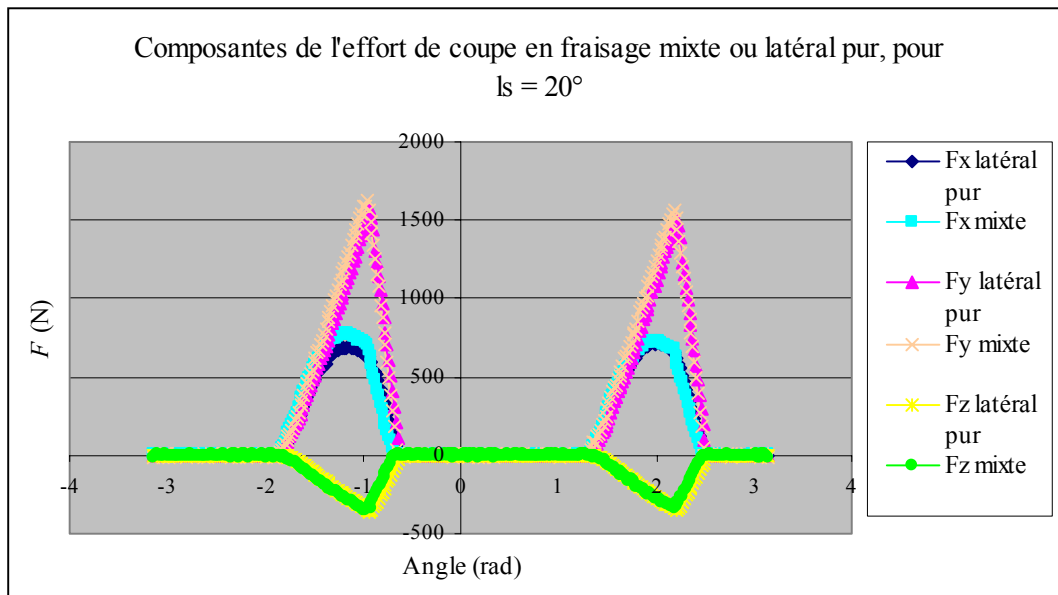
ANNEXE F

Influence des arêtes frontales de la fraise sur les composantes de l'effort de coupe

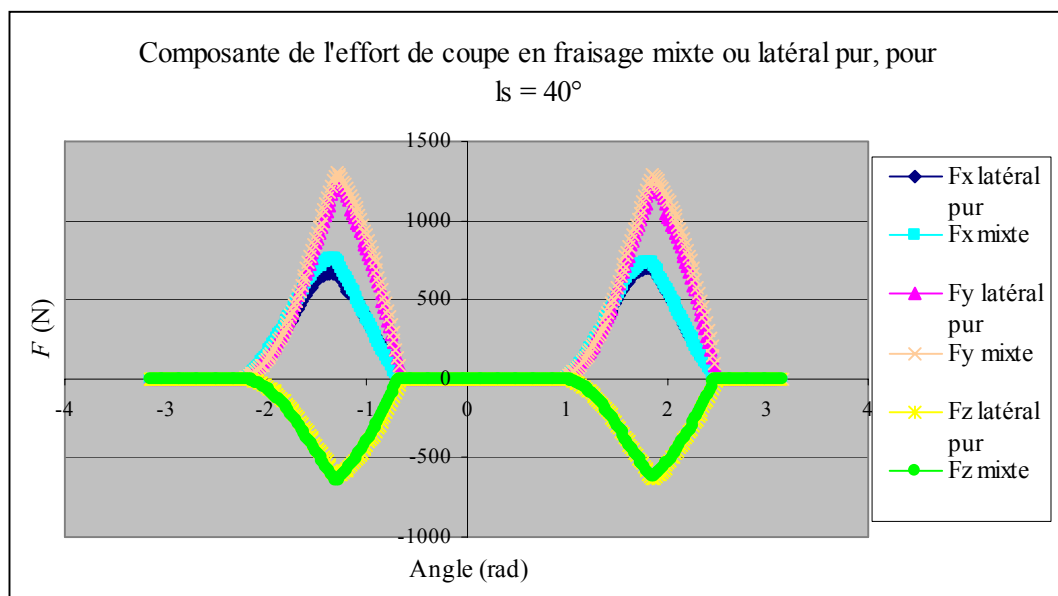
Conditions de coupe communes aux essais présentés :

$V_c = 127 \text{ m/min}$; $f_z = 0,1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 4 \text{ mm}$; $a_p = 8 \text{ mm}$; $\gamma = 4\text{-}7^\circ$.

Composantes de l'effort de coupe en fraisage mixte ou latéral pur, pour $\lambda_s = 20^\circ$:



Composantes de l'effort de coupe en fraisage mixte ou latéral pur, pour $\lambda_s = 40^\circ$:



ANNEXE G

Conditions expérimentales des essais de fraisage avec des fraises cylindriques de diamètre et de nombre de dents différents

Variation du diamètre :

Conditions de coupe communes :

$V_c = 127 \text{ m/min}$;

$Z = 2$ dents ;

Préparation arête = nulle ;

$\gamma = 10\text{-}12^\circ$.

- Diamètre = 12 mm :

$f_z = 0,06 \text{ mm/dent}$:

	$\lambda_s (^\circ)$		0	30	45	60
Diamètre	$a_e \text{ (mm)}$	$a_p \text{ (mm)}$				
D = 12 mm	9	0,5	usi 3	usi 15 et 16		usi 31 (12/1)
D = 12 mm	9	1	usi 1	usi 13	usi 20	usi 26
D = 12 mm	9	2	usi 2	usi 14	usi 21	usi 27
D = 12 mm	9	3		usi 18	usi 22	

$f_z = 0,1 \text{ mm/dent}$:

	$\lambda_s (^\circ)$		0	30	45	60
Diamètre	$a_e \text{ (mm)}$	$a_p \text{ (mm)}$				
D = 12 mm	9	0,5	usi 5	usi 17		usi 30
D = 12 mm	9	1	usi 4	usi 11	usi 23	(usi 28) usi 29
D = 12 mm	9	2	usi 6	usi 12	usi 24	
D = 12 mm	9	2,5	usi 7			
D = 12 mm	9	3	usi 8	usi 19	usi 25	
D = 12 mm	9	3,5	usi 9			
D = 12 mm	9	4	usi 10			

- Diamètre = 16 mm :

$f_z = 0,06$ mm/dent :

	λ_s (°)		0	30	45	60
Diamètre	a_e (mm)	a_p (mm)				
D = 16 mm	12	0,5				usi 52
D = 16 mm	12	1				usi 53
D = 16 mm	12	1,5				usi 57
D = 16 mm	12	2	usi 32	usi 38	usi 44	usi 59
D = 16 mm	12	3	usi 33	usi 40	usi 46 et 47	
D = 16 mm	12	4	usi 37	usi 39	usi 45	

$f_z = 0,1$ mm/dent :

	λ_s (°)		0	30	45	60
Diamètre	a_e (mm)	a_p (mm)				
D = 16 mm	12	0,5				usi 54
D = 16 mm	12	1				usi 55
D = 16 mm	12	1,5				usi 56
D = 16 mm	12	2	usi 34	usi 42	(usi 48) usi 51	usi 58
D = 16 mm	12	3	usi 35	usi 41	usi 50	
D = 16 mm	12	4	usi 36	usi 43	usi 49	

- Diamètre = 20 mm :

$f_z = 0,06$ mm/dent :

	λ_s (°)		0	30	45	60
Diamètre	a_e (mm)	a_p (mm)				
D = 20 mm	15	0,5				usi 80
D = 20 mm	15	1	usi 62	usi 70 et 87	usi 76	usi 81
D = 20 mm	15	2	usi 60	usi 68 et 86 + 88	usi 74	usi 82
D = 20 mm	15	3	usi 61			
D = 20 mm	15	4	usi 66	usi 69 et 89	usi 75	

$f_z = 0,1$ mm/dent :

	λ_s (°)		0	30	45	60
Diamètre	a_e (mm)	a_p (mm)				
D = 20 mm	15	0,5				usi 83
D = 20 mm	15	1	usi 65	usi 71 et 92	usi 77	usi 84
D = 20 mm	15	2	usi 63	usi 72 et 90	usi 79	usi 85
D = 20 mm	15	3	usi 64			
D = 20 mm	15	4	usi 67	usi 73 et 91	usi 78	

Variation du nombre de dents :

Conditions de coupe communes :

$$V_c = 127 \text{ m/min} ;$$

$$\lambda_s = 30^\circ ;$$

Préparation arête = nulle ;

$$\gamma = 10\text{-}12^\circ .$$

$$f_z = 0,06 \text{ mm/dent} :$$

	Z (nbre de dents)		3	4	5
Diamètre	a_e (mm)	a_p (mm)			
D = 20 mm	15	0,5		usi 12	usi 18
D = 20 mm	15	1	usi 3 et 4	usi 9	usi 19
D = 20 mm	15	2	usi 1	usi 11	usi 20
D = 20 mm	15	3		usi 16	
D = 20 mm	15	4	usi 2 et 5	(usi 10)	

$$f_z = 0,1 \text{ mm/dent} :$$

	Z (nbre de dents)		3	4	5
Diamètre	a_e (mm)	a_p (mm)			
D = 20 mm	15	0,5		usi 13	usi 21
D = 20 mm	15	1	usi 8	usi 14	usi 22
D = 20 mm	15	2	usi 6	usi 15	usi 23
D = 20 mm	15	3		usi 17	
D = 20 mm	15	4	usi 7		

ANNEXE H

Conditions expérimentales des essais de fraisage avec des fraises hémisphériques et rayonnées

Fraises hémisphériques :

- Variation de l'angle de dépinçage φ (direction perpendiculaire à la direction d'avance) :

Conditions de coupe communes :

$V_c = 119 \text{ m/min}$;

$Z = 2$ dents ;

Préparation arête = nulle ;

Angle de tilting $\psi = 0^\circ$.

$f_z = 0,06 \text{ mm/dent}$:

	φ (°)		30	60
Diamètre	a_e (mm)	a_p (mm)		
D = 20 mm	4,86	0,3	usi 13	usi 33
D = 20 mm	0,5	0,3	usi 14	usi 36
D = 20 mm	1	0,3	usi 16	usi 34
D = 20 mm	6,24	0,5	(usi 1 +) usi 8 + usi 10	usi 27
D = 20 mm	0,5	0,5	(usi 2 +) usi 3	usi 28
D = 20 mm	1	0,5	(usi 5 +) usi 6	usi 29
D = 20 mm	0,5	1		usi 23
D = 20 mm	1	1		usi 25
D = 20 mm	0,5	2	usi 18	
D = 20 mm	1	2	usi 22	

$f_z = 0,1 \text{ mm/dent}$:

	φ (°)		0	30	60
Diamètre	a_e (mm)	a_p (mm)			
D = 20 mm	4,86	0,3		usi 12	usi 35
D = 20 mm	0,5	0,3		usi 15	usi 38
D = 20 mm	1	0,3		usi 17	usi 37
D = 20 mm	6,24	0,5	usi 46	usi 9 + usi 11	usi 30
D = 20 mm	0,5	0,5		usi 4	usi 32
D = 20 mm	1	0,5		usi 7	usi 31
D = 20 mm	0,5	1			usi 24
D = 20 mm	1	1			usi 26
D = 20 mm	0,5	2		usi 19	
D = 20 mm	1	2		(usi 20 +) usi 21	

- Variation de l'angle de tilting ψ (direction d'avance) :

Conditions de coupe communes :

$V_c = 119$ m/min ;

$Z = 2$ dents ;

Préparation arête = nulle ;

Angle de dépinçage $\varphi = 0^\circ$.

$f_z = 0,06$ mm/dent :

	ψ (°)		60	sens
Diamètre	a_e (mm)	a_p (mm)		
D = 20 mm	6,24	0,5	usi 39	"tirant"

$f_z = 0,1$ mm/dent :

	ψ (°)		30	60	sens
Diamètre	a_e (mm)	a_p (mm)			
D = 20 mm	4,86	0,3	usi 45		"poussant"
D = 20 mm	6,24	0,5		usi 40	"tirant"
D = 20 mm	6,24	0,5		usi 41	"poussant"
D = 20 mm	6,24	0,5	(usi 42 +) usi 43		"tirant"
D = 20 mm	6,24	0,5	usi 44		"poussant"

Fraises rayonnées :

Conditions de coupe communes :

$V_c = 127 \text{ m/min}$;

$Z = 4$ dents ;

Préparation arête = nulle ;

$\varphi = 0^\circ$.

$f_z = 0,06 \text{ mm/dent}$:

	ψ (°)		0
Diamètre	a_e (mm)	a_p (mm)	
D = 20 mm	15,87	0,5	(usi 47) usi 65
D = 20 mm	4	0,5	(usi 48) usi 68
D = 20 mm	18,93	2	(usi 51 + usi 57 + usi 58) usi 64
D = 20 mm	4	2	(usi 52 + usi 53 + usi 54) usi 61
D = 20 mm	4	4	usi 69
D = 20 mm	7,8	0,5	
D = 20 mm	14,42	2	

$f_z = 0,1 \text{ mm/dent}$:

	ψ (°)		0	30 (tirant)
Diamètre	a_e (mm)	a_p (mm)		
D = 20 mm	15,87	0,5	(usi 50) usi 66	
D = 20 mm	4	0,5	(usi 49) usi 67	
D = 20 mm	18,93	2	(usi 59) usi 63	
D = 20 mm	4	2	(usi 55 + usi 56 + usi 60) usi 62	
D = 20 mm	4	4	usi 70	
D = 20 mm	7,8	0,5		usi 72
D = 20 mm	14,42	2		usi 73

RESUME

L'objet des travaux de recherche porte sur l'étude et la modélisation des efforts de coupe en fraisage de matériaux durs. La connaissance des efforts de coupe, ainsi que leurs évolutions au cours du temps, sont des signatures utiles à l'optimisation et au suivi du procédé d'usinage.

La prédiction de l'évolution temporelle des efforts de coupe peut permettre d'optimiser la géométrie des outils lors de leur conception, ou de mieux adapter les conditions de coupe et la machine utilisée à l'opération d'usinage envisagée ; ceci dans le but de minimiser le niveau d'effort ou de le stabiliser, et ainsi d'éviter les pics d'efforts importants néfastes à la tenue de l'outil et aux capacités de la machine. La connaissance des efforts de coupe favoriserait également l'optimisation des trajectoires d'outils au sein d'un logiciel de FAO par exemple.

Cette étude vise donc à améliorer la procédure de qualification d'un outil pour l'usinage d'un matériau donné, en considérant comme point de départ la géométrie locale de l'arête coupante, et en "remontant" ensuite à la géométrie globale de l'outil ou de la famille d'outils considérée. Cette méthode présente l'avantage de pouvoir être adaptée à toutes les formes globales d'outils, notamment dans le cas de fraises à géométrie complexe. Seule la définition de l'arête coupante doit être conservée pour appliquer la procédure à plusieurs outils de la même famille.

Enfin, cette étude est rendue possible en Usinage Grande Vitesse par la mise au point d'un capteur dynamométrique à compensation inertielle permettant l'obtention de signaux de bonne qualité à haute fréquence.

ABSTRACT

This research work deals with the study and the modelisation of cutting forces in milling of hard materials. The knowledge of cutting forces, and their time evolution, are useful data for optimisation and monitoring of the manufacturing process.

The prediction of the cutting forces time evolution could allow to optimise the tool design, or to better adapt the cutting conditions and the machine tool to the considered machining operation; in order to minimise the force level or to stabilise it, and then to avoid the force "peaks" with high amplitudes that are dangerous for the tool life and for the capacities of the machine. The knowledge of cutting forces could also help optimisation of tools trajectories in a CAM software for example.

The objective of this study is to improve the procedure of qualification of a tool machining a given material, considering as first step the local geometry of the cutting edge, and going back then to the global geometry of the tool or of the considered tool family. This method has the advantage of being adapted to any global shape of tool, even in the case of milling cutters with complex geometries. Only the cutting edge definition must be conserved to apply the procedure to several tools of the same family.

Finally, this study has been possible in high speed conditions thanks to a dynamometric sensor with inertial compensation allowing to obtaining good quality signals even at high frequencies.

MOTS CLES : Effort de coupe, fraisage, modèle prédictif, angle de coupe, angle d'hélice, matériaux durs.

