AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4
Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10
http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php
http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm

Thèse

Présentée et soutenue publiquement pour l'obtention du titre de

DOCTEUR DE l'UNIVERSITE DE LORRAINE

Mention : Science des Matériaux

par **El Mehdi KIBBOU**

Sous la direction de Abdelhadi MOUFKI

Contribution à la Modélisation Thermomécanique des Vibrations en Coupe Oblique et à l'Etablissement d'un Plan Optimal de Maintenance Intégré à la Production tenant compte des Conditions d'Usinage.

Soutenance prévue le 20 décembre 2021

Membres du jury :

Directeurs de thèse :	**M. Abdelhadi MOUFKI**	**Professeur des universités, Laboratoire LEM3, Université de Lorraine**
	M. Sofiene DELLAGI	**Maître de Conférences - HDR, Laboratoire LGIPM, Metz, Université de Lorraine**
	M. Ilias MAJDOULINE	**Maître de Conférences, Laboratoire LIDRA, Université Internationale d'Agadir - Universiapolis**
Rapporteurs :	**M. José OUTEIRO**	**Maître de Conférences HDR, Laboratoire LABOMAP, Arts et Métiers ParisTech de Cluny**
	Mme. Zineb SIMEU-ABAZI	**Professeur des universités, Laboratoire G-SCOP, l'Université Grenoble Alpes**
Examinateur :	**M. Anis CHELBI**	**Professeur, Laboratoire RIFTSI, l'École Nationale Supérieure d'ingénieurs de Tunis**
Membres invités :	**M. Lahcen MIFDAL**	**Maître de Conférences, Laboratoire LIDRA, Université Internationale d'Agadir - Universiapolis**
	M. Gael LE COZ	**Ingénieur de Recherche, Laboratoire LEM3, Metz, Université de Lorraine**

Remerciement

Ce travail a été réalisé au sein de l'équipe «Thermomécanique des Procédés et des Interactions Outil-Matière (T-PRIOM)» du laboratoire LEM3 en collaboration avec l'équipe « Management de la Production et de la Maintenance (MPM) » du laboratoire LGIPM et l'équipe « Modeling and Optimization for Sustainable Industry (MOSI) » du laboratoire LIDRA.

Je remercie grandement mon directeur de thèse, Pr. Moufki Abdelhadi, pour son aide. Je suis ravi d'avoir travaillé en sa compagnie car outre son appui scientifique, il a toujours été présent pour me soutenir et me conseiller au cours de l'élaboration de cette thèse.

Je remercie également mes co-directeurs de thèse Pr. Dellagi sofiene et Pr. Majdouline Ilias qui ont su inspirer le titre de cette thèse et qui m'ont aidé beaucoup durant cette période de thèse, je reste très reconnaissant pour leur support, leurs orientations et leurs efforts.

J'adresse mes remerciements à Pr. Simeu-Abbazi Zineb et Pr. Outeiro José qi m'ont fait l'honneur d'être rapporteurs de ma thèse, ils ont pris le temps de m'accompagner. Leurs remarques m'ont permis d'envisager mon travail sous un autre angle.

Je tiens à remercier Pr. Chelbi Anis pour avoir accepté d'être parmi les nombres de jury de thèse d'une part et pour sa participation scientifique d'autre part. Ses remarques et ses conseils pendant la soutenance ainsi que le temps qu'il a consacré est un grand enchantement.

Je remercie également M. Le Coz Gael de m'avoir honoré de sa présence, sec questions et ses remarques pertinentes lors de la soutenance.

Je tiens à remercier particulièrement M. Mifdal Lahcen pour toutes nos discussions et ses conseils tout au long de mon cursus. Il a toujours fait preuve de disponibilité pour ses étudiants.

Il m'est impossible d'oublier M. Bendarma Amine pour son aide précieux pendant ma recherche bibliographique.

Je remercie toutes les personnes avec qui j'ai partagé mes études et notamment ces années de thèse.

Je ne rate pas l'occasion de remercier Mme. Bennani Souad et M. Bouslikhane Aziz pour leur soutiens et pour leur encouragement. Sans eux cet instant n'aura jamais avoir lieu.

Je remercie l'ensemble de mes amis et collègues qui m'ont encouragé durant ma préparation de thèse.

Mes derniers remerciements vont à mes parents et ma famille qui ont tout fait pour m'aider, qui m'ont soutenu et surtout supporté dans tout ce que j'ai entrepris.

Sommaire

Chapitre 1 : INTRODUCTION GENERALE 1

Chapitre 2 : Modélisation analytique de la coupe oblique avec vibrations 6

2.1 Introduction et étude bibliographique 7
2.2 Modélisation analytique des vibrations en coupe oblique 26
2.2.1 Introduction 26
2.2.2 Coupe oblique stationnaire (sans vibrations) 27
2.2.3 Modélisation thermomécanique de la coupe oblique dynamique 44
2.2.4 Résumé et fonctionnement du modèle de coupe oblique dynamique 59
2.3 Résultats et discussions 66
2.4 Conclusion 100

Chapitre 3 : Développement d'une nouvelle stratégie de maintenance intégrée à la production en tenant compte des contraintes de qualité dans l'usinage à sec 108

3.1 Les stratégies de production et de maintenance dans la gestion industrielle 109
3.1.1. Introduction 109
3.1.2. Les systèmes de production 111
3.1.3. Maintenance dans les systèmes de production 116
3.1.4. Couplage production, maintenance et qualité 126
3.1.5. Intégration de l'usinage à sec 131
3.1.6. Positionnement scientifique 133
3.1.7. Motivation 135
3.1.8. Synthèse de la partie bibliographique 136
3.2 Stratégie de maintenance intégrée à la production tenant compte des contrainte de qualité dans l'usinage à sec 137
3.2.1. Contexte technique approprié lié aux opérateurs d'usinage 140
3.2.2. Description du problème 146
3.2.3. Le modèle analytique 147
3.2.4. Exemple numérique 157
3.3 Etude de sensibilité 159
3.4 Conclusion 163

Chapitre 4 : CONCLUSION ET PERSPECTIVES 170

Annexes 176

Chapitre 1
INTRODUCTION GENERALE

La compétitivité de l'industrie mécanique est intimement liée aux innovations dans les procédés de fabrication. Le but est d'améliorer la productivité et de réduire les coûts de production et de maintenance. Il faut également être capable de rapidement s'adapter aux demandes des clients tout en maximisant le profit total de la production. Cette étude s'intéresse plus particulièrement à l'usinage qui est l'un des procédés de fabrications les plus adoptés par les différentes industries mécaniques (automobile, aéronautique, ferroviaire…). Au niveau de la production, au sein des grandes lignes de fabrication mécanique, plusieurs stratégies de production ont été adoptées afin de : stabiliser la bonne qualité des produits obtenus, augmenter la productivité et assurer le bon fonctionnement des machines-outils.

Compte tenu des enjeux industriels liés aux procédés d'usinage, l'optimisation de la production et des stratégies de maintenance requiert le développement d'outil d'aide à la décision. Pour ce faire, il faut faire appel à différentes thématiques de recherche : Procédés-Mécanique-Matériaux et Fiabilité-Maintenance-Production. L'objectif de cette thèse pluridisciplinaire (Mécanique et Génie Industriel) est double : (1) le développement d'un nouveau modèle thermomécanique de la coupe oblique, avec vibration, en usinage à sec et (2) la maximisation du profit afin d'établir conjointement une stratégie de production et un plan de maintenance préventive. L'objective (2) est réalisé par le biais du développement d'un modèle analytique. Le profit à maximiser, intègre les revenus de vente du produit fini, les coûts de production et de maintenance tout en tenant compte de l'impact des conditions d'usinage sur les coûts de production, la qualité des pièces usinées ainsi que la dégradation du système de production. Les travaux de la thèse s'inscrivent dans le cadre d'une collaboration entre l'université de Lorraine et l'université internationale d'Agadir-Universiapolis impliquant trois laboratoires : (i) Laboratoire d'étude des microstructures et de mécanique des matériaux (LEM3-Département Thermomécanique

des Procédés et des Interactions Outil-Matière-Université de Lorraine), (ii) Laboratoire de Génie Informatique, de Production et de Maintenance (LGIPM-Equipe Management de la Production et de la Maintenance-Université de Lorraine) et (iii) Laboratoire d'Innovations Durables et de Recherches Appliquées (LIDRA-Equipe Matériaux, Environnement et Energies Renouvelables-Ecole Polytechnique d'Agadir au Maroc).

Pour assurer la pérennité des systèmes de production, il faut prendre en considération le couplage entre les procédés de fabrication, la productivité, les stratégies de maintenances et les coûts qui en découlement. Dans l'industrie, l'optimisation des coûts de production et de maintenance se fait à travers le retour d'expérience de l'entreprise. Afin de rester compétitive, une entreprise doit être capable de rapidement s'adapter aux demandes des clients tout en maximisant le profit. A titre d'exemple, on peut citer le cas d'une entreprise qui souhaite répondre à un appel d'offre pour la production d'une pièce mécanique à haute valeur ajoutée dont le matériau est nouveau pour elle. Comme sa ligne de production n'a aucun retour d'expérience pour ce nouveau matériau, le développement d'outil d'aide à la décision combinant les aspects procédés d'usinage, productivité, fiabilité et maintenance peut apporter une réponse aux industriels. Ces outils permettent également de simuler et d'explorer d'autres stratégies de production (exemple de nouvelles conditions de coupe pour les opérations d'usinage et de nouvelles stratégies de maintenances) afin d'anticiper l'optimisation des coûts. Il est donc nécessaire de développer une nouvelle approche analytique qui intègre les trois aspects : procédés d'usinage, productivité, fiabilité-maintenance. Dans ce travail, le couplage entre : (i) l'opération d'usinage et (ii) la partie « optimisation simultanée des coûts de production et de maintenance » se fait à travers la prise en compte de l'effet des conditions de coupe sur l'état de la surface généré et sur l'usure de l'outil de coupe. Dans l'approche proposée, l'usure est prise en compte via la loi empirique de Taylor et l'état de la surface usinée est prédite à travers une nouvelle modélisation des vibrations en coupe oblique. L'une des contributions

de la thèse, est la prise en considération d'une façon simultanée de l'impact des conditions d'usinage sur trois aspects fondamentaux pour la partie « optimisation simultanée des coûts de production et de maintenance ». Le premier concerne l'impact des conditions d'usinage sur la durée et les coûts de production. Le deuxième concerne l'impact sur la dégradation du système d'usinages et par conséquent sur le plan de maintenance optimal à adopter. Le troisième concerne l'impact sur la qualité du produit fini qui affecte directement les coûts de vente et plus précisément les coûts de reviens. Ces interactions sont prises en considération par le biais du développement d'un modèle analytique afin d'établir un plan optimal de maintenance intégrée à la production pour le système d'usinage.

En usinage, le mauvais choix des conditions de coupe peut provoquer des vibrations excessives du système « pièce-outil-machine ». Le phénomène des vibrations représente un problème très délicat pour la recherche d'une plus grande productivité et d'une meilleure qualité des pièces (état de surface dégradé, usure de l'outil, rupture dans les composants de la machine…). Force de constater que les vibrations accentuent également l'usure de l'outil. Ceci influe par la suite sur la qualité de la surface générée et sur les différents coûts liés à la production. D'un autre côté, les conditions de coupe peuvent varier tout le long de l'opération d'usinage comme lors de l'usinage de surfaces complexes (fraisage 5 axes). Par conséquence, selon le couple outil-matière et selon les conditions de coupe, les vibrations de l'outil peuvent affecter d'une manière significative la qualité finale de la pièce usinée. Pour modéliser l'interaction outil-matière pour ce type de procédé, la partie engagée de l'arête de coupe de l'outil peut être discrétisée en un ensemble d'arêtes élémentaires où l'interaction outil-matière correspond à une opération de coupe oblique. Il est donc important de disposer d'un modèle permettant de simuler l'interaction outil-matière en coupe oblique.

Dans le deuxième chapitre, on propose une nouvelle modélisation thermomécanique de la coupe oblique avec vibration. Dans ce modèle analytique, le système vibratoire outil-porte outil

est assimilé à un système à un seul degré de liberté dans la direction d'avance. On prend en compte le couplage entre les oscillations de l'outil, le processus thermomécanique de formation du copeau (à travers la zone primaire de cisaillement et le frottement à l'interface outil-copeau) ainsi que l'interaction entre l'effet régénératif, résultant de la variation de la quantité de matière à usiner entre deux passes successives, et les sorties de l'outil de la zone de coupe en fonctions des conditions de coupe. Le couplage entre l'ensemble de ces mécanismes rend le problème à résoudre fortement non linéaire. Un algorithme de résolution permettant de réduire le temps de calcul a été mis en place. L'analyse de l'interaction outil-matière en coupe oblique avec vibration a été réalisée à travers plusieurs études paramétriques.

Dans le troisième chapitre, nous présentons dans un premier temps, un état de l'art de la littérature scientifique traitant les thématiques de maintenance ainsi que le problème de maintenance intégrée à d'autres domaines tels que la qualité, la production et l'environnement. Nous commençons par la fonction maintenance en détaillant ses différents types, stratégies, et politiques. On détaille quelques travaux existants dans la littérature étudiant d'une part la modélisation de la fonction maintenance liée aux données fiabilistes et d'autre part la modélisation intégrée entre la maintenance et d'autres fonctions comme la production et la qualité. On note que la partie bibliographique liée à la maintenance intégrée, nous révèle la réalisation d'un gain technique et/ou économique en prenant en considération l'interaction entre les fonctions maintenance, production et qualité. De ce fait, dans un deuxième temps dans le chapitre 3, on a posé notre problème de maximisation de profil en tenant compte des résultats liés à l'usinage via le modèle de coupe du chapitre 2. Plus précisément, on a considéré un problème d'usinage d'un produit où on peut adopter deux différentes vitesses de coupe en considérant les effets sur la dégradation de l'outil d'usinage, la durée et le coût de production ainsi que la qualité du produit fini. Dans un objectif de maximisation de profil, qui intègre les coûts de vente du produit fini selon la qualité ainsi que les coûts liés à la maintenance

préventive/corrective et la production, on a développé analytiquement notre fonction objective. Cette fonction objective est maximisée afin d'établir un plan optimal de maintenance intégrée à la production. Ce plan est illustré par une date optimale de changement de vitesse production « date de switching » ainsi que deux dates optimales de maintenance préventive systématiques relatifs à l'état de dégradation du système d'usinage selon les vitesses d'usinage adoptées.

Le dernier chapitre concerne la conclusion générale et les perspectives où on rappelle brièvement le problème posé dans cette thèse ainsi que les objectifs atteints. Des perspectives relatives aux travaux de la thèse sont également présentées.

Chapitre 2
MODELISATION ANALYTIQUE DE LA COUPE OBLIQUE AVEC VIBRATIONS

Dans ce chapitre, on présente un nouveau modèle thermomécanique de la coupe oblique avec vibration. Pour ce faire, on généralise le modèle de coupe oblique sans vibration de Moufki et al. (2000, 2004). Le chapitre se décompose en trois parties. Dans la première partie, on présente une étude bibliographique sur la modélisation de l'usinage sans vibration et avec vibration. Sachant que le but de ce travail est de proposer une modélisation analytique, la partie bibliographique a été limitée aux principaux modèles analytiques de la littérature en lien avec l'objectif de la thèse. La seconde partie est consacrée à une nouvelle modélisation thermomécanique du couplage entre le processus de formation du copeau et les vibrations de l'outil de coupe. Le système vibratoire outil-porte outil est assimilé à un système à un seul degré de liberté dans la direction d'avance. Un autre aspect de ce travail est que le modèle proposé puisse être facilement applicable à la simulation des procédés industriels comme le fraisage. Pour ce faire, nous avons mis en place un algorithme de résolution qui permet de réduire le temps de calcul. Dans la troisième partie, on analyse via une étude paramétrique, comment le couplage se fait entre les vibrations de l'outil et l'interaction outil-matière en coupe oblique. Cette analyse concerne le couplage entre les oscillations de l'outil et les mécanismes suivants : (i) l'écoulement thermomécanique de matière dans la zone primaire de cisaillement, (ii) la direction d'écoulement du copeau le long de la face de coupe de l'outil et (iii) les conditions de frottement à l'interface outil-copeau. Pour un couple outil-matière et pour certaines conditions de coupe, les vibrations de l'outil peuvent affecter d'une manière importante la qualité finale de la pièce usinée. Une étude paramétrique, sur l'évolution de l'état de la surface générée en fonction des différentes passes d'usinage, a également été présentée. En effet, pour certains procédés industriels, comme l'usinage de surfaces complexes (fraisage 5 axes), les conditions

de coupe peuvent varier tout le long de l'opération d'usinage. Il donc important de disposer de modèles, avec un temps de calcul non excessif pour servir d'outil d'aide à la décision au niveau industriel, permettant d'analyser l'évolution de la qualité de la surface générée durant le processus d'usinage.

2.1 - Introduction et étude bibliographique

Le processus thermomécanique de formation du copeau en usinage est un processus très complexe. Il dépend de nombreux paramètres comme le comportement thermoviscoplastique du matériau usiné, le frottement à l'interface outil-copeau, les conditions de coupe (épaisseur du copeau non déformé, largeur de coupe, vitesse de coupe, angle de coupe,…) et des caractéristiques thermophysiques des matériaux du couple outil-pièce (coefficient de conduction thermique, capacité calorifique, masse volumique,…). Il dépend également des vibrations du système 'pièce-outil- machine'.

L'opération de coupe orthogonale avec une arête de coupe droite, Fig. 1, est une opération élémentaire où l'arête de coupe est perpendiculaire à la direction de coupe (c-à-d la direction de la vitesse de coupe V qui représente la vitesse de la matière par rapport à l'outil dans le cas sans vibration). Ce type d'opération élémentaire permet d'identifier les principaux mécanismes physiques qui gouvernent le processus thermomécanique de formation du copeau. Elle peut être réalisée grâce à l'usinage d'un tube ou un disque, Fig. 2.

En se plaçant dans le cas d'un copeau continu, on identifie deux principaux mécanismes :

(i) – La formation du copeau est caractérisée par le fait que la vitesse d'une particule de matière passe de la vitesse de coupe V à la vitesse du copeau V_c, Fig. 1. Donc au voisinage du plan de cisaillement OA, les particules de matière subissent un cisaillement intense causé par le changement dans la direction d'écoulement de la matière pour passer de la direction de coupe, parallèle à celle de V, à la direction d'écoulement du copeau défine par celle de V_c. Ce changement s'effectue dans une

zone d'accommodation d'une manière progressive. C'est la zone primaire de cisaillement dont l'épaisseur peut être plus au moins régulière suivant les conditions de coupe, Fig. 1.

(ii) - A l'interface outil-copeau, les particules de matière frottent le long de la face de coupe de l'outil. Selon les conditions de coupe, ce frottement peut induire la formation d'une zone secondaire de cisaillement, Fig. 1.

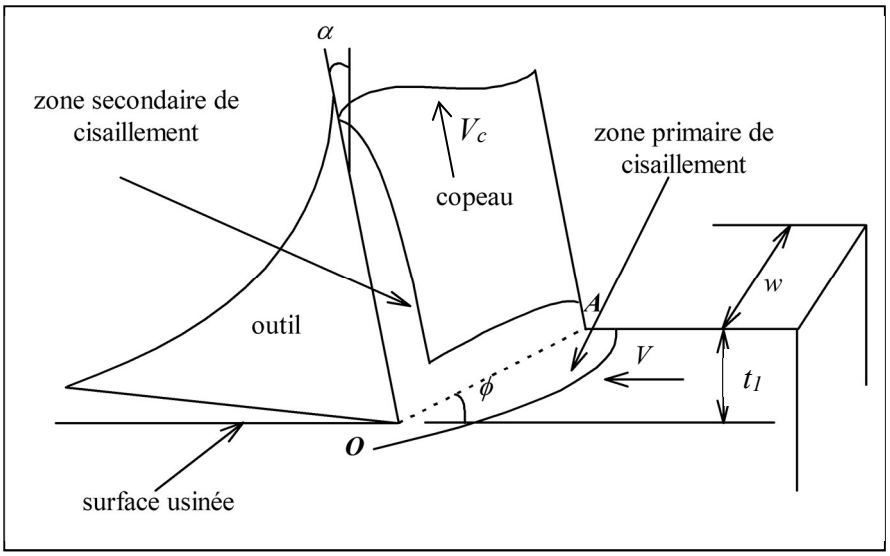


Figure 1 – Illustration de la formation d'un copeau continu durant la coupe orthogonale, Moufki (1998).

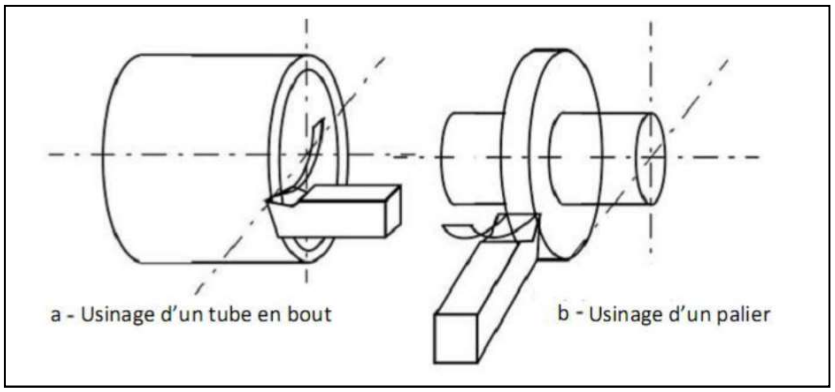


Figure 2 – Opération de coupe orthogonale en tournage, Le Calvez (1995).

En plus des mécanismes cités précédemment, le contact entre la surface générée et la face de

dépouille de l'outil peut engendrer la formation d'une zone tertiaire de cisaillement. Cette zone tertiaire dépend de l'usure en dépouille de l'outil et peut, selon les conditions de coupe, affecter l'état de la surface usinée (rugosité et contraintes résiduelles).

La formation du copeau se caractérise par des conditions thermomécaniques sévères. Dans la zone primaire de cisaillement, les vitesses de déformation et les déformations peuvent atteindre des valeurs supérieures à $10^4\ s^{-1}$ et 200 %. Il en résulte une importante élévation de la température due à la dissipation de l'énergie de déformation plastique en chaleur. Boothroyd (1963) et Stephenson (1991) ont montré que pour les aciers, la température dans la zone primaire de cisaillement est de l'ordre de 300-500 °C. A l'interface outil-copeau, à cause du frottement, la température peut dépasser 1000 °C, Stephenson (1991). D'un autre côté, la température affecte le comportement des matériaux. En effet, une augmentation de la température engendre une baisse de la contrainte d'écoulement du matériau usiné à cause de l'adoucissement thermique.

Le développement de l'usinage à grandes vitesses (UGV) a été motivé par la nécessité de réduite le temps de fabrication des pièces et d'augmenter les cadences de production. L'UGV se caractérise par un débit de matière élevé (dans le cas de l'opération de coupe orthogonale de la figure 1, le débit volumique est donné par $V\ t_1\ w$ où t_1 et w représentent respectivement l'épaisseur du copeau non déformé et la largeur de coupe). L'optimisation de la production nécessite également la minimisant des vibrations tout en optimisant la durée de vie l'outil pour obtenir un bon état de surface de la pièce usinée. Pour répondre à ces différents objectifs, il est donc très utile de disposer de modèles de coupe permettant d'étudier et d'analyser les mécanismes gouvernant le processus thermomécanique de formation du copeau. Pour modéliser l'ensemble de l'interaction outil-matière lors de l'usinage, il faut prendre en compte d'autres phénomènes, en plus des trois mécanismes cités précédemment, comme : (i) l'arête rapportée qui se manifeste par un amas de matière à la pointe de l'outil pour les faibles vitesses

de coupe, (ii) l'usure de l'outil à l'interface outil-copeau et au contact de la surface usinée, (iii) la segmentation du copeau et (iv) les vibrations du système outil-pièce-machine.

Compte tenu de la complexité des phénomènes mis en jeu par l'interaction outil-matière en usinage, les premiers modèles analytiques ont été développés pour de la coupe orthogonale stationnaire (sans vibrations) avec un copeau continu. Dans ces modèles, les effets thermiques ne sont pas pris en compte et le comportement du matériau usiné est supposé parfaitement plastique, Merchant (1945), Lee et Shaffer (1951). Afin de prendre en compte les effets thermiques, Oxley (1989) a proposé une approche thermomécanique qui prend en compte le comportement thermoviscoplastique du matériau usiné. Le modèle d'Oxley est basé sur plusieurs relations empiriques comme celles servant à déterminer la vitesse de déformation dans le plan de cisaillement primaire et la température dans le copeau. Molinari et Dudzinski (1992) ont développé un modèle thermomécanique pour la coupe orthogonale sans vibrations basé sur les hypothèses suivantes : (i) la zone de cisaillement primaire est assimilée à une bande fine d'épaisseur constante où l'écoulement thermomécanique de matière est modélisé par une approche unidimensionnelle et (ii) le coefficient de frottement $\overline{\mu}$ à l'interface outil-copeau ne varie pas en fonction des conditions de coupe.

Comme indiqué précédemment, les conditions de contact entre l'outil et le copeau sont sévères (la pression au voisinage de la pointe de l'outil peut dépasser 1 GPa). L'échauffement considérable qui en résulte peut affecter les conditions de frottement à l'interface outil-copeau. Par conséquence, le frottement ne peut plus être supposé constant quelles que soient les conditions de coupe utilisées. Différentes études expérimentales ont montré que le coefficient de frottement $\overline{\mu}$, que l'on détermine à partir de mesures des efforts de coupe, dépend des conditions de coupe : V, α (angle de coupe, Fig. 1) et t_1. Les tendances observées sont comme suit :

- le coefficient de frottement $\overline{\mu}$ décroit quand on augmente la vitesse de coupe V, Schulz (1989), Sutter et al. (1997)
- une augmentant de l'épaisseur du copeau non déformée t_1 induit une baisse de $\overline{\mu}$, Volf (1995)
- le coefficient de frottement $\overline{\mu}$ augmente avec de l'angle de coupe α, Oxley (1989)

A partir d'études expérimentales en tribologie, Moufki (1998), on observe les tendances suivantes :

- une augmentation de la vitesse de glissement provoque une réduction du coefficient de frottement
- une baisse du coefficient de frottement est observée quand on augmente la pression de contact

En coupe orthogonale, l'évolution de $\overline{\mu}$ en fonction de V, α et t_1 est généralement prise en compte à travers différentes lois empiriques :

- Dans Usui et al. (1978) le coefficient de frottement $\overline{\mu}$ croît avec α suivant une loi exponentielle
- Schulz (1989) a supposé que $\overline{\mu}$ décroit avec la vitesse de coupe V suivant une loi puissance

Il est généralement très difficile de prendre en compte l'ensemble des effets des conditions de coupe sur $\overline{\mu}$ via une loi empirique. Durant l'interaction outil-matière, les paramètres V, α et t_1 affectent indirectement le coefficient de frottement $\overline{\mu}$ par l'intermédiaire de la vitesse de glissement, le long de la face de coupe de l'outil, et de la pression de contact qui affectent à leur tour la température à l'interface outil-copeau. Dans Moufki et al. (1998, 2000, 2004), les auteurs ont utilisé un frottement de type Coulomb avec un coefficient de frottement $\overline{\mu}$ qui baisse en fonction de la température moyenne à l'interface outil-copeau. Cette hypothèse prend en compte d'une manière indirecte les effets de la pression et de la vitesse de coupe sur $\overline{\mu}$. Bien

que la loi de frottement réelle soit plus complexe, les résultats obtenus par Moufki et al. (1998, 2000, 2004) reproduisent les principales tendances observées sur la variation de $\overline{\mu}$ en fonction des conditions de coupe : V, α et t_1.

En plus des modèles analytiques, la méthode des éléments finis (MEF) a également été utilisée pour modéliser le processus thermomécanique de formation du copeau. Une analyse plus fine de l'interaction outil-matière peut être obtenue grâces aux modèles EF. En effet, la MEF permet d'analyser plusieurs grandeurs, difficilement accessibles expérimentalement, comme les distributions de la température dans la pièce et dans l'outil. Il en résulte une meilleure compréhension des mécanismes thermomécaniques qui gouvernent la formation du copeau. A titre d'exemple, les premiers modèles EF ont été proposés par Strenkowski et Caroll (1985), Strenkowski et Moon (1990), Sekhon et Chenot (1993), Marusich et Ortiz (1995). L'utilisation de la MEF pour simuler les opérations d'usinage s'est énormément développée ses dernières années grâce au développement des codes commerciaux comme ABAQUS, AdvantEdge et DEFORM. En utilisant la formulation lagrangienne, implémentée dans Abaqus-Explicit, Mabrouki et al. (2008) et Atlati et al. (2011) ont proposé un modèle thermomécanique EF de la coupe orthogonale de l'aluminium AA2024-T351. Afin d'analyser le phénomène d'arête rapportée, Childs et al. (2013) ont utilisé l'approche EF lagrangienne implémentée dans AdvantEdge. Grâce au code DEFORM-2D, Umbrello et al. (2007) ont analysé l'influence des paramètres de la loi de comportement thermoviscoplastique de Johnson-Cook sur les prédictions des modèles EF pour la coupe de l'acier inox 316L.

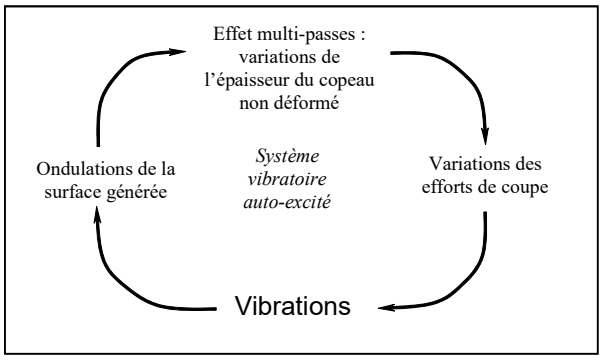
Dans la littérature, la formulation Arbitraire Lagrange Euler (ALE), a également été utilisée dans les modèles EF de l'usinage. Cette approche permet de prendre en compte les avantages des deux formulations lagrangienne (les nœuds du maillage ont la même vitesse que la matière) et eulérienne (la matière s'écoule dans le maillage qui est fixe). L'objectif est de limiter la distorsion du maillage dans les zones de formation du copeau où la déformation est sévère (c-

à-d la zone primaire de cisaillement et l'interface outil-copeau). Dans l'approche ALE, le déplacement des nœuds du maillage n'est pas égal à celui de la matière sauf dans la direction normale aux surfaces libres. Afin d'étudier comment les conditions de coupe influencent la direction d'écoulement du copeau et les efforts de coupe en coupe oblique, Haglund et al. (2008). Arrazola et al. (2008) ont proposé un modèle ALE 3D sous Abaqus-Explicit. Pour d'analyser l'influence du coefficient de frottement, à l'interface outil-copeau, sur la formation de l'arête rapportée au voisinage de l'arête de coupe, Molinari et al. (2011) et Atlati et al. (2015) ont développé un modèle EF basé sur l'approche ALE. Pour étudier l'effet des conditions d'usinage sur la qualité de la surface usinée du cuivre, Outeiro et al. (2015) ont utilisé Abaqus-Explicit pour proposer un modèle EF ALE. D'une manière générale pour les simulations du processus de formation du copeau, il faut noter que les prédictions des modèles de coupe (analytiques ou numériques) dépendent fortement de la façon avec laquelle on modélise le comportement thermomécanique du matériau usiné et les conditions de frottement à l'interface outil-copeau.

Un autre aspect lié aux procédés d'usinage est le phénomène des vibrations qui affectent la productivité et la qualité finale des pièces usinées. Les vibrations pouvent générer des coûts importants dus au non-respect des critères de qualité imposés aux produit final. Un choix non optimal des conditions de coupe en usinage peut induire l'apparition de vibrations excessives du système outil-pièce. Ces vibrations peuvent entraîner une dégradation de la qualité des surfaces générées, une diminution de la durée de vie de l'outil de coupe et même une dégradation de la machine. Les modèles de coupe avec vibration peuvent donc être utilisés pour étudier les mécanismes provoquant les vibrations et analyser leurs impacts sur la qualité des pièces usinées. Ces modèles peuvent également servir pour déterminer les conditions de stabilité de la coupe.

Lors de l'usinage, les vibrations de l'outil sont liées principalement aux mécanismes suivants :

(i) les variations de l'épaisseur usinée entre deux passes successives (effet régénératif), (ii) les variations du frottement à l'interface outil-copeau et (iii) le contact entre la face de dépouille de l'outil et la surface générée. L'effet régénératif se produit de la manière suivante : les ondulations de la surface à usiner, générées par les oscillations de l'outil durant de la passe précédente, vont affecter la réponse dynamique de l'outil durant la passe suivante. Il en résulte des variations des efforts de coupe qui entretiennent le mouvement de l'outil de coupe. Les vibrations en usinage correspondent donc à des vibrations auto-excités :



L'ensembles de des mécanismes (i), (ii) et (iii) sont couplés et dépendent d'une manière non linéaire des oscillations de l'outil, Tlusty et Ismail (1981), Stépan (2001), Wiercigroch et Budak (2001) et Wiercigroch et Krivtsov (2001). L'interaction entre les vibrations de l'outil et le processus de formation du copeau se fait à travers différentes sources : les variations instantanées des conditions de coupe (la direction de coupe, la vitesse relative de la matière par rapport à l'outil, l'angle de coupe), les ondulations de la surface usinée à la passe précédente, les conditions de frottement à l'interface outil-copeau, et le contact de la pièce avec la face en dépouille de l'outil.

Les premiers modèles de coupe dynamique sont basés sur la méthode des fonctions de transfert pour analyser la stabilité de la coupe, Tlusty et Polacek (1963), Merrit (1965) et Tobias (1965). Dans ces approches, les équations de mouvement (un système à plusieurs degrés de libertés) sont linéaires et peuvent être résolues dans le domaine fréquentiel grâce aux Transformées de

Laplace, Altintas (2000). La figure 3 montre une illustration d'un système à un seul degré de liberté avec l'effet régénératif entre deux passes successives.

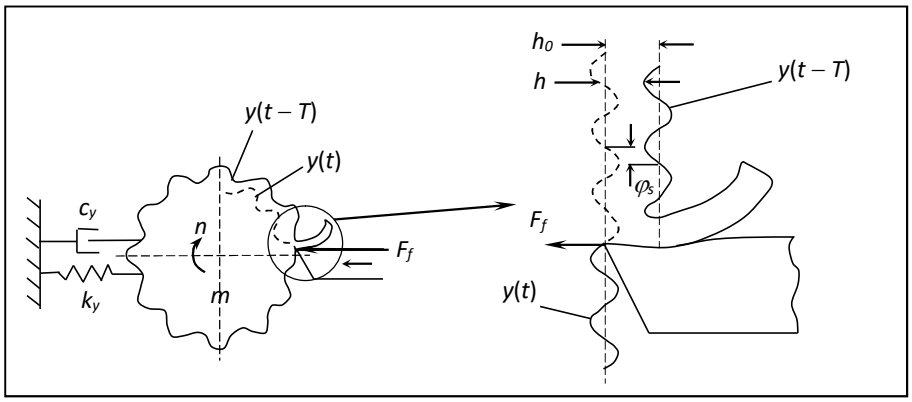


Figure 3 – Effet régénératif en coupe orthogonale, Altintas (2000).

Les oscillations dans la direction d'avance, Fig. 3, sont données par une équation différentielle linéaire :

$$m_y \ddot{y}(t) + c_y \dot{y}(t) + k_y y(t) = F_f(t) = K_f \, w(h_0 + [y(t-T) - y(t)]) \tag{1}$$

où h_0, w et T représentent respectivement l'épaisseur nominale du coupeau non déformée (c-à-d dans le cas sans vibrations), la largeur de coupe et la durée d'une passe. Les paramètres m_y, c_y et k_y représentent respectivement la masse équivalente, le coefficient d'amortissement et la rigidité équivalente du système dans la direction d'avance.

Dans (1), l'effort d'avance F_f est supposé proportionnel à la pression spécifique K_f exercée dans la direction d'avance. A partir de la solution de (1) dans le domaine fréquentiel, obtenue grâce aux Transformées de Laplace, on peut déterminer la largeur de coupe limite w_{lim} au-dessus de laquelle les vibrations deviennent instables, Altintas (2000). Cette valeur limite correspond donc au cas où le système se trouve à la limite de stabilité (c-à-d le cas où les vibrations ont une amplitude constante). Cette approche linéaire permet de déterminer les lobes de stabilité qui traduisent l'évolution de w_{lim} en fonction de la vitesse de rotation de la pièce (ou de la vitesse de coupe d'une manière générale), Fig. 4. Malgré le fait que cette approche ne prend pas en compte la physique de la coupe (les mécanismes de la formation du copeau), elle permet

d'expliquer les tendances observées dans les lobes de stabilité. Ces derniers sont directement liés à deux paramètres qui dépendent de la vitesse de coupe : (i) le nombre d'oscillations de l'outil pendant une passe (le nombre d'ondulations de la surface générée) et (ii) le déphasage entre deux passes successives, Fig. 4. Les résultats montrent que plus le nombre d'ondulations de la surface générée est grand plus le lobe de stabilité est resserré. Ceci est due au fait que le déphasage entre deux passes successives devient petit. C'est ce qu'on observe aux faibles vitesses de coupe, Fig. 4.

La modélisation des vibrations en usinage, basée sur cette approche linéaire, est couramment utilisée dans la littérature pour différents procédés d'usinage comme le tournage (Qiu and Ge (2018), Lu et al. (2018), Nam et al. (2021)), le fraisage (Turner et al. (2007), Kilic and Altintas (2016), Wang et al. (2021)) et le perçage (Otto et al. (2014), Dong et al. (2018), Schmitz et al. (2020)). Cependant pour garder un problème linéaire, on ne prend pas en compte le couplage entre les vibrations de l'outil et le processus de formation du copeau.

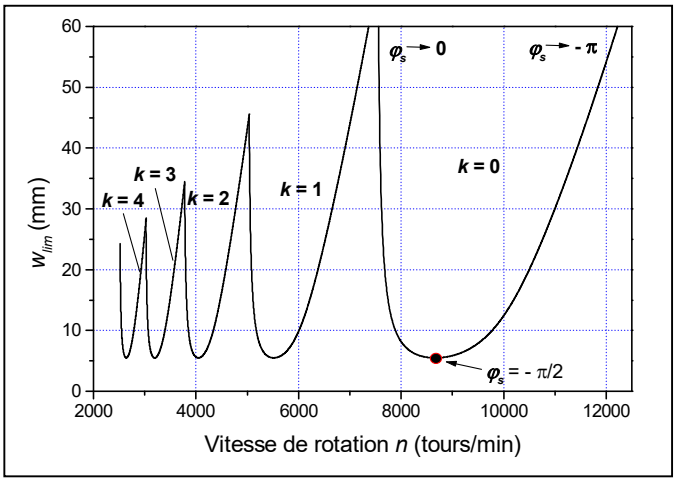


Figure 4 – Effet de la vitesse de rotation de la pièce sur la largeur de coupe limite w_{lim}, Altintas (2000). Les paramètres k et φ_s représentent respectivement le nombre d'oscillations de la pièce (ou de l'outil) pendant une passe et le déphasage entre deux passes successives.

Afin d'analyser les effets, sur la stabilité de la coupe, de l'interaction entre les mécanismes de formation du copeau et les vibrations de l'outil de coupe, d'autres approches analytiques ont

été développées dans la littérature. Dans le modèle analytique proposé par Wu et Liu (1985), l'amplitude des vibrations est supposée faible et le coefficient de frottement à l'interface outil-copeau est fonction de la vitesse du copeau par rapport à l'outil qui vibre. Les équations d'équilibre dynamique (ou équations de mouvement) sont linéarisées pour évaluer la stabilité du processus de coupe en supposant que l'oscillation actuelle de l'outil (point A, Fig. 5) est sinusoïdale avec une amplitude constante et que la surface générée à la passe précédente (point B, Fig. 5) possède la même fréquence.

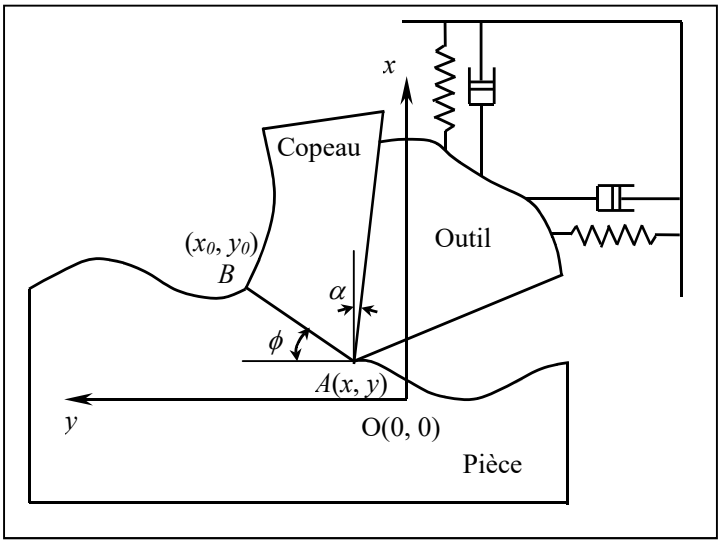


Figure 5 – Modèle de coupe orthogonale dynamique, Wu et Liu (1985).

Dans Wu et Liu (1985), le coefficient de frottement μ à l'interface outil-copeau varie avec la vitesse du copeau suivant une loi exponentielle :

$$\mu = \mu_0 \, e^{-qV_c} \tag{2}$$

Les coefficients μ_0 et q sont fonctions du couple outil-matière et. Dans le cas des vibrations de l'outil, la vitesse V_c dépend de ces oscillations :

$$V_c \cos\alpha = \left(V + \frac{\dot{y} - \dot{y}_0}{2} \right) \tan\phi - \left(\frac{\dot{x} - \dot{x}_0}{2} \right) \tag{3}$$

où $(\dot{x}, \dot{y})$ et $(\dot{x}_0, \dot{y}_0)$ représentent les vitesses des oscillations des points A (la pointe de l'outil) et B (l'intersection du plan primaire de cisaillement et la surface à usiner), voir Fig. 5.

L'angle de cisaillement ϕ est donnée par la loi de Merchant (1945) modifiée :

$$\phi = \frac{C_m}{2} + \frac{\alpha - \lambda}{2} \tag{4}$$

La constante C_m dépend du matériau usiné. A l'interface outil-copeau, l'angle de frottement est donné par $\lambda = \tan^{-1} \mu$. Les efforts de coupe F_y et d'avance F_x sont calculés à partir du modèle de Merchant (1945) :

$$\begin{cases} F_x = \dfrac{(x_0 - x) w \tau \sin(\lambda - \alpha)}{\sin\phi \cos(\phi + \lambda - \alpha)} \\ F_y = -\dfrac{(x_0 - x) w \tau \cos(\lambda - \alpha)}{\sin\phi \cos(\phi + \lambda - \alpha)} \end{cases} \tag{5}$$

où w et τ représentent respectivement la largeur de coupe et la contrainte de cisaillement dans la zone primaire de cisaillement. Le comportement du matériau usiné est supposé parfaitement plastique.

L'effort de talonnement f_x dans la direction d'avance x, résultant du contact entre la face de dépouille de l'outil et la surface générée, est donné par :

$$f_x = -\frac{Kw}{V} \dot{x} \tag{6}$$

Le coefficient K est fonction du matériau usiné.

A partir des équations (2-4) et après linéarisation, l'angle ϕ est relié aux oscillations de l'outil via l'expression suivante :

$$\operatorname{cotan}\phi = (A_\phi - C_\phi V) + \frac{B_\phi}{2}(\dot{x} - \dot{x}_0) - \frac{C_\phi}{2}(\dot{y} - \dot{y}_0) \tag{7}$$

Les coefficients A_ϕ, B_ϕ et C_ϕ sont identifiés à partir d'essais de coupe. Ils sont fonctions du matériau usiné, du coefficient frottement le long de la face de coupe de l'outil et des conditions de coupe.

En combinant (5) et (7), on obtient :

$$\begin{cases} F_x = 2w\tau(x_0 - x)[(A_x - C_x V) + \dfrac{B_x}{2}(\dot{x} - \dot{x}_0) - \dfrac{C_x}{2}(\dot{y} - \dot{y}_0)] \\ \\ F_y = -2w\tau(x_0 - x)[(A_y - C_y V) + \dfrac{B_y}{2}(\dot{x} - \dot{x}_0) - \dfrac{C_y}{2}(\dot{y} - \dot{y}_0)] \end{cases} \tag{8}$$

Dans (8), les coefficients A_x, B_x, C_x, A_y, B_y et C_y s'écrivent en fonction du paramètre C_m , voir (4), de la vitesse de coupe V et des coefficients A_ϕ, B_ϕ et C_ϕ.

Les oscillations de l'outil sont donc déterminées à partir des équations linéarisées suivantes :

$$\begin{cases} m\ddot{x} + c_x\dot{x} + k_x x = 2w\tau(x_0 - x)[(A_x - C_x V) + \dfrac{B_x}{2}(\dot{x} - \dot{x}_0) - \dfrac{C_x}{2}(\dot{y} - \dot{y}_0)] - \dfrac{K\,w}{V}\dot{x} \\ \\ m\ddot{y} + c_y\dot{y} + k_y y = -2w\tau(x_0 - x)[(A_y - C_y V) + \dfrac{B_y}{2}(\dot{x} - \dot{x}_0) - \dfrac{C_y}{2}(\dot{y} - \dot{y}_0)] \end{cases} \tag{9}$$

où m, c_x, c_y, k_x et k_y représentent respectivement la masse équivalente, les coefficients d'amortissement et les rigidités équivalentes du système suivant les directions d'avance x et de coupe y.

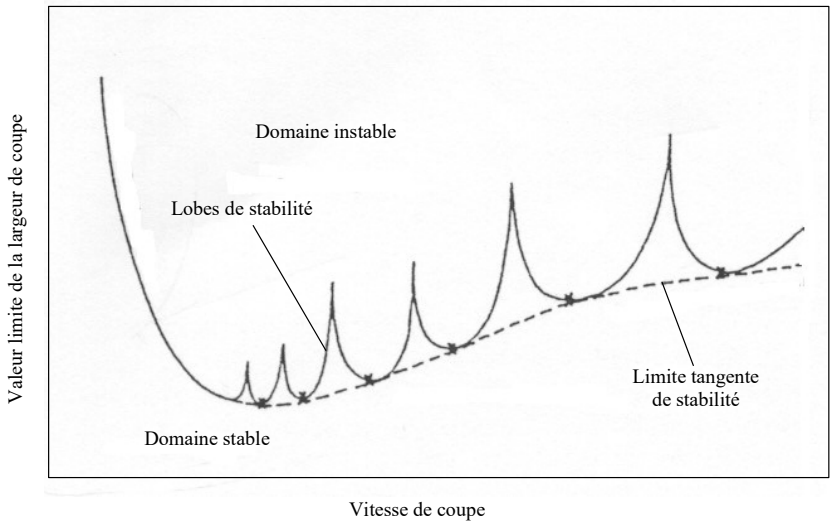


Figure 6 – Lobes de stabilité pour différentes vitesses de coupe, Wu et Liu (1985).

Dans le cas le cas d'un système à un seul degré de liberté suivant la direction d'avance x (on néglige les oscillations de l'outil dans la direction de coupe y, Fig. 5), la stabilité de la coupe donnée par la valeur limite w_{lim} de la largeur de coupe pour différentes vitesses de coupe, se

caractérise par les lobes de stabilité, Fig. 6. Ces lobes dépendent du déphasage entre deux passes successives, Fig. 7.

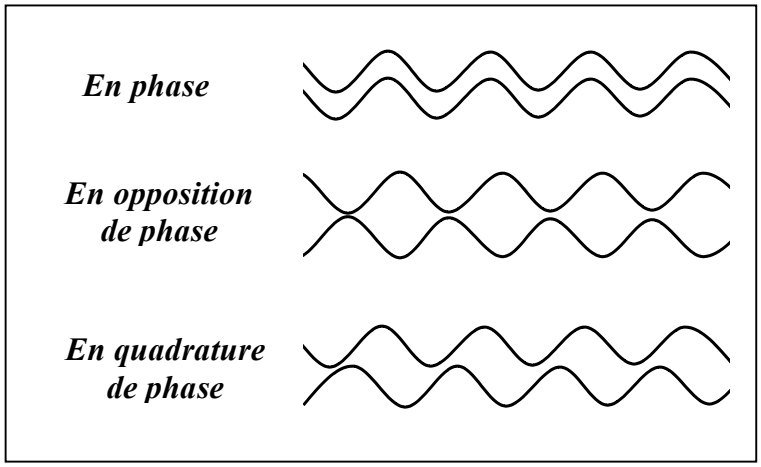


Figure 7 – Illustration du déphasage entre deux passes successives : en phase, en opposition de phase et en quadrature de phase.

Dans l'approche proposée par Jemielniak et Widota (1989), les vibrations de l'outil sont limitées à un système à un degré de liberté suivant la direction d'avance *x*, Fig. 9. Cette approche analytique permet de déterminer les oscillations de l'outil en prenant en compte les non linéarités induites par : (i) le contact en dépouille entre l'outil et la surface générée et (ii) la sortie de l'outil de la matière quand l'amplitude des oscillations est suffisamment élevée par rapport à l'épaisseur du copeau non déformé à usiner.

Le mouvement de l'outil est donné par l'équation d'équilibre dynamique :

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = F_x + f_x \tag{10}$$

où *m*, *c* et *k* représentent respectivement la masse équivalente, le coefficient d'amortissement équivalent et la rigidité équivalente du système. Dans (10), F_x est l'effort d'avance et f_x représente l'effort de talonnement induit par le contact en dépouille :

$$F_x = -wK_f(x - x_T) \quad \text{et} \quad f_x = -wK\dot{x} \tag{11}$$

avec $x_T = x(t-T)$ et *T* correspond à la durée d'une passe. Les coefficients K_f et *K* représentent

respectivement la pression de coupe, dans la direction d'avance, et le coefficient de talonnement.

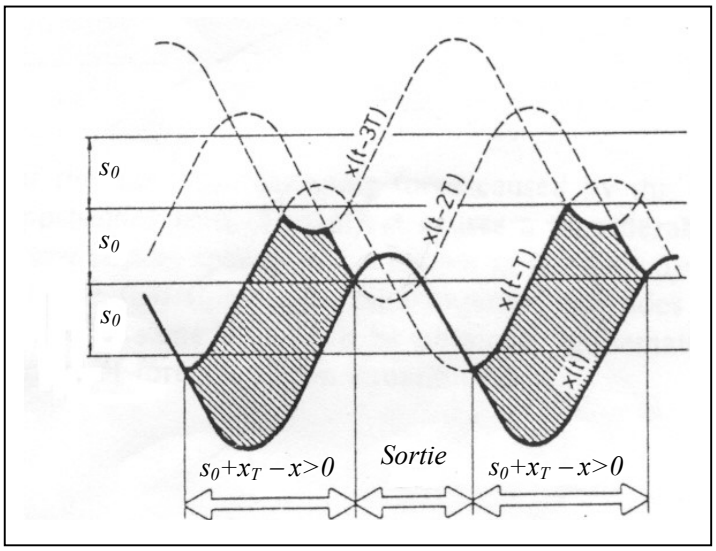


Figure 8 – Illustration de la sortie de l'outil de la matière (c-à-d quand $s_0 + x_T - x \le 0.$), Jemielniak et Widota (1989). *T* est la durée d'une passe.

Dans ce modèle, il existe deux effets qui limitent l'amplitude des oscillations de l'outil lorsque le processus d'enlèvent de matière devient instable : (i) la sortie de l'outil de la matière comme illustrée par la figure 8 et (ii) le contact entre les ondulations de la surface nouvellement usinée et la face en dépouille de l'outil, Fig. 9. Dans l'équation (11), la sortie de l'outil de la matière (c-à-d quand $s_0 + x_T - x \le 0.$) est prise en compte à travers le terme $x_T = x(t-T)$ donné par l'expression suivante :

$$x_T = \min[x(t-T), s_0 + x(t-2T), 2s_0 + x(t-3T), ...] \qquad (12)$$

avec s_0 est l'épaisseur du copeau non déformé dans le cas où l'outil ne vibre pas (coupe stationnaire).

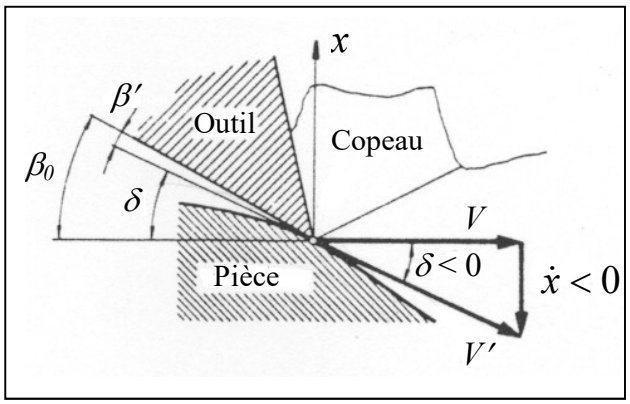


Figure 9 – Effet des oscillations de l'outil dans la direction d'avance *x* sur l'angle de dépouille instantané β', Jemielniak et Widota (1989). β_0 est l'angle de dépouille nominale.

Le contact entre les ondulations de la surface générée et la face de dépouille de l'outil, Fig. 9, dépend de l'angle de dépouille instantané β' qui est fonction de l'angle de dépouille nominale β_0 (dans le cas où il n'y a pas de vibrations) et des oscillations de l'outil :

$$\beta' = \beta_0 + \delta = \beta_0 + \tan^{-1}\left(\frac{\dot{x}}{V}\right) \approx \beta_0 + \frac{\dot{x}}{V} \tag{13}$$

Dans cette approche, l'amortissement induit par le contact en dépouille varie en fonction de β' d'une manière non linéaire quand $\dot{x} < 0$ (l'outil est en phase de descente), Fig. 10. Il devient plus important quand la vitesse de coupe est faible. Pour prendre en compte cette tendance, l'expression de la force de talonnement f_x, donnée par l'équation (11), est remplacée par :

$$f_x = -h_x\, w K \dot{x} \tag{14}$$

avec

$$h_x = \begin{cases} 1 - \dfrac{\dot{x}/V}{\beta_0 + \dot{x}/V} > 1 & \text{si} \quad \dot{x} < 0 \\ 1 & \text{si} \quad \dot{x} \geq 0 \end{cases} \tag{15}$$

Les équations (13) et (15) représentent le fait que la force de talonnement f_x augmente d'une manière significative lorsque l'angle de dépouille instantané $\beta' \approx \beta_0 + \dot{x}/V$ diminue. L'effet amortissant du contact en dépouille, à travers la force de talonnement, est alors plus important

lors de la descente de l'outil $(\dot{x} < 0)$ que quand il est en phase ascendante $(\dot{x} > 0)$, Fig. 10.

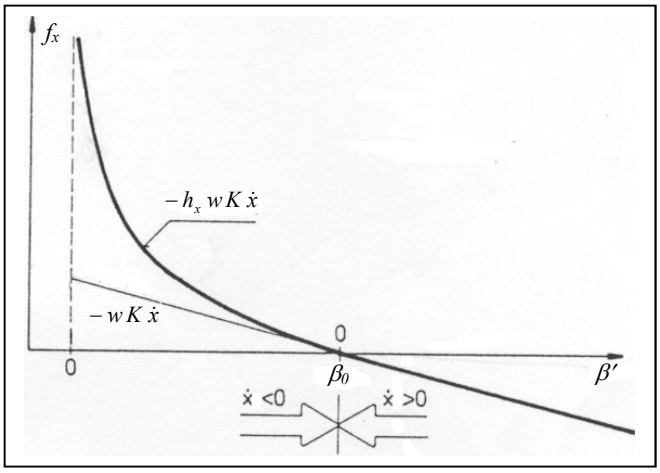


Figure 10 – Variation, en fonction de l'angle de dépouille instantané β', de la force de talonnement f_x, Jemielniak et Widota (1989).

L'équation de mouvement de l'outil dans la direction d'avance *x* devient alors :

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = \begin{cases} -wK_f(x - x_T) - h_x w K \dot{x} & \text{si} \quad s_0 + x_T - x > 0 \\ 0 & \text{si} \quad s_0 + x_T - x \le 0 \end{cases} \tag{16}$$

Cette équation est résolue numériquement par une méthode itérative.

Segreti (2002) et Moufki et al. (2006) ont proposé un modèle analytique non linéaire des vibrations de l'outil couplées au processus de formation du copeau en coupe orthogonale. Dans un premier temps, le système de coupe est assimilé à un système à un degré de liberté dans la direction d'avance. Par la suite, ils ont proposéun système à deux degrés de liberté où on prend en compte les oscillations de l'outil dans les directions de coupe et d'avance. Les principaux mécanismes, dus au processus de formation du copeau, dont le prise en compte dans le modèle vibratoire rendent le problème fortement non linaire sont : (i) la variation de l'angle de coupe et de l'angle de dépouille qui sont définis par rapport à la direction de coupe dont l'évolution suit les oscillations de l'outil (car la direction de coupe est donnée par la direction de la vitesse de la matière par rapport à l'outil qui oscille, Fig. 11(a)) , (ii) l'évolution du frottement en fonction de la vitesse du copeau par rapport à l'outil (loi de frottement fonction de la vitesse) et

(iii) le contact entre la face de dépouille de l'outil et la surface en cours d'usinage. En se basant sur les travaux de Wu (1989), Lee et al. (1995), Elbestawi et al. (1994) et Shawky et Elbestawi (1997), la force de talonnement $f_y(t)$ (y est la direction d'avance, Fig. 11(a)) a été supposée proportionnelle au volume total $v_d(t)$ de matière impacté par le contact en dépouille de l'outil à chaque instant t :

$$f_y(t) = f_{sp} v_d(t) \tag{17}$$

A partir des travaux de Wu (1987) sur l'usinage des aciers, le coefficient de proportionnalité a été fixée à $f_{sp} = 4.1\times10^5\, N/mm^3$. Dans l'équation (17), l'effet de l'angle de dépouille de l'outil sur $f_y(t)$ est pris en compte par l'intermédiaire de $v_d(t)$, Fig. 11(a). Comme l'outil est supposé parfaitement tranchant (on néglige le rayon d'arête), la force de talonnement ne devient non nulle que lorsque l'angle de dépouille instantané $\beta'(t)$ est négatif, Fig. 11(a). Ceci se produit lors de la descente de l'outil. Dans ce modèle, la force de talonnement est plus important lorsque la vitesse de coupe est faible car la pente instantanée des ondulations de la surface usinée est alors plus grande. Par contre aux grandes vitesses, ce talonnement devient négligeable car on ne prend pas en compte une éventuelle usure en dépouille. La stabilité de la coupe est déduite de l'évolution dans le temps de l'amplitude des oscillations de l'outil en résolvant numériquement les équations différentielles non linéaires du système vibratoire, Fig. 11(b).

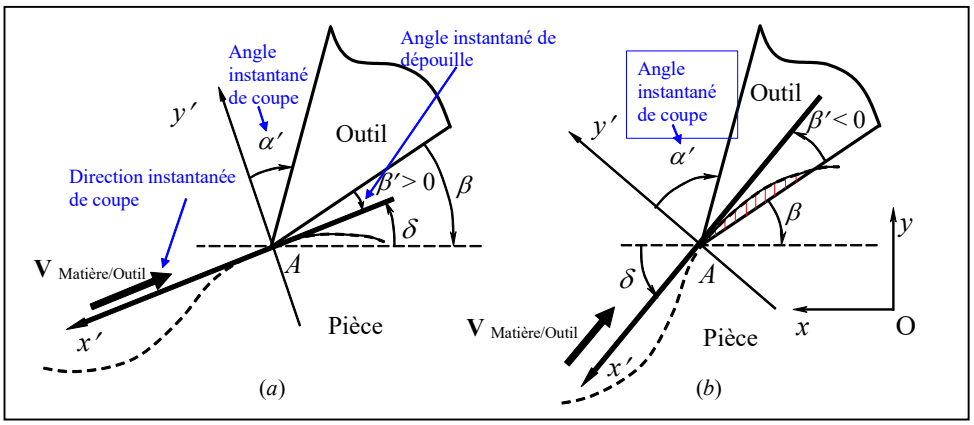


Figure 11(a) – (a) L'angle instantané de dépouille β' est positif : absence de contact entre la

face en dépouille de l'outil et la surface générée. (b) L'angle β' est négatif : le volume dû au contact en dépouille correspond à la zone hachurée, Segreti (2002) et Moufki et al. (2006).

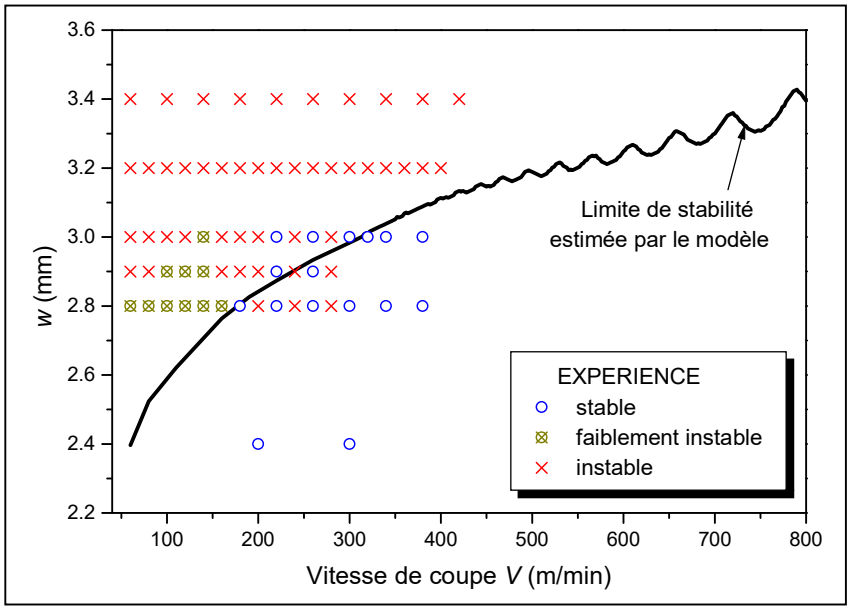


Figure 11(b) – Comparaison entre la limite de stabilité théorique et expérimentale, Segreti (2002) et Moufki et al. (2006).

Fu et al. (2014) ont repris la même approche que Moufki et al. (2006) en introduisant l'évolution de la contrainte de cisaillement τ_{ZPC} dans la zone primaire de cisaillement en fonction des oscillations de l'outil dans la direction d'avance via la variation de l'angle de coupe. Les deux modèles donnent les mêmes résultats sauf aux faibles vitesses de coupe, Fig. 12. Cette différence s'explique par le fait que dans Moufki et al. (2006), la contrainte de cisaillement τ_{ZPC} est supposée constante.

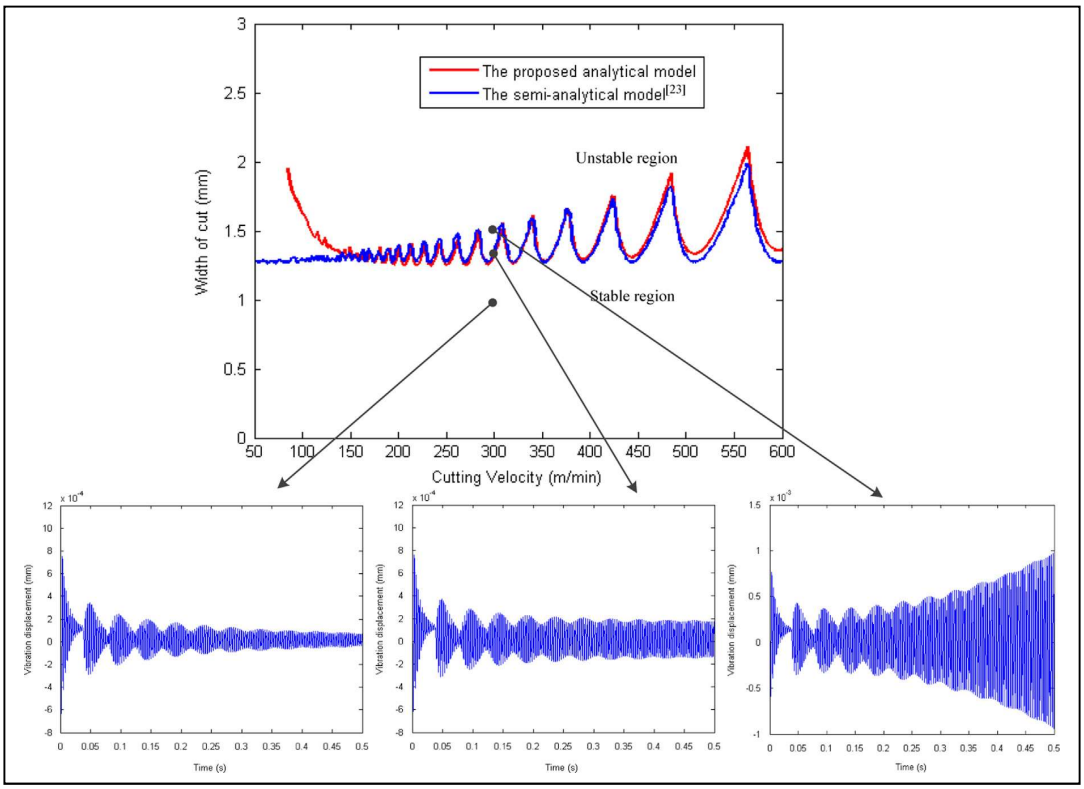


Figure 12 – Lobes de stabilité en coupe orthogonale, Fu et al. (2014). Comparaison avec le modèle de Moufki et al. (2006) (référence [23] dans Fu et al. (2014)) pour une vitesse de coupe de 300 m/min.

2.2 – Modélisation analytique des vibrations en coupe oblique

2.2.1 – Introduction

Pour modéliser et analyser les procédés industriels d'usinage, la partie engagée de l'arête de coupe de l'outil peut être discrétisée en un ensemble d'arêtes élémentaire, Fig. 13. Au niveau d'une arête élémentaire l'interaction outil-matière correspond à une opération de coupe oblique. Les efforts de coupe qui s'exercent sur l'outil sont alors obtenus en sommant les efforts générés par chaque élément d'arête. En utilisant des modèles empiriques ou prédictifs, cette approche a été appliquée à différents procédés d'usinage comme le fraisage (Altintas (2000), Budak (2006), Fontaine et al. (2007), Moufki et al. (2015), Bari et al. (2019)) et le tournage (Molinari et Moufki (2005), Moufki et Molinari (2005), Budak et Ozlu (2008)).

Afin de simuler les vibrations dans les procédés industriels d'usinage, il faut disposer de

modèles permettant d'analyser l'interaction entre le processus thermomécanique de formation du copeau et les vibrations de l'outil (ou de l'ensemble du système outil-pièce). Dans la première section de ce paragraphe, on présente le modèle de coupe oblique sans vibration de Moufki et al. (2000, 2004). Ensuite, on présente une nouvelle modélisation thermomécanique des vibrations en coupe oblique à partir d'une généralisation du modèle Moufki et al. (2000, 2004).

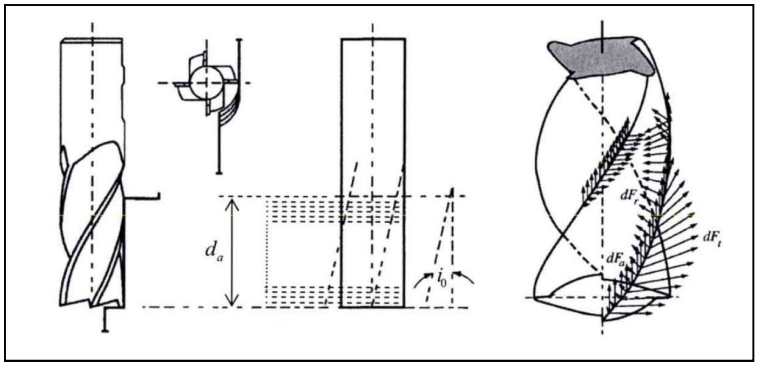


Figure 13 – Les arêtes de coupe, de la fraise, engagées dans la matière sont discrétisées en un ensemble d'arêtes élémentaires, Altintas (2000).

2.2.2 – Coupe oblique stationnaire (sans vibrations)

Pour disposer de modèles prédictifs pour les procédés d'usinage industriels, il faut modéliser l'interaction outil-matière en coupe oblique. En coupe oblique, la direction de la vitesse de coupe V n'est pas orthogonale à l'arête de coupe de l'outil comme c'est le cas en coupe orthogonale. Elle forme un angle λ_s, appelé angle d'inclinaison d'arête, par rapport à la normale à l'arête, Fig. 14. D'un autre côté, la direction de l'écoulement du copeau est inclinée d'un angle η_c par rapport à la normale à l'arête de coupe, Fig. 14. L'angle η_c, mesuré dans le plan de la face de coupe de l'outil, est appelé angle d'écoulement du copeau.

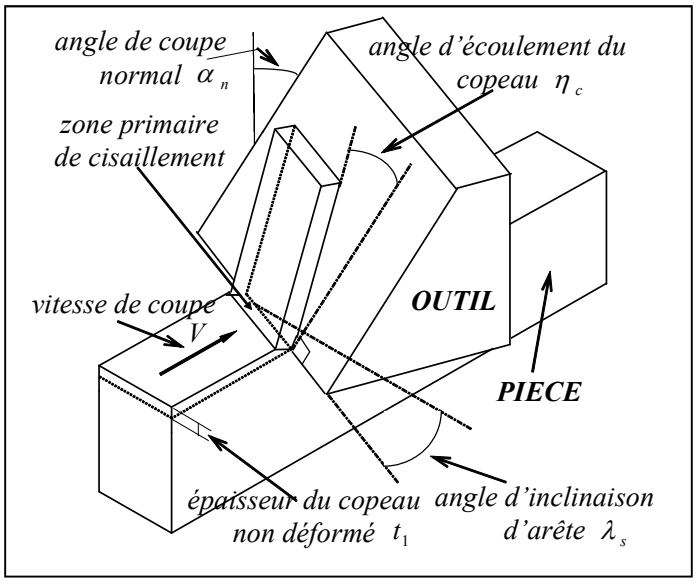


Figure 14 – Opération de coupe oblique.

La modélisation du processus de formation du copeau en coupe oblique nécessite la détermination de l'angle η_c. A partir d'une étude expérimentale, Stabler (1951) a proposé la loi empirique suivante :

$$\eta_c = \lambda_s \tag{18}$$

Les travaux de Brown et Armarego (1964) et Russell et Brown (1966) ont montré que η_c varie fortement avec l'angle de coupe normale α_n (défini dans la figure14) :

$$\tan\eta_c = \cos\alpha_n \tan(\lambda_s) \tag{19}$$

Zorev (1966) a observé que l'angle η_c dépend de la vitesse de coupe *V* suivant la loi empirique suivante :

$$\eta_c = \frac{\lambda_s}{V^{0.08}} \tag{20}$$

Les études expérimentales de Rubenstein (1983) ont montré que l'angle η_c dépend de l'épaisseur du copeau non déformé, de l'angle d'inclinaison d'arête λ_s et du matériau usiné. Shaw (1984) a montré que l'angle η_c baisse si on diminue l'angle de coupe α_n ou/et on réduit le frottement à l'interface outil-copeau.

Luk (1972) a proposé un modèle analytique basé sur les hypothèses suivantes : (i) la zone primaire de cisaillement est assimilée à un plan. Ceci revient à supposer que l'épaisseur de cette zone est nulle, (ii) dans ce plan, la vitesse de cisaillement est colinéaire à la force de cisaillement (iii) le long de la face de coupe de l'outil, la vitesse du copeau est colinéaire à la force de frottement et (iv) la force de frottement ne dépend pas de l'angle d'inclinaison d'arête λ_s. A partir des équations déduites de l'équilibre du copeau, il a obtenu l'équation suivante pour l'angle η_c :

$$\tan\eta_c = \frac{\tan(\lambda_s)\cos\left(\phi_n - \alpha_n\right)\cos\left(\phi_n + \lambda_n - \alpha_n\right)}{\sin\lambda_n\cos\alpha_n + \sin\phi_n\cos\left(\phi_n + \lambda_n - \alpha_n\right)} \tag{21}$$

L'angle λ_n représente l'angle de frottement à l'interface outil-copeau. A partir des mesures des efforts de coupe, l'angle λ_n est déterminé dans le plan normal à l'arête de coupe de l'outil.

Avant de passer à la présentation du modèle de coupe oblique avec vibrations développé dans le cadre de cette thèse, on commence par présenter dans ce paragraphe le modèle thermomécanique de la coupe oblique sans vibrations de Moufki et al (2000, 2004). Ceci permet de faciliter l'identification de l'impact des vibrations de l'outil sur l'interaction outil-matière. En effet, le modèle de la coupe oblique dynamique que nous proposons dans le paragraphe 1.2.3 est une généralisation du modèle de Moufki et al (2000, 2004) à la coupe oblique avec vibrations.

Dans cette approche analytique, l'écoulement thermomécanique de matière dans la zone primaire de cisaillement dépend de l'angle d'inclinaison d'arête λ_s. Le couplage thermomécanique est également pris en compte. A partir de la colinéarité entre la force de frottement à l'interface outil-copeau et la vitesse d'écoulement du copeau par rapport à l'outil, on obtient une équation non-linéaire qui permet de déterminer l'angle d'écoulement du copeau η_c en fonction des conditions de coupe, des conditions de frottement le long de la face de coupe de l'outil et en fonction du matériau usiné via l'angle de cisaillement.

Le modèle de Moufki et al (2000, 2004) est basé sur les hypothèses suivantes :

- L'usinage se fait sans vibration.
- On ne prend pas en compte l'effet du rayon d'arête sur le processus de formation du copeau.
- Le copeau est continu et l'écoulement de matière dans la zone primaire de cisaillement (ZPC) est stationnaire.
- La ZPC est assimilée à une bande d'épaisseur *h*. Elle est caractérisée, dans le plan normal à l'arête de coupe, par l'angle de cisaillement ϕ_n, Fig. 15.
- Pour modéliser l'écoulement de matière dans la ZPC, on utilise une approche unidimensionnelle suivant la normale au plan primaire de cisaillement.

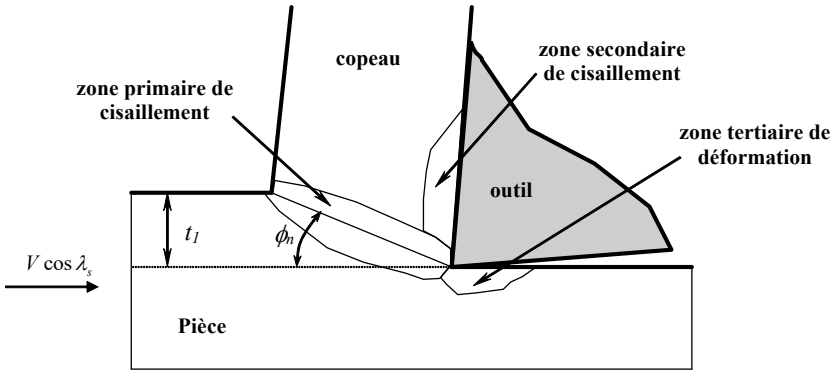


Figure 15 – Illustration, dans le plan normal à l'arête de coupe de l'outil, de la zone primaire de cisaillement.

Pour des conditions de coupe données (l'angle d'inclinaison d'arête λ_s, la vitesse de coupe *V*, l'épaisseur du copeau non-déformée t_1, la largeur de coupe w, l'angle de coupe normal α_n qui est mesuré dans le plan normal à l'arête de coupe, Fig. 16), la modélisation de l'interaction outil-matière nécessite de connaitre : (i) le comportement thermoviscoplastique du matériau usiné et (ii) la loi de frottement à l'interface outil-copeau donnée par le coefficient de frottement $\bar{\mu} = \tan^{-1}(\lambda)$ (λ est l'angle de frottement).

Lors de l'écoulement d'une particule de matière, sa vitesse passe progressivement de la vitesse de coupe $\vec{\mathbf{V}}$ à la vitesse du copeau $\vec{\mathbf{V}}_c$ en subissant un cisaillement intense dans la ZPC avant de s'écouler dans le copeau. Pour suivre son mouvement, un ensemble de bases est défini afin

de déterminer les relations cinématiques entre la vitesse d'une particule de matière dans la ZPC et les vitesses $\vec{\mathbf{V}}$ et $\vec{\mathbf{V}}_c$. L'ensemble de ces bases est présenté dans la figure 16 :

- On associe la base $(\vec{\mathbf{x}}_0, \vec{\mathbf{y}}_0, \vec{\mathbf{z}}_0)$ à la direction de coupe définie par : $\vec{\mathbf{x}}_0 = \vec{\mathbf{V}} \big/ \left\| \vec{\mathbf{V}} \right\|$. La direction d'avance est parallèle à $\vec{\mathbf{z}}_0$.
- Le plan (P_n), normal à l'arête de coupe, est associé à la base $(\vec{\mathbf{x}}_n, \vec{\mathbf{y}}_n, \vec{\mathbf{z}}_0)$. Dans le plan ($P_n$), défini par le plan $(\vec{\mathbf{z}}_0, \vec{\mathbf{x}}_n)$, on définit l'angle de cisaillement normal ϕ_n et l'angle de coupe normal α_n.
- Le plan primaire de cisaillement est associé à la base $(\vec{\mathbf{x}}, \vec{\mathbf{y}}_n, \vec{\mathbf{z}})$. La normale à ce plan, défini par $(\vec{\mathbf{x}}, \vec{\mathbf{y}}_n)$, est donnée par le vecteur unitaire $\vec{\mathbf{z}}$.
- La face de coupe de l'outil est associée à la base $(\vec{\mathbf{x}}_c, \vec{\mathbf{y}}_n, \vec{\mathbf{z}}_c)$. Elle est définie par $(\vec{\mathbf{y}}_n, \vec{\mathbf{z}}_c)$ où $\vec{\mathbf{y}}_n$ est le vecteur unitaire lié à l'arête de coupe. Le vecteur unitaire $\vec{\mathbf{x}}_c$ est orthogonal à la face de coupe.
- La base $(\vec{\mathbf{x}}_\mathbf{c}, \vec{\mathbf{y}}_{fl}, \vec{\mathbf{z}}_{fl})$ est associée à la direction d'écoulement du copeau liée au vecteur unitaire $\vec{\mathbf{z}}_{fl}$. Dans la face de coupe de l'outil, l'angle d'écoulement du copeau η_c est définie par : $\eta_c = (\vec{\mathbf{z}}_c, \vec{\mathbf{z}}_{fl})$.

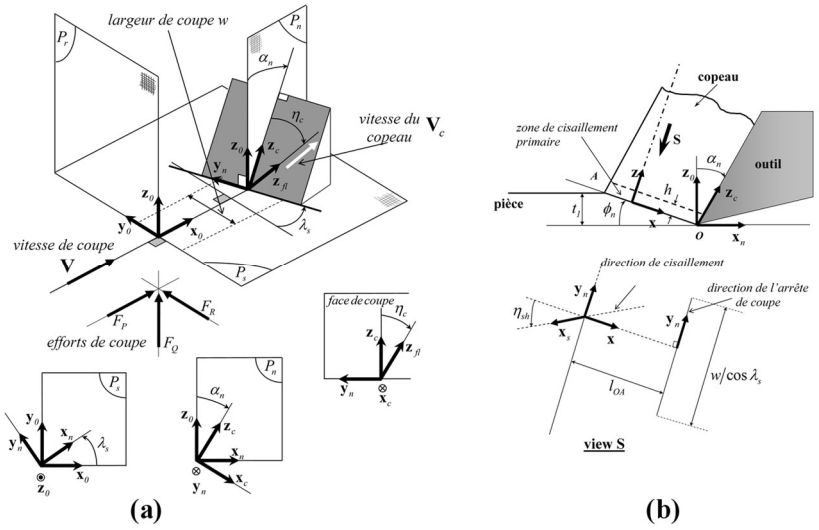


Figure 16 – (a) Modèle de coupe oblique : présentation des différentes bases. (b) Définition, dans le plan (P_n) normal à l'arête, de la zone primaire de cisaillement de coupe de l'outil, Moufki et al. (2004)

Dans le plan (P_n) normal à l'arête de coupe de l'outil, la zone primaire de cisaillement est assimilée à une bande d'épaisseur constante *h* et inclinée d'un angle ϕ_n, Fig. 16(b). La direction du cisaillement est donnée par le vecteur unitaire $\vec{\mathbf{x}}_s$ qui sera défini plus tard.

Les matrices de passage, permettant de relier entre elles les bases associées à la direction de coupe, à la ZPC, à la face de coupe de l'outil et à la direction d'écoulement du copeau, dépendent des conditions de coupe λ_s et α_n . Elles dépendent également des angles de cisaillement ϕ_n et d'écoulement du copeau η_c :

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{x}_n \\ \mathbf{y}_n \\ \mathbf{z}_0 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\lambda_s & \sin\lambda_s & 0 \\ -\sin\lambda_s & \cos\lambda_s & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{x}_0 \\ \mathbf{y}_0 \\ \mathbf{z}_0 \end{Bmatrix} \tag{22}$$

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{x}_c \\ \mathbf{y}_n \\ \mathbf{z}_c \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\alpha_n & 0 & -\sin\alpha_n \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin\alpha_n & 0 & \cos\alpha_n \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{x}_n \\ \mathbf{y}_n \\ \mathbf{z}_0 \end{Bmatrix} \tag{23}$$

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{x}_c \\ \mathbf{y}_{fl} \\ \mathbf{z}_{fl} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\eta_c & \sin\eta_c \\ 0 & -\sin\eta_c & \cos\eta_c \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{x}_c \\ \mathbf{y}_n \\ \mathbf{z}_c \end{Bmatrix} \tag{24}$$

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{x}_c \\ \mathbf{y}_n \\ \mathbf{z}_c \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\phi_n - \alpha_n) & 0 & \sin(\phi_n - \alpha_n) \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin(\phi_n - \alpha_n) & 0 & \cos(\phi_n - \alpha_n) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{x} \\ \mathbf{y}_n \\ \mathbf{z} \end{Bmatrix} \tag{25}$$

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{x}_0 \\ \mathbf{y}_0 \\ \mathbf{z}_0 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\phi_n \cos\lambda_s & -\sin\lambda_s & \sin\phi_n \cos\lambda_s \\ \cos\phi_n \sin\lambda_s & \cos\lambda_s & \sin\phi_n \sin\lambda_s \\ -\sin\phi_n & 0 & \cos\phi_n \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{x} \\ \mathbf{y}_n \\ \mathbf{z} \end{Bmatrix} \tag{26}$$

A - Modélisation par une approche unidimensionnelle de l'écoulement thermomécanique de matière dans la bande primaire de cisaillement

Dans cette approche unidimensionnel et stationnaire, l'écoulement thermomécanique dans la bande primaire de cisaillement (BPC), d'épaisseur *h*, est gouverné par un ensemble de paramètres qui ne dépendent que d'une seule variable : la position *z* le long de la normale à la bande, Fig. 16(b). On ne prend pas en compte la zone secondaire de cisaillement à l'interface outil-copeau. La vitesse d'une particule de matière à l'entrée de la bande ($z = 0$) correspond à la vitesse de coupe $\vec{\mathbf{V}} = V\,\vec{\mathbf{x}}_0$ (avec $V = \left\|\vec{\mathbf{V}}\right\|$). A la sortie de la bande ($z = h$), cette vitesse correspond à la vitesse du copeau $\vec{\mathbf{V}}_c = V_c\,\vec{\mathbf{z}}_{fl}$ (avec $V_c = \left\|\vec{\mathbf{V}}_c\right\|$).

Caractérisation de la direction de cisaillement définie par le vecteur unitaire $\vec{\mathbf{x}}_s$

Les composantes des vitesses $\mathbf{V}$ et $\mathbf{V}_c$, dans la base ($\vec{\mathbf{x}}, \vec{\mathbf{y}}_n, \vec{\mathbf{z}}$) associée à la BPC ($\vec{\mathbf{z}}$ représente la normale au plan de cisaillement primaire, Fig. 16(b)), sont obtenues en utilisant les matrices de passages définies précédemment :

$$\vec{\mathbf{V}} = \begin{vmatrix} V\cos\lambda_s \cos\phi_n\,\vec{\mathbf{x}} \\ -V\sin\lambda_s\,\vec{\mathbf{y}}_n \\ V\cos\lambda_s \sin\phi_n\,\vec{\mathbf{z}} \end{vmatrix} \tag{27}$$

$$\vec{\mathbf{V}}_c = \begin{vmatrix} -V_c \sin(\phi_n - \alpha_n)\cos\eta_c\,\vec{\mathbf{x}} \\ -V_c \sin\eta_c\,\vec{\mathbf{y}}_n \\ V_c \cos(\phi_n - \alpha_n)\cos\eta_c\,\vec{\mathbf{z}} \end{vmatrix} \tag{28}$$

Pour une particule de matière dans la BPC, sa vitesse $\vec{\mathbf{v}}(z)$ est comme suit :

$$\vec{\mathbf{v}}(z) = v_x(z)\,\vec{\mathbf{x}} + v_y(z)\,\vec{\mathbf{y}}_n + v_z(z)\,\vec{\mathbf{z}} \tag{29}$$

Les conditions aux limites, à l'entrée et à la sortie de la bande, sont :

$$\begin{cases} \vec{\mathbf{v}}(z=0) = \left(v_x(z)\,\vec{\mathbf{x}} + v_y(z)\,\vec{\mathbf{y}}_n + v_z(z)\,\vec{\mathbf{z}}\right)_{z=0} = \vec{\mathbf{V}} \\ \vec{\mathbf{v}}(z=h) = \left(v_x(z)\,\vec{\mathbf{x}} + v_y(z)\,\vec{\mathbf{y}}_n + v_z(z)\,\vec{\mathbf{z}}\right)_{z=h} = \vec{\mathbf{V}}_c \end{cases} \tag{30}$$

A partir de la condition d'incompressibilité, on obtient que la composante normale $v_z(z)$ de la vitesse $\vec{\mathbf{v}}(z)$ d'une particule de matière ne dépend pas de *z* :

$$div\left(\vec{\mathbf{v}}(z)\right) = \frac{dv_z}{dz} = \dot{\varepsilon}_{zz} = 0 \quad \Leftrightarrow \quad v_z(z) = V_N = \vec{\mathbf{V}} \bullet \vec{\mathbf{z}} = \vec{\mathbf{V}}_c \bullet \vec{\mathbf{z}} \tag{31}$$

A partir des deux égalités de l'équation (31), on détermine la vitesse normale V_N (c'est la composante suivant $\vec{\mathbf{z}}$ de la vitesse $\vec{\mathbf{v}}(z)$) et la vitesse du copeau V_c :

$$\begin{cases} V_N = V \cos\lambda_s \sin\phi_n \\ V_c = V \dfrac{\cos\lambda_s \sin\phi_n}{\cos\eta_c \cos(\phi_n - \alpha_n)} \end{cases} \tag{32}$$

La direction de cisaillement $\vec{\mathbf{x}}_s$ dans la BPC correspond à la direction de la vitesse de cisaillement $\vec{\mathbf{v}}_s$ (c-à-d la différence entre la vitesse $\vec{\mathbf{v}}(z)$ d'une particule de matérielle à la position *z* et sa vitesse $\vec{\mathbf{V}}$ à l'entrée *z=0*) :

$$\vec{\mathbf{v}}_s(z) = \vec{\mathbf{v}}(z) - \vec{\mathbf{V}} \tag{33}$$

A partir de la condition d'incompressibilité (31), on a :

$$\begin{aligned} &\vec{\mathbf{v}}_s(z) = \left(v_x(z) - v_x(z=0)\right)\vec{\mathbf{x}} + \left(v_y(z) - v_y(z=0)\right)\vec{\mathbf{y}}_n \\ &\textit{Conditions aux limites} : \begin{cases} \vec{\mathbf{v}}_s(z=0) = \vec{\mathbf{0}} \\ \vec{\mathbf{v}}_s(z=h) = \vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}} \end{cases} \end{aligned} \tag{34}$$

Le vecteur unitaire $\vec{\mathbf{x}}_s$ est déterminé à partir de la relation suivante :

$$\vec{\mathbf{x}}_s = \frac{\vec{\mathbf{v}}_s(z)}{\left\|\vec{\mathbf{v}}_s(z)\right\|} \tag{35}$$

Moufki et al. (2000, 2004) ont montré que la direction de cisaillement $\vec{\mathbf{x}}_s$ ne dépend pas de la position *z* dans la bande. Elle est donc la même qu'à la sortie de la bande :

$$\vec{\mathbf{x}}_s = \frac{\vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}}{\left\|\vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}\right\|} \tag{36}$$

La direction de cisaillement $\vec{\mathbf{x}}_s$ est caractérisée par l'angle η_s, Fig. 16(b). On note $\pi+\eta_s$ l'angle entre $\vec{\mathbf{x}}$ (direction de cisaillement en coupe orthogonale) et $\vec{\mathbf{x}}_s$, Fig. 16(b) :

$$\tan(\pi+\eta_s) = \frac{\left(\vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}\right)\cdot\vec{\mathbf{y}}_n}{\left(\vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}\right)\cdot\vec{\mathbf{x}}} = \frac{\tan\eta_c \sin\phi_n - \tan\lambda_s \cos(\phi_n - \alpha_n)}{\cos\alpha_n} \tag{37}$$

Pour déterminer l'angle η_s on étudie le signe du $\cos(\pi+\eta_s)$:

$$\cos(\pi+\eta_s) = \frac{\left(\vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}\right)\cdot\vec{\mathbf{x}}}{\left\|\vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}\right\|} = -\frac{\left\|\vec{\mathbf{V}}\right\|}{\left\|\vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}\right\|}\frac{\cos\lambda_s \cos\alpha_n}{\cos(\phi_n - \alpha_n)} \tag{38}$$

A partir de la cinématique de la coupe oblique, on déduit les conditions suivantes :

$$\begin{cases} -\pi/2 < \lambda_s < \pi/2 \\ -\pi/2 < \alpha_n < \pi/2 \\ -\pi/2 < \eta_c < \pi/2 \end{cases} \tag{39}$$

D'un autre côté, le long de la normale $\vec{\mathbf{z}}$ à la BPC, l'écoulement de la matière se fait dans le sens de $\vec{\mathbf{z}}$. Ceci se traduit par :

$$\vec{\mathbf{z}}\cdot\vec{\mathbf{V}}_c = \left\|\vec{\mathbf{V}}_c\right\|\cos(\phi_n - \alpha_n)\cos\eta_c > 0 \tag{40}$$

En combinant (38-40), on obtient

$$\frac{\cos\lambda_s \cos\alpha_n}{\cos(\phi_n - \alpha_n)} > 0 \qquad et \qquad \cos(\pi+\eta_{sh}) < 0 \tag{41}$$

Comme $\cos(\pi+\eta_{sh}) < 0$, l'équation (37) implique :

$$\pi + \eta_s = \tan^{-1}\left(\frac{\tan\eta_c \sin\phi_n - \tan\lambda_s \cos(\phi_n - \alpha_n)}{\cos\alpha_n}\right) + (2q+1)\pi \tag{42}$$

où $q \in \mathbb{Z}$.

Dans le plan de cisaillement primaire (plan ($\vec{\mathbf{x}}, \vec{\mathbf{y}}_n$), Fig. 16(b)), les composantes de la direction de cisaillement $\vec{\mathbf{x}}_s$ sont donc données par :

$$\vec{\mathbf{x}}_s = -\cos\eta_s \, \vec{\mathbf{x}} - \sin\eta_s \, \vec{\mathbf{y}}_n \tag{43}$$

où :

$$\eta_s = \tan^{-1}\left(\frac{\tan\eta_c \sin\phi_n - \tan\lambda_s \cos(\phi_n - \alpha_n)}{\cos\alpha_n}\right) \tag{44}$$

Le cisaillement d'une particule de matière, dû à l'écoulement dans la BPC, s'effectue selon la direction $\vec{\mathbf{x}}_s$. La formulation des équations gouvernant cet écoulement est basée sur une approche eulérienne dans la base ($\vec{\mathbf{x}}_s, \vec{\mathbf{y}}_s, \vec{\mathbf{z}}$) (l'observateur est lié à la base ($\vec{\mathbf{x}}_s, \vec{\mathbf{y}}_s, \vec{\mathbf{z}}$) dans laquelle s'écoule les particules de matière, Fig. 16(b)). Par conséquence pour une particule de matière, sa vitesse $\vec{\mathbf{v}}(z)$ est comme suit :

$$\vec{\mathbf{v}}(z) = \vec{\mathbf{v}}_s(z) + \vec{\mathbf{V}} = \begin{vmatrix} \left(v_s(z) + \vec{\mathbf{V}} \bullet \vec{\mathbf{x}}_s\right)\vec{\mathbf{x}}_s \\ \left(\vec{\mathbf{V}} \bullet \vec{\mathbf{y}}_s\right)\vec{\mathbf{y}}_s \\ \left(\vec{\mathbf{V}} \bullet \vec{\mathbf{z}}\right)\mathbf{z} = V_N \mathbf{z} \end{vmatrix} \tag{45}$$

Dans (45), on a : $v_s(z) = \left\|\vec{\mathbf{v}}_s(z)\right\|$ et V_N est la vitesse normale donnée par (32). Les conditions aux limites associées à la vitesse de cisaillement $\vec{\mathbf{v}}_s(z)$ sont : $v_s(z=0) = 0, v_s(z=h) = \left\|\vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}\right\|$

.

Pour rappel, dans le cas stationnaire, la dérivée particulaire d'une fonction scalaire (.) attachée une particule ayant une vitesse $\mathbf{v}$ est donnée par : $\frac{D(.)}{Dt} = \mathbf{v} \bullet \mathbf{grad}(.)$.

En formulation eulérienne, le vecteur accélération $\boldsymbol{\Gamma}$ est déterminé à partir de la dérivée particulaire des composantes du vecteur vitesse $\vec{\mathbf{v}}(z)$:

$$\boldsymbol{\Gamma} = \begin{vmatrix} \left(V_N \, dv_s / dz\right) \mathbf{x}_s \\ 0 \, \mathbf{y}_s \\ 0 \, \mathbf{z} \end{vmatrix} \tag{46}$$

Compte tenu du champ de vitesses (45), le tenseur des vitesses de déformation $\underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}$ est donné par :

$$\left[\underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}\right] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \dot{\gamma}/2 \\ 0 & 0 & 0 \\ \dot{\gamma}/2 & 0 & 0 \end{bmatrix}_{(\mathbf{x}_s, \mathbf{y}_s, \mathbf{z})} \qquad avec \; \dot{\gamma} = \frac{dv_s}{dz} \tag{47}$$

La relation entre le cisaillement γ et la vitesse de glissement $\dot{\gamma}$ se traduit par :

$$\dot{\gamma} = \frac{D\gamma}{Dt} = V_N \frac{d\gamma}{dz} \tag{48}$$

La forme du tenseur $\underline{\underline{s}}$ des contraintes déviatoriques est déduite du tenseur $\underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}$ grâce à la loi d'écoulement plastique J_2 qui stipule que les deux tenseurs $\underline{\underline{s}}$ et $\underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}$ sont proportionnels :

$$\left[\underline{\underline{s}}\right] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \tau \\ 0 & 0 & 0 \\ \tau & 0 & 0 \end{bmatrix}_{(\mathbf{x}_s, \mathbf{y}_s, \mathbf{z})} \tag{49}$$

Les équations (50) et (51) représentent respectivement l'équation de mouvement et l'équation de la chaleur :

$$\frac{d\tau}{dz} = \rho V_N \dot{\gamma} \tag{50}$$

$$\rho c V_N \frac{dT}{dz} = k \frac{d^2 T}{dz^2} + \beta \tau \dot{\gamma} \tag{51}$$

avec k est le coefficient de conduction thermique, c est la capacité calorifique, ρ est la masse volumique et β est le coefficient de Taylor-Quinney. Ce dernier représente la fraction de

l'énergie de déformation plastique convertie en chaleur ($\beta \simeq 0.9$). La température dans la BPC est donnée par T .

Pour modéliser le comportement thermoviscoplastique du matériau usiné, on utilise la loi de Johnson-Cook (1985):

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}}\left[A + B\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}} \right)^{n} \right] \left[1 + C \ \ln\left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_f - T_r} \right)^{\nu} \right] \tag{52}$$

Dans (52), la sensibilité à la vitesse de déformation, l'écrouissage et l'adoucissement thermique correspondent respectivement aux paramètres *C*, *n* et ν. Les températures T_r et T_f représentent respectivement la température de référence (température ambiante) et la température de fusion du matériau.

Afin de simplifier le problème, on se place dans le cas adiabatique où on néglige la conduction thermique dans la bande ainsi que les flux thermiques de la bande vers la pièce et vers le copeau. Cette hypothèse n'est acceptable que si la vitesse de coupe est suffisamment élevée et/ou le coefficient de conduction du matériau usiné est suffisamment faible, Moufki (2000, 2004). Dans la bande primaire de cisaillement, pour des conditions de coupe données ($\lambda_s, V, et\ \alpha_n$) et pour une valeur donnée de l'épaisseur *h* de la bande, les distributions de de la déformation γ, de la vitesse de déformation $\dot{\gamma}$, de la contrainte de cisaillement τ , de la vitesse de cisaillement v_s et de la température T sont déterminées en fonction de ϕ_n et η_c .

A partir des équations (32) et (48) et en intégrant $\dot{\gamma} = \frac{dv_s}{dz}$, on détermine la vitesse de cisaillement $v_s(z)$:

$$v_s(z) = V \cos\lambda_s \sin\phi_n \, \gamma(z) \tag{53}$$

Dans (53), on a pris en compte deux conditions aux limites : $v_s(z=0)=0$ et $\gamma(z=0)=0$.

A partir de de l'équation (48) et intégrant l'équation (50), on obtient :

$$\tau(z) = \rho \left(V \cos\lambda_s \sin\phi_n\right)^2 \gamma(z) + \tau_0 \tag{54}$$

Dans (54), la contrainte de cisaillement τ_0 à l'entrée de la bande *z=0* est à déterminer.

En tenant compte des équations (48) et (54) et en intégrant, dans le cas adiabatique, l'équation de la chaleur (51), on obtient :

$$T(z) = T_w + \frac{\beta}{\rho\, c}\left(\rho \left(V \cos\lambda_s \sin\phi_n\right)^2 \frac{\left(\gamma(z)\right)^2}{2} + \tau_0\, \gamma(z) \right) \tag{55}$$

où T_w représente la température initiale de la pièce usinée.

A partir de la loi de comportement Johnson-Cook (52) et en considérant les équations (54) et (55), on obtient la vitesse de déformation $\dot{\gamma}$ que l'on note sous la forme générique suivante :

$$\dot{\gamma}(z) = \dot{\gamma}(\gamma(z), \tau_0) \tag{56}$$

A ce stade, il reste à déterminer la déformation γ qui correspond à la solution de l'équation différentielle non linéaire (48) :

$$\frac{d\gamma}{dz} = \frac{\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)}{V \cos\lambda_s \sin\phi_n} \tag{57}$$

Les conditions aux limites suivantes sont comme suit :

$$\begin{cases} \gamma(z=0) = v_s(z=0) = 0 \\ \gamma_{totale} = \gamma(z=h) = \dfrac{v_s(z=h)}{V \cos\lambda_s \sin\phi_n} = \dfrac{\left\|\vec{\mathbf{V}}_{\mathbf{c}} - \vec{\mathbf{V}}\right\|}{V \cos\lambda_s \sin\phi_n} = \dfrac{\cos\alpha_n}{\sin\phi_n \cos\eta_s \cos(\phi_n - \alpha_n)} \end{cases} \tag{58}$$

En tenant compte des conditions aux limites (58) et en intégration l'équation différentielle (57) dans l'épaisseur de la bande primaire de cisaillement, on obtient une équation intégrale non linéaire dont la seule inconnue est la contrainte de cisaillement τ_0 à l'entrée de la bande :

$$\int_0^{\gamma_{totale}} \frac{V \cos\lambda_s \sin\phi_n}{\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)}\, d\gamma - h = 0 \tag{59}$$

La résolution numérique, en combinant la méthode d'intégration de Gauss avec la méthode de Newton-Raphson, permet de calculer la contrainte τ_0.

B – Détermination, à partir de l'équilibre du copeau, des efforts de coupe et de l'angle d'écoulement du copeau η_c

Pour étudier l'équilibre du copeau, on l'isole à partir de la sortie $z=h$ de la bande primaire de cisaillement. Il se comporte donc comme un bloc rigide puisque le contact outil-copeau a été supposé glissant (on néglige la zone secondaire de cisaillement), Fig. 16(b). L'équilibre du copeau se traduit par :

$$\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau} + \vec{\mathbf{R}}_{pièce/copeau} = \vec{\mathbf{0}} \tag{60}$$

avec

$$\begin{cases} \vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau} = -\left\| \vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau} \right\| \left(\cos\lambda \, \vec{\mathbf{x}}_c + \sin\lambda \, \vec{\mathbf{z}}_{fl} \right) \\ \vec{\mathbf{R}}_{pièce/copeau} = F_s \, \vec{\mathbf{x}}_s + N_s \, \vec{\mathbf{z}} \\ \qquad\qquad\qquad = -F_s \left(\cos\eta_s \, \vec{\mathbf{x}} + \sin\eta_s \, \vec{\mathbf{y}}_n \right) + N_s \, \vec{\mathbf{z}} \end{cases} \tag{61}$$

Dans (61), les deux composantes $\left\| \vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau} \right\| \sin\lambda$ et $\left\| \vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau} \right\| \cos\lambda$ représentent respectivement la force de frottement à l'interface outil-copeau et la force due à la pression de contact. La composante N_s représente la force due à la pression exercée sur le copeau à la sortie de la bande. La force F_s est la force de cisaillement à la sortie de la bande. Elle est déterminée à partir du modèle. Dans cette approche unidimensionnelle, la contrainte de cisaillement $\tau(z=h)$ à la sortie de la bande est uniforme. Ceci se traduit par :

$$F_s = -A_s \tau(z=h) \tag{62}$$

où la surface A_s du plan primaire de cisaillement est donnée par:

$$V \, wt_1 = V_N A_s \Rightarrow A_s = \frac{V \, wt_1}{V_N} = \frac{wt_1}{\sin\phi_n \cos\lambda_s} \tag{63}$$

L'équation (63) représente la conservation de flux de matière.

En projetant l'équation d'équilibre (60) dans la base $(\vec{\mathbf{x}}, \vec{\mathbf{y}}_n, \vec{\mathbf{z}})$ associée à la BPC, Fig. 16(b), on obtient trois équations scalaires pour déterminer les trois inconnues $\left\| \vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau} \right\|$, N_s et η_c :

$$\begin{cases} \left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda\left(\cos(\phi_n-\alpha_n)-\tan\lambda\cos\eta_c\sin(\phi_n-\alpha_n)\right)+F_s\cos\eta_s=0 \\ \left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\| \sin\lambda\sin\eta_c-F_s\sin\eta_s=0 \\ \left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda\left(\sin(\phi_n-\alpha_n)+\tan\lambda\cos\eta_c\cos(\phi_n-\alpha_n)\right)-N_s=0 \end{cases} \quad (64)$$

Les équations (64.1) et (64.3) nous donne :

$$\left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\| = \frac{-F_s\cos\eta_s}{\cos\lambda\left(\cos(\phi_n-\alpha_n)-\tan\lambda\cos\eta_c\sin(\phi_n-\alpha_n)\right)} \quad (65)$$

$$N_s = \left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda\left(\sin(\phi_n-\alpha_n)+\tan\lambda\cos\eta_c\cos(\phi_n-\alpha_n)\right) \quad (66)$$

Les équations (64.1) et (64.2) nous donne une deuxième expression (la première est donnée par (44)) de l'angle η_s qui caractérise la direction de cisaillement $\vec{\mathbf{x}}_s$ dans la BPC :

$$\tan\left(\eta_s\right) = \frac{\tan\lambda\sin\eta_c}{\tan\lambda\cos\eta_c\sin(\phi_n-\alpha_n)-\cos(\phi_n-\alpha_n)} \quad (67)$$

En combinant (44) et (67), on obtient l'égalité suivante :

$$\frac{\tan\eta_c\sin\phi_n-\tan\lambda_s\cos(\phi_n-\alpha_n)}{\cos\alpha_n} = \frac{\tan\lambda\sin\eta_c}{\tan\lambda\cos\eta_c\sin(\phi_n-\alpha_n)-\cos(\phi_n-\alpha_n)} \quad (68)$$

Cette égalité se traduit par une équation non linéaire qui sert à calculer, en fonction de ϕ_n, l'angle d'écoulement du copeau η_c pour des valeurs données de λ_s, α_n, et λ :

$$\begin{aligned} &\cos(\phi_n-\alpha_n)\sin\phi_n\sin\eta_c-\tan\lambda_s\cos^2(\phi_n-\alpha_n)\cos\eta_c+ \\ &\left(\cos\alpha_n-\sin(\phi_n-\alpha_n)\sin\phi_n\right)\tan\lambda\sin\eta_c\cos\eta_c+ \\ &\tan\lambda\tan\lambda_s\sin(\phi_n-\alpha_n)\cos(\phi_n-\alpha_n)\cos^2\eta_c \quad = 0 \end{aligned} \quad (69)$$

L'équation (69) est résolue numériquement par l'algorithme de Newton-Raphson.

Les efforts de coupe exercés sur l'outil sont définis sur la figure 16(a) :

$$\vec{\mathbf{R}}_{copeau/outil} = F_P\vec{\mathbf{x}}_0+F_R\vec{\mathbf{y}}_0+F_Q\vec{\mathbf{z}}_0 \quad (70)$$

avec F_P est l' effort de coupe, F_Q est l'effort d'avance et F_R est l'effort latéral, Fig. 16(a).

Les composantes de la résultante $\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}$ dans la base $(\vec{\mathbf{x}}_0,\vec{\mathbf{y}}_0,\vec{\mathbf{z}}_0)$ associée à la direction de coupe, nous donne donc :

$$\begin{cases} F_p = \left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda\left(\cos\alpha_n\cos\lambda_s + \tan\lambda\left(\sin\eta_c\sin\lambda_s + \cos\eta_c\sin\alpha_n\cos\lambda_s\right)\right) \\ F_Q = \left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda\left(-\sin\alpha_n + \tan\lambda\cos\eta_c\cos\alpha_n\right) \\ F_R = \left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda\left(\cos\alpha_n\sin\lambda_s + \tan\lambda\left(-\sin\eta_c\cos\lambda_s + \cos\eta_c\sin\alpha_n\sin\lambda_s\right)\right) \end{cases} \quad (71)$$

C - Résumé et fonctionnement du modèle

Afin d'illustrer comment fonctionne ce modèle analytique de la coupe oblique, on présente dans ce paragraphe l'ensemble des étapes permettant de calculer les efforts de coupe. Pour des conditions de coupe données (l'angle d'inclinaison d'arête λ_s, l'angle de coupe normal α_n, la vitesse de coupe *V*, la largeur de coupe *w* et l'épaisseur du copeau non déformée t_1), on se donne : (i) les caractéristiques du matériau à usiner (la masse volumique, la capacité calorifique et les coefficients de la loi de comportement thermoviscoplastique) et (ii) le coefficient de frottement à l'interface outil-copeau $\bar{\mu} = \tan^{-1}(\lambda)$ qui est supposé constant afin de simplifier la présentation du modèle. L'angle de cisaillement est donné par la loi empirique $\phi_n = A_1 + A_2\left(\alpha_n - \lambda\right)$ (les coefficients A_1 et A_2 dépendent du matériau à usiner).

On commence par calculer l'angle d'écoulement du copeau η_c à partir de l'équation suivante :

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

Ensuite, on détermine la contrainte de cisaillement $\tau(z = h)$ et la force de cisaillement F_s à la sortie de la bande primaire de cisaillement en suivant la démarche suivante. Connaissant l'angle d'écoulement du copeau η_c, on détermine l'angle η_s (caractérisant la direction de cisaillement) et la déformation totale γ_h. Ensuite, on résout numériquement (Intégration de Gauss combinée à Newton-Raphson) l'équation intégrale ci-dessous pour calculer la contrainte τ_0 à l'entrée de la bande. Pour ce faire, l'expression de la vitesse de déformation $\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)$ est déduite de celle la loi de comportement thermoviscoplastique du matériau usiné en utilisation les équations (54-55). Finalement, on calcule la force de cisaillement F_s qui sert à déterminer les efforts de coupe.

Les étapes de calcul se font dans l'ordre suivant :

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

$$\gamma(z=h) = \gamma_h = \frac{\cos(\alpha_n)}{\sin\phi_n \cos\eta_{sh} \cos(\phi_n - \alpha_n)}$$

$$\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)$$

$$\tau(z=0) = \tau_0 \text{ est calculée tel que } \int_0^{\gamma_h} \frac{V\cos\lambda_s \sin\phi_n}{\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)}\, d\gamma - h = 0$$

$$\tau(z=h) = \rho\, \left(V\cos\lambda_s \sin\phi_n\right)^2 \gamma_h + \tau_0$$

$$\theta(z=h) = \theta_w + \frac{\beta}{\rho\, c}\left(\rho\, \left(V\cos\lambda_s\ \sin\phi_n\right)^2 \frac{\left(\gamma_h\right)^2}{2} + \tau_0\, \gamma_h\right)$$

$$F_s = -\frac{wt_1}{\sin\phi_n \cos\lambda_s}\tau(z=h)$$

En dernière étape, on détermine les efforts de coupe :

$$\left\|\mathbf{R}_{outil/copeau}\right\| = \frac{-F_s \cos\eta_s}{\cos\lambda\left(\cos(\phi_n - \alpha_n) - \tan\lambda\cos\eta_c \sin(\phi_n - \alpha_n)\right)}$$

$$\begin{cases} F_p = \left\|\mathbf{R}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda\left(\cos\alpha_n \cos\lambda_s + \tan\lambda\left(\sin\eta_c \sin\lambda_s + \cos\eta_c \sin\alpha_n \cos\lambda_s\right)\right) \\ F_Q = \left\|\mathbf{R}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda\left(-\sin\alpha_n + \tan\lambda\cos\eta_c \cos\alpha_n\right) \\ F_R = \left\|\mathbf{R}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda\left(\cos\alpha_n \sin\lambda_s + \tan\lambda\left(-\sin\eta_c \cos\lambda_s + \cos\eta_c \sin\alpha_n \sin\lambda_s\right)\right) \end{cases}$$

2.2.3 – Modélisation thermomécanique de la coupe oblique dynamique

L'étude bibliographique a montré qu'aucun modèle analytique ne prend en compte le couplage entre le processus de formation du copeau et les vibrations de l'outil en coupe oblique. En effet, la direction d'écoulement du copeau et l'effort radiale dues à l'inclinaison de l'arête de coupe peuvent avoir un effet important sur la réponse vibratoire du système comme le montre le modèle que nous proposons dans ce travail.

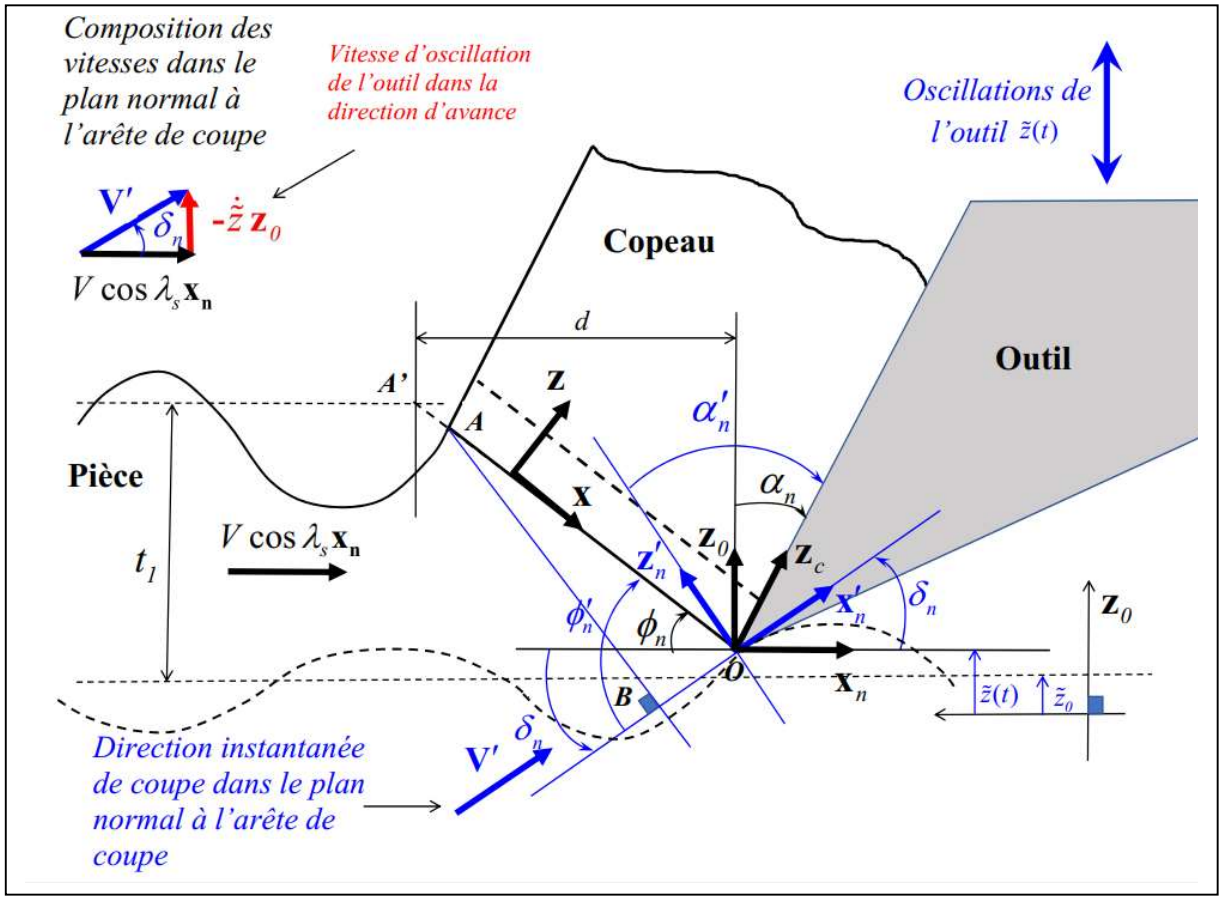


Figure 17 – Modèle de coupe oblique avec vibration. Présentation dans le plan (P_n), normal à l'arête de coupe de l'outil, de la direction instantanée de coupe et des angles instantanés de coupe α'_n et de cisaillement ϕ'_n. Système à un seul degré de liberté suivant la direction d'avance $\vec{\mathbf{z}}_0$.

Dans cette première approche, le système de coupe est assimilé à un système à un seul degré de liberté dans la direction d'avance $\vec{\mathbf{z}}_0$, Fig. 17. L'avance t_1 étant fixée, l'épaisseur du copeau

non déformé dépend de la quantité de matière usinée entre deux passes successives. Compte tenu des oscillations $\tilde{z}(t)$ de l'outil suivant la direction $\vec{\mathbf{z}}_0$, la vitesse de la matière par rapport à l'outil devient :

$$\vec{\mathbf{V}}_{m/o} = V\,\vec{\mathbf{x}}_0 - \dot{\tilde{z}}(t)\,\vec{\mathbf{z}}_0 \tag{72}$$

où $\dot{\tilde{z}}(t) = d\tilde{z}(t)/dt$ est la vitesse d'oscillation de l'outil.

Quand l'outil ne vibre pas, la vitesse de la matière par rapport à l'outil est donnée par la vitesse de coupe V et la direction de coupe est parallèle à $\vec{\mathbf{x}}_0$, Fig. 16.

Comme l'angle de coupe et l'angle de cisaillement sont définis dans le plan $(\vec{\mathbf{z}}_0, \vec{\mathbf{x}}_n)$ (plan (P_n)) normal à l'arête de coupe, Figs. 16 et 17, la vitesse $\vec{\mathbf{V}}_{m/o}$ est projetée dans (P_n) en utilisant la transformation (22) :

$$\begin{cases} \vec{\mathbf{V}}_{m/o} = \vec{\mathbf{V}}' - V\sin\lambda_s\,\vec{\mathbf{y}}_n \\ avec\ \vec{\mathbf{V}}' = \left(V\cos\lambda_s\,\vec{\mathbf{x}}_n - \dot{\tilde{z}}(t)\,\vec{\mathbf{z}}_0\right) \end{cases} \tag{73}$$

La vitesse $\vec{\mathbf{V}}'$ représente donc la composante dans (P_n) de la vitesse de la matière par rapport à l'outil. Dans (P_n), la direction instantanée de coupe est notée $\vec{\mathbf{x}}'_n$, Fig. 17. Cette direction est caractérisée par l'angle δ_n et définie par :

$$\mathbf{x}'_n = \frac{\vec{\mathbf{V}}'}{\left\|\vec{\mathbf{V}}'\right\|} = \cos(\delta_n)\,\mathbf{x}_n - \sin(\delta_n)\,\mathbf{z}_0 \tag{74}$$

En combinant (73.2) et (74), on obtient :

$$\delta_n(t) = \tan^{-1}\left(\frac{\dot{\tilde{z}}(t)}{V\cos\lambda_s}\right) \tag{75}$$

On a $\delta_n > 0$ quand le mouvement de l'outil correspond à une montée et $\delta_n < 0$ lors d'un mouvement descendant comme dans la figure 17.

A partir des équations (73.2) et (75), la norme $V' = \left\|\vec{\mathbf{V}}'\right\|$ s'écrit :

$$V'(t) = \left\| \vec{\mathbf{V}}' \right\| = \sqrt{\left(V \cos \lambda_s\right)^2 + \left(\dot{\tilde{z}}(t)\right)^2} = \frac{V \cos \lambda_s}{\cos \delta_n(t)} \tag{76}$$

Dans (76), on a pris en compte les conditions cinématiques suivantes : $-\pi/2 < \lambda_s < \pi/2$ et $-\pi/2 < \delta_n < \pi/2$.

A chaque instant *t*, l'écoulement de la matière par rapport à l'outil est défini dans le plan normal (P_n) par la direction instantanée de coupe $\vec{\mathbf{x}}'_n$. On rappelle que dans (P_n), l'angle de cisaillement normal, caractérisant la zone primaire de cisaillement (ZPC), est l'angle entre la direction de coupe et le plan de cisaillement primaire, Figs. 16 et 17. Concernant l'angle de coupe normal c'est l'angle, mesuré dans (P_n), entre la normale à la direction de coupe est la face de coupe de l'outil, Figs. 16 et 17. Lors des oscillations de l'outil, l'angle de coupe normal α'_n et l'angle de cisaillement normal ϕ'_n, Fig. 17, sont donc donnés à chaque instant *t* par :

$$\begin{cases} \alpha'_n(t) = \alpha_n - \delta_n(t) \\ \phi'_n(t) = \phi_n - \delta_n(t) \end{cases} \tag{77}$$

où α_n et ϕ_n correspondent au cas sans vibrations.

Comme montré précédemment dans le modèle de coupe oblique sans vibrations, pour déterminer les efforts de coupe on doit au préalable déterminer l'angle η_s, qui caractérise la direction de cisaillement dans la ZPC, et l'angle d'écoulement du coupeau η_c, Fig. 16(b). Pour ce faire, on détermine les composantes, dans la base ($\vec{\mathbf{x}}, \vec{\mathbf{y}}_n, \vec{\mathbf{z}}$) liée à la ZPC (le vecteur unitaire $\vec{\mathbf{z}}$ correspond à la normale au plan primaire de cisaillement), de la vitesse $\vec{\mathbf{V}}_{m/o}$ de la matière par rapport à l'outil et de la vitesse de copeau $\vec{\mathbf{V}}_c$ comme suit :

$$\vec{\mathbf{V}}_{m/o} = \begin{vmatrix} \left(V \cos \lambda_s \cos \phi_n + \dot{\tilde{z}}(t) \sin \phi_n\right) \vec{\mathbf{x}} \\ -V \sin \lambda_s \, \vec{\mathbf{y}}_n \\ \left(V \cos \lambda_s \sin \phi_n - \dot{\tilde{z}}(t) \cos \phi_n\right) \vec{\mathbf{z}} \end{vmatrix} \tag{78}$$

$$\vec{\mathbf{V}}_c = \begin{vmatrix} -V_c \sin(\phi_n - \alpha_n)\cos\eta_c \, \vec{\mathbf{x}} \\ -V_c \sin\eta_c \, \vec{\mathbf{y}}_n \\ V_c \cos(\phi_n - \alpha_n)\cos\eta_c \, \vec{\mathbf{z}} \end{vmatrix} \tag{79}$$

L'écoulement de matière dans la ZPC est modélisé par l'approche unidimensionnelle détaillée dans la section 2.2.2 en prenant en compte les vibrations de l'outil.

La condition d'incompressibilité implique que la composante normale $v_z(z) = \mathbf{z} \bullet \vec{\mathbf{v}}(z)$ de la vitesse $\vec{\mathbf{v}}(z)$ d'une particule de matière ne dépend pas de la position z le long de la normale à la bande primaire de cisaillement (BPC) : $v_z(z) = V_N = \vec{\mathbf{V}}_{m/o} \bullet \vec{\mathbf{z}} = \vec{\mathbf{V}}_c \bullet \vec{\mathbf{z}}$. Ceci se traduit par :

$$\begin{cases} V_N = V\cos\lambda_s \sin\phi_n - \dot{\tilde{z}}(t)\cos\phi_n \\ V\cos\lambda_s \sin\phi_n - \dot{\tilde{z}}(t)\cos\phi_n = V_c \cos(\phi_n - \alpha_n)\cos\eta_c \end{cases} \tag{80}$$

En combinant les équations (75-77) et (80), on obtient :

$$\begin{cases} V_N = V' \sin\phi'_n \\ V_c = V' \dfrac{\sin\phi'_n}{\cos\eta_c \cos(\phi'_n - \alpha'_n)} \end{cases} \tag{81}$$

Les relations (81) nous donnent les équations (32) dans le cas sans vibrations (c-à-d $\delta_n = 0$).

A partir de (77) et (81), les relations (78-79) se réduisent aux expressions suivantes :

$$\vec{\mathbf{V}}_{m/o} = \begin{vmatrix} V' \cos\phi'_n \, \vec{\mathbf{x}} \\ -V \sin\lambda_s \, \vec{\mathbf{y}}_n \\ V_N \, \vec{\mathbf{z}} \end{vmatrix} \tag{82}$$

$$\vec{\mathbf{V}}_c = \begin{vmatrix} -V_c \sin(\phi'_n - \alpha'_n)\cos\eta_c \, \vec{\mathbf{x}} \\ -V_c \sin\eta_c \, \vec{\mathbf{y}}_n \\ V_N \, \vec{\mathbf{z}} \end{vmatrix} \tag{83}$$

Dans la littérature, plusieurs études ont montré que l'angle de cisaillement varie en fonction de l'angle de coupe et de l'angle de frottement à l'interface outil-copeau, Fig. 18. D'une manière générale, l'angle de cisaillement normal ϕ'_n peut être estimé à partir de la loi empirique suivante:

$$\phi'_n = A_1 + A_2(\alpha'_n - \lambda) \tag{84}$$

où A_1 et A_2 sont des constantes qui dépendent du matériau usiné et λ est l'angle de frottement à l'interface outil-copeau. Ces constantes peuvent être identifiées à partir d'essais de coupe. Pour $A_1 = \pi/4$ et $A_2 = 0,5$, la relation (84) correspond à la loi de Merchant (1945).

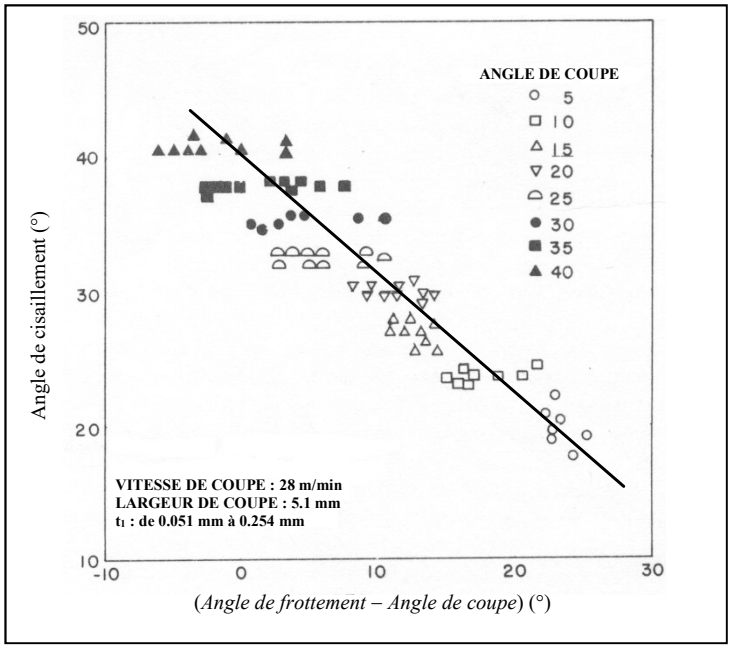


Figure 18 – Evolution de l'angle de cisaillement en fonction du frottement et de l'angle de coupe, Bailey (1975).

Comme indiqué dans l'introduction, des essais de coupe sans vibrations ont montré que le coefficient de frottement $\overline{\mu}$ à l'interface outil-copeau est une fonction décroissante de la vitesse de coupe. Cette tendance est due au fait que la vitesse du copeau par rapport à l'outil augmente avec la vitesse de coupe, induisant ainsi une élévation de la température à l'interface outil-copeau. L'adoucissement thermique du matériau qui en découle provoque alors une baisse du coefficient de frottement, Moufki et al. (2004). D'autres études ont montré que $\overline{\mu}$ dépend également de l'angle de coupe et de l'épaisseur du copeau non déformé. En introduisant une loi de frottement où $\overline{\mu}$ est une fonction décroissante de la température moyenne à l'interface outil-copeau, Moufki et al. (2004) ont montré que les effets de la vitesse de coupe, de l'angle de

coupe et de l'épaisseur du copeau non déformé sur $\overline{\mu}$ s'expliquent par l'évolution de la température le long de la face de coupe de l'outil.

Dans cette première approche de la coupe oblique avec vibrations, nous ne considérons que l'effet de la vitesse. Le coefficient de frottement moyen $\overline{\mu}$ est supposé être une fonction décroissante de la vitesse du copeau V_c, Cook (1959), Nosyreva et Molinari (1998) :

$$\begin{cases} \overline{\mu} = \mu_0 V_c^{\,q} \\ \text{avec} \quad \lambda = \tan^{-1}(\overline{\mu}) \end{cases} \tag{85}$$

où les constantes μ_0 et q (q<0) dépendent du coupe outil-matière.

En combinant (81.2), (84) et (85), l'angle de cisaillement normal ϕ_n' est déterminé à partir de l'équation non linéaire suivante :

$$\phi_n' - A_1 - A_2 \left\{ \alpha_n' - \tan^{-1}\left(\mu_0 \left[V' \frac{\sin\phi_n'}{\cos\eta_c \cos(\phi_n' - \alpha_n')} \right]^q \right) \right\} = 0 \tag{86}$$

Dans (86), les oscillations de l'outil sont prises en compte à travers l'angle δ_n dont dépendent V', α_n' et η_c, voir respectivement (76), (77.1) et (108).

Pour les vibrations de l'outil, l'équation différentielle qui gouverne les oscillations sera résolue dans le temps d'une manière discrète en utilisant le schéma explicite de Runge-Kutta d'ordre 4, voir le paragraphe 2.2.4. On discrétise le temps d'usinage en plusieurs instants $t_i = i\,\Delta t$ (Δt est le pas de temps qui doit être suffisamment petit pour la stabilité du schéma numérique). Afin de prendre en compte le couplage entre les oscillations de l'outil et le processus de formation du copeau, l'évolution dans le temps de l'écoulement de matière dans la ZPC sera traitée d'une manière discrète.

Pour prendre en compte l'effet des oscillations de l'outil sur la zone primaire de cisaillement, pour un instant $t_i - \Delta t \le t \le t_i$ on introduit, dans cette approche, l'approximation suivante :

$$\delta_n(t) \simeq \delta_n(t_i) \qquad pour \;\; t_i - \Delta t \le t \le t_i \tag{87}$$

Ceci revient à négliger la variation de $\delta_n(t)$ dans chaque intervalle de temps $t_i - \Delta t \le t \le t_i$.

Comme on l'a vu précédemment, les oscillations de l'outil affectent, via l'angle $\delta_n(t)$, la ZCP à travers les paramètres suivants : V', α_n' et ϕ_n'. L'angle η_s qui caractérisée la direction de cisaillement $\vec{\mathbf{x}}_s$ et l'angle d'écoulement du copeau η_c dépendent également de $\delta_n(t)$ d'une manière explicite et par l'intermédiaire de α_n' et ϕ_n', voir Eqs. (92) et (108). L'approximation (87) a donc pour conséquences :

$$pour\ \ t_i - \Delta t \le t \le t_i, on\ a\ \ \begin{cases} \alpha_n'(t) \simeq \alpha_n'(t_i) \\ \phi_n'(t) \simeq \phi_n'(t_i) \\ \eta_s(t) \simeq \eta_s(t_i) \\ \eta_c(t) \simeq \eta_c(t_i) \end{cases} \tag{88}$$

En prenant en compte (88) dans et (76) et (81), on obtient :

$$pour\ \ t_i - \Delta t \le t \le t_i, on\ a\ \ \begin{cases} V'(t) \simeq V'(t_i) \\ V_N(t) \simeq V_N(t_i) \\ V_c(t) \simeq V_c(t_i) \end{cases} \tag{89}$$

On se place dans le cas où la bande primaire de cisaillement est complètement formée en s'étendant de la pointe de l'outil à la surface libre de la pièce. A cause des vibrations de l'outil de coupe, un observateur lié à la base ($\vec{\mathbf{x}}$, $\vec{\mathbf{y}}_n$, $\vec{\mathbf{z}}$) associée à la ZCP verra la direction instantanée de coupe évoluer dans le temps, Fig. 17. Lors des oscillations de l'outil, l'écoulement thermomécanique de matière dans la zone primaire de cisaillement ainsi que l'équilibre du copeau, pour chaque instant $t_i - \Delta t \le t \le t_i$, sont déterminés à partir d'une approche unidimensionnelle similaire à celle de Moufki et al. (2004) et Yao (2017) en considérant les approximations (87-89) et les moyennes temporelles définies par :

$$\begin{cases} \overline{v}_s(z,t_i) = \dfrac{1}{\Delta t}\displaystyle\int_{t_i-\Delta t}^{t_i} v_s(z,t)\,dt \quad \overline{\tau}(z,t_i) = \dfrac{1}{\Delta t}\displaystyle\int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \tau(z,t)\,dt \quad \overline{T}(z,t_i) = \dfrac{1}{\Delta t}\displaystyle\int_{t_i-\Delta t}^{t_i} T(z,t)\,dt \\ \overline{\gamma}(z,t_i) = \dfrac{1}{\Delta t}\displaystyle\int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \gamma(z,t)\,dt \quad \overline{\dot{\gamma}}(z,t_i) = \dfrac{1}{\Delta t}\displaystyle\int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \dot{\gamma}(z,t)\,dt \end{cases} \tag{90}$$

où $v_s(z,t)$, $\tau(z,t)$, $T(z,t)$, $\gamma(z,t)$ et $\dot{\gamma}(z,t)$ représentent respectivement les distributions dans l'épaisseur de la BPC à l'instant *t* de la vitesse de cisaillement (ou saut de vitesse suivant la direction de cisaillement, voir la section A du paragraphe 2.2.2), la contrainte de cisaillement,

la température, la déformation (ou le glissement) et la vitesse de déformation. La coordonnée z est la position le long de la normale à la BPC, Fig. 16(b).

Pour un instant $t_i - \Delta t \le t \le t_i$ et en considérant les approximations (87-89), la direction de cisaillement dans la BPC, définie par le vecteur unitaire $\vec{\mathbf{x}}_s$, Fig. 16(b), est donnée donc par le saut de vitesse entre la sortie et l'entrée de la BPC :

$$pour \;\; t_i - \Delta t \le t \le t_i, \, on \; a \quad \vec{\mathbf{x}}_s(t) \simeq \vec{\mathbf{x}}_s(t_i) = \left(\frac{\vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}_{m/o}}{\left\| \vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}_{m/o} \right\|} \right)_{t_i} \tag{91}$$

Noter que la notation $(.)_{t_i}$ signifie que la valeur de l'expression $(.)$ correspond à l'instant t_i.

La direction $\vec{\mathbf{x}}_s$ est caractérisée par l'angle $\eta_s(t_i)$, Fig. 16(b). On note $\pi + \eta_s$ l'angle entre $\vec{\mathbf{x}}$ (direction de cisaillement en coupe orthogonale) et $\vec{\mathbf{x}}_s$, Fig. 16(b). A partir des équations (82-83) et (91), on obtient :

$$\eta_s(t_i) = \tan^{-1} \left\{ \left(\frac{\tan \eta_c \sin \phi_n' - \cos \delta_n \tan \lambda_s \cos(\phi_n' - \alpha_n')}{\cos \alpha_n'} \right)_{t_i} \right\} \tag{92}$$

La dérivée *particulaire* (formulation eulérienne) est utilisée pour calculer la dérivée par rapport au temps des variables associées à une particule de matière s'écoulant dans la bande primaire de cisaillement :

$$\frac{D(.)}{Dt} = \frac{\partial (.)}{\partial t} + V_N \frac{\partial (.)}{\partial z} \tag{93}$$

Les équations gouvernant l'écoulement thermomécaniques dans la bande, pour un instant $t_i - \Delta t \le t \le t_i$, sont données par (94-97) en considérant l'approximations (89.2).

La relation de compatibilité ((94)) donne la relation entre la vitesse de cisaillement v_s et la vitesse de glissement $\dot{\gamma}$. D'un autre côté, la dérivée particulaire de γ donne la relation entre γ et $\dot{\gamma}$, voir Eq. (95) .

$$\frac{\partial v_s}{\partial z} = \dot{\gamma} \tag{94}$$

$$\dot{\gamma} = \frac{D\gamma}{Dt} = \frac{\partial \gamma}{\partial t} + V_N(t_i)\frac{\partial \gamma}{\partial z} \tag{95}$$

Les équations de mouvement, dans le cas de l'approche unidimensionnelle, sont comme suit :

$$\frac{\partial \tau}{\partial z} = \rho \frac{D v_s}{D t} = \rho \left(\frac{\partial v_s}{\partial t} + V_N(t_i)\frac{\partial v_s}{\partial z} \right) \tag{96}$$

où ρ et τ représentent respectivement la masse volumique du matériau de la pièce à usiner et la contrainte de cisaillement.

Dans le cas adiabatique, l'équation de chaleur se réduit à :

$$\beta\, \overline{\tau}(z,t_i)\, \overline{\dot{\gamma}}(z,t_i) = \rho\, c \frac{DT}{Dt} = \rho\, c \left(\frac{\partial T}{\partial t} + V_N(t_i)\frac{\partial T}{\partial z} \right) \tag{97}$$

avec *c* est la capacité calorifique et β est le coefficient de Taylor-Quinney (fraction de l'énergie de déformation plastique convertie en chaleur). Dans (97) nous avons utilisé l'approximation suivante : $\tau(z,t)\dot{\gamma}(z,t) \simeq \overline{\tau}(z,t_i)\overline{\dot{\gamma}}(z,t_i) \quad pour\ t_i - \Delta t \le t \le t_i$.

L'intégration des équations (94-97) le long de l'intervalle $[t_i - \Delta t, t_i]$ se traduit par :

$$\begin{cases} \displaystyle\int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \frac{\partial v_s}{\partial z}\, dt = \int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \dot{\gamma} dt \\ \displaystyle\int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \dot{\gamma} dt = \int_{t_i-\Delta t}^{t_i} d\gamma + V_N(t_i) \int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \frac{\partial \gamma}{\partial z}\, dt \\ \displaystyle\int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \frac{\partial \tau}{\partial z} dt = \rho \left(\int_{t_i-\Delta t}^{t_i} dv_s + V_N(t_i) \int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \frac{\partial v_s}{\partial z} dt \right) \\ \displaystyle\int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \beta\, \overline{\tau}(z,t_i)\, \overline{\dot{\gamma}}(z,t_i)\, dt = \rho\, c \left(\int_{t_i-\Delta t}^{t_i} dT + V_N(t_i) \int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \frac{\partial T}{\partial z} dt \right) \end{cases} \tag{98}$$

Les fonctions $v_s(z,t)$, $\tau(z,t)$, $T(z,t)$, $\gamma(z,t)$ et $\dot{\gamma}(z,t)$ sont supposées continues par rapport aux deux variables t et z. Il est donc possible de changer l'ordre des opérateurs d'intégration et de dérivation. En faisant apparaitre les moyennes temporelles (98) dans les équations (90), on obtient :

$$\begin{cases} \dfrac{d\,\overline{v}_s(z,t_i)}{d\,z} = \overline{\dot{\gamma}}(z,t_i) \\ \overline{\dot{\gamma}}(z,t_i) = \left\{\gamma(z,t_i) - \gamma(z,t_i-\Delta t)\right\}\Delta t^{-1} + V_N(t_i)\dfrac{d\,\overline{\gamma}(z,t_i)}{d\,z} \\ \dfrac{d\,\overline{\tau}(z,t_i)}{d\,z} = \rho\left\{v_s(z,t_i) - v_s(z,t_i-\Delta t)\right\}\Delta t^{-1} + \rho V_N(t_i)\dfrac{d\,\overline{v}_s(z,t_i)}{d\,z} \\ \beta\,\overline{\tau}(z,t_i)\,\overline{\dot{\gamma}}(z,t_i) = \rho\,c\left(\left\{T(z,t_i) - T(z,t_i-\Delta t)\right\}\Delta t^{-1} + V_N(t_i)\dfrac{d\,\overline{T}(z,t_i)}{d\,z}\right) \end{cases} \tag{99}$$

On se place dans le cas où Δt est suffisamment petit pour supposer que $v_s(z,t_i) \simeq v_s(z,t_i-\Delta t)$, $\gamma(z,t_i) \simeq \gamma(z,t_i-\Delta t)$ et $T(z,t_i) \simeq T(z,t_i-\Delta t)$. Ceci revient à négliger la variation dans l'intervalle $\left[t_i-\Delta t, t_i\right]$ de $v_s(z,t)$, $\gamma(z,t)$ et $T(z,t)$. Les équations (99) se réduisent à :

$$\begin{cases} \dfrac{d\,\overline{v}_s(z,t_i)}{d\,z} = \overline{\dot{\gamma}}(z,t_i) \\ \dfrac{d\,\overline{\tau}(z,t_i)}{d\,z} \simeq \rho V_N(t_i)\dfrac{d\,\overline{v}_s(z,t_i)}{d\,z} \\ \rho\,c\,V_N(t_i)\dfrac{d\,\overline{T}(z,t_i)}{d\,z} \simeq \beta\,\overline{\tau}(z,t_i)\,\overline{\dot{\gamma}}(z,t_i) \\ \overline{\dot{\gamma}}(z,t_i) \simeq V_N(t_i)\dfrac{d\,\overline{\gamma}(z,t_i)}{d\,z} \end{cases} \tag{100}$$

A partir de la loi de comportement thermoviscoplastique de Johnson-Cook (52), on déduit l'expression suivante :

$$\overline{\dot{\gamma}} = \psi(\overline{\tau}, \overline{\gamma}, \overline{T}) \tag{101}$$

On a donc cinq équations (100-101) à cinq inconnues $\overline{v}_s(z,t_i)$, $\overline{\tau}(z,t_i)$, $\overline{T}(z,t_i)$, $\overline{\gamma}(z,t_i)$ et $\overline{\dot{\gamma}}(z,t_i)$. En intégrant (100.1-100.3) le long de l'épaisseur de la BPC et en prenant en compte les conditions aux limites à l'entrée de la bande (103) , les équations (100-102) se réduisent à :

$$\begin{cases} \overline{\gamma}(z,t_i) \simeq \dfrac{\overline{v}_s(z,t_i)}{V_N(t_i)} \\ \overline{\tau}(z,t_i) \simeq \rho V_N(t_i)\,\overline{v}_s(z,t_i) + \tau_0 \\ \overline{T}(z,t_i) = T_w + \dfrac{\beta}{\rho\, c\, V_N(t_i)}\left(\rho V_N(t_i) \dfrac{\left(\overline{v}_s(z,t_i)\right)^2}{2} + \tau_0\, \overline{v}_s(z,t_i) \right) \\ \dot{\overline{\gamma}}(z,t_i) = \psi(\overline{\tau},\overline{\gamma},\overline{T}) = \dot{\overline{\gamma}}(\overline{v}_s(z,t_i),\tau_0) \\ \dfrac{d\,\overline{v}_s(z,t_i)}{d\,z} = \dot{\overline{\gamma}}(\overline{v}_s(z,t_i),\tau_0) \end{cases} \tag{102}$$

avec τ_0 et T_w représentent respectivement la contrainte de cisaillement à l'entrée de la bande dont la valeur sera déterminée ultérieurement et la température initiale de la pièce à usiner.

Les conditions aux limites à l'entrée ($z = 0$) et à la sortie ($z = h$) de la bande sont :

$$\begin{cases} \overline{v}_s(z=0,t_i) = 0 \\ \overline{\gamma}(z=0,t_i) = 0 \\ \overline{T}(z=0,t_i) = T_w \\ \overline{v}_s(z=h,t_i) = \left\| \vec{\mathrm{V}}_c(t_i) - \vec{\mathrm{V}}_{m/o}(t_i) \right\| \end{cases} \tag{103}$$

La déformation totale $\overline{\gamma}_h$ est déterminée à partir de l'équation (102.1) et la vitesse $\overline{v}_s(z=h,t_i)$:

$$\begin{cases} \overline{\gamma}_h(t_i) = \overline{\gamma}(z=h,t_i) = \left(\dfrac{\left\| \vec{\mathrm{V}}_c - \vec{\mathrm{V}}_{m/o} \right\|}{V_N} \right)_{t_i} \\ avec \quad \left\| \vec{\mathrm{V}}_c(t_i) - \vec{\mathrm{V}}_{m/o}(t_i) \right\| = \left(\dfrac{V' \cos\alpha'_n}{\cos\eta_s \cos(\phi'_n - \alpha'_n)} \right)_{t_i} \end{cases} \tag{104}$$

La contrainte de cisaillement τ_0 à l'entrée de la bande est calculée à partir de l'équation intégrale non linéaire (105). Cette dernière est obtenue en intégrant l'équation différentielle (102.5) pour $0 \le z \le h$:

$$f_{\tau_0}(\tau_0) = \int_0^{\left\| \vec{\mathrm{V}}_c(t_i) - \vec{\mathrm{V}}_{m/o}(t_i) \right\|} \frac{d\,\overline{v}_s}{\dot{\overline{\gamma}}(\overline{v}_s(z,t_i),\tau_0)} - h = 0 \tag{105}$$

Pour un instant $t_i - \Delta t \le t \le t_i$ l'équilibre du copeau est étudié par rapport la base ($\vec{\mathbf{x}}, \vec{\mathbf{y}}_n, \vec{\mathbf{z}}$) liée à la BPC, Fig. 17. Le copeau est isolé à partir de la sortie de cette bande. Le contact outil-copeau est supposé glissant (on néglige la zone secondaire de cisaillement). A partir de l'équilibre des forces exercées sur le copeau, on calcule la force $\left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\|$ et on obtient une seconde expression de l'angle $\eta_s(t_i)$, voir la section B du paragraphe 2.2.2 :

$$\left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\| = \left(\frac{-F_s \cos\eta_s}{\cos\lambda\left(\cos(\phi'_n - \alpha'_n) - \tan\lambda\cos\eta_c \sin(\phi'_n - \alpha'_n)\right)} \right)_{t_i} \tag{106}$$

$$\eta_s(t_i) = \tan^{-1}\left\{ \left(\frac{\tan\lambda \sin\eta_c}{\tan\lambda\cos\eta_c \sin(\phi'_n - \alpha'_n) - \cos(\phi'_n - \alpha'_n)} \right)_{t_i} \right\} \tag{107}$$

Pour rappel λ est l'angle de frottement à l'interface outil-copeau.

L'égalité entre (92) et (107) se traduit par une équation non linéaire qui permet de calculer l'angle d'écoulement du copeau $\eta_c(t_i)$ en fonction de $\phi'_n(t_i)$ et en prenant en compte les oscillations de l'outil :

$$\left(\begin{array}{l} \cos(\phi'_n - \alpha'_n)\sin\phi'_n \sin\eta_c - \cos\delta_n \tan\lambda_s \cos^2(\phi'_n - \alpha'_n)\cos\eta_c + \\ \left(\cos\alpha'_n - \sin(\phi'_n - \alpha'_n)\sin\phi'_n\right)\tan\lambda \sin\eta_c \cos\eta_c + \\ \cos\delta_n \tan\lambda \tan\lambda_s \sin(\phi'_n - \alpha'_n)\cos(\phi'_n - \alpha'_n)\cos^2\eta_c \end{array} \right)_{t_i} = 0 \tag{108}$$

L'équation (108) est résolue numériquement par la méthode de Newton-Raphson. Dans le cas où $\delta_n = 0$, on obtient l'équation (69) qui correspond au cas de la coupe oblique sans vibrations.

L' effort de coupe F_P, l'effort d'avance F_Q et l'effort latéral F_R, Fig. 16(a), correspondent aux composantes de la résultante $\vec{\mathbf{R}}_{copeau/outil}$ dans la base ($\vec{\mathbf{x}}_0, \vec{\mathbf{y}}_0, \vec{\mathbf{z}}_0$), voir la section B du paragraphe 2.2.2 :

$$\begin{cases} F_p = R\left(\cos\alpha_n \cos\lambda_s + \tan\lambda\left(\sin\eta_c \sin\lambda_s + \cos\eta_c \sin\alpha_n \cos\lambda_s\right)\right) \\ F_Q = R\left(-\sin\alpha_n + \tan\lambda \cos\eta_c \cos\alpha_n\right) \\ F_R = R\left(\cos\alpha_n \sin\lambda_s + \tan\lambda\left(-\sin\eta_c \cos\lambda_s + \cos\eta_c \sin\alpha_n \sin\lambda_s\right)\right) \\ avec \quad R = \left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda \end{cases} \tag{109}$$

La force de cisaillement F_s est donnée par :

$$\begin{cases} F_s = -A_s \bar{\tau}(z=h,t_i) \\ avec \quad \bar{\tau}(z=h,t_i) \simeq \left(\rho V_N \left\|\vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}_{m/o}\right\| + \tau_0\right)_{t_i} \end{cases} \tag{110}$$

La contrainte de cisaillement $\bar{\tau}(z=h,t_i)$ à la sortie de la bande est obtenue à partir de (102.2) et (103.4). L'expression de la surface A_s de la zone primaire de cisaillement peut être obtenue à partir de la conservation de flux de matière :

$$V' l_{AB} \frac{w}{\cos\lambda_s} = V_N A_s \tag{111}$$

avec *w* est la largeur de coupe, Fig. 16.

A partir de la figure 17, on a : $l_{AB} = l_{OA} \sin\phi'_n$. Sachant que la vitesse normal V_N est donné par (81.1), l'équation (111) nous donne :

$$A_s = \frac{w}{\cos\lambda_s} l_{OA} \tag{112}$$

où l_{OA} représente la longueur de la BPC dans le plan normal (P_n), Fig. 17. Cette longueur est calculée en fonction de l'épaisseur du copeau non déformé usiné entre deux passes successives. Comme le montre la figure 17, *O* est la pointe de l'outil et le point *A*, appartenant à la surface libre générée à la passe précédente, représente l'autre extrémité de la bande de cisaillement. La longueur l_{OA} doit être déterminée en prenant en compte les positions verticales des points *O* et *A* ainsi que le décalage horizontal entre ces deux points. A chaque instant *t*, on a donc :

$$l_{OA}(t) = \frac{\tilde{z}_A(t) - \tilde{z}(t)}{\sin\left(\phi_n'(t) + \delta_n(t)\right)} \tag{113}$$

où $\tilde{z}(t)$ est la position actuelle de la pointe de l'outil *O*.

A chaque instant *t*, la position verticale $\tilde{z}(t)$ du point *O* est enregistrée. L'ensemble des points constituant la trajectoire de la pointe de l'outil contribueront à former la surface à usiner à la passe suivante. Si *T* est la durée d'une passe, le point *A* actuel a été usiné à la passe précédente à l'instant (*t*–*T*+*t**) où *t** est le temps correspondant au décalage horizontal entre *O* et *A*, Fig. 17. Considérons l'intersection *A'* entre le prolongement du plan de cisaillement *OA* et la ligne moyenne de la passe précédente. Le décalage temporel *t** est alors estimé à partir du décalage horizontal *d* entre les points *O* et *A'* :

$$t^* \simeq \frac{t_1 - \left(\tilde{z}(t) - \tilde{z}_0\right)}{V \cos\lambda_s \tan\left(\phi_n'(t) + \delta_n(t)\right)} \tag{114}$$

Le terme $\left(\tilde{z}(t) - \tilde{z}_0\right)$ représente les oscillations de l'outil par rapport à la position statique $\tilde{z}_0$ qui sera déterminée ultérieurement, Fig. 17.

Avec l'approximation (114), on obtient :

$$\tilde{z}_A(t) \simeq t_1 + \tilde{z}_{\text{int}}(t - T + t^*) \tag{115}$$

où $\tilde{z}_{\text{int}}$ représente l'état de surface obtenue lors de la passe précédente. Dans le cas où l'outil ne sort pas de la matière (c-à-d que les oscillations sont suffisamment faibles), on a $\tilde{z}_{\text{int}} = \tilde{z}(t - T)$. Si les oscillations sont suffisamment grandes, alors l'outil sort de la matière quand $\left(t_1 - \tilde{z}(t) + \tilde{z}_{\text{int}}(t - T)\right) \le 0$ et la surface générée résultera des intersections entre la trajectoire de l'outil et la surface à usiner $\tilde{z}_{\text{int}}$. Au fur à mesure des passes, la forme de la surface à usiner $\tilde{z}_{\text{int}}$ peut devenir très différente de la trajectoire de l'outil $\tilde{z}(t - T)$ à la passe précédente. Ceci affectera donc la réponse dynamique du système vibratoire.

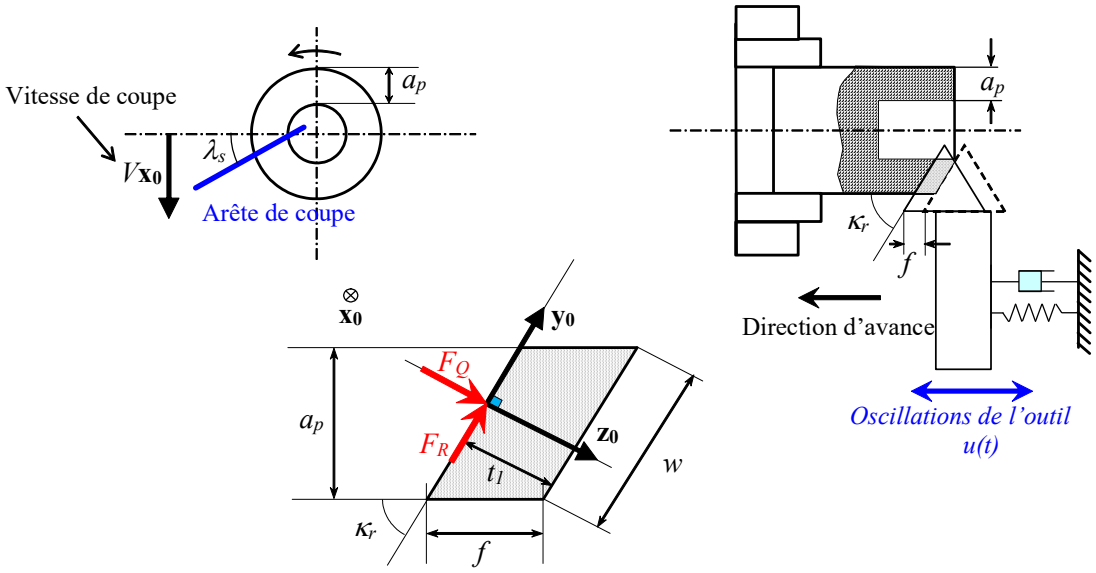


Figure 19 – Tournage d'un tube : opération de coupe oblique avec une arête droite. Système à un seul degré de liberté suivant la direction d'avance de l'outil.

D'une manière générale, les efforts de coupe qui contribuent aux vibrations de l'outil dépendent de l'opération d'usinage. Dans ce travail, on considère le tournage d'un tube comme le montre la figure 19. Les conditions de coupe sont la vitesse de coupe V, la profondeur de coupe a_p, l'avance par tour f, l'angle de direction d'arête κ_r, l'angle d'inclinaison d'arête λ_s et l'angle de coupe normale α_n (défini dans la figure 17 et non présenté dans la figure 19). Noter que dans le cas où $\kappa_r = 90°$, on retrouve le cas de la coupe oblique, présentée dans les figures 14 et 17, où l'arête de coupe de l'outil est perpendiculaire la direction d'avance qui est donnée dans ce cas par le vecteur unitaire $\vec{\mathbf{z}}_0$, voir Figs. 17 et 19. On se place dans le cas d'un système à un seul degré de liberté. Les oscillations de l'outil, notées $u(t)$, se font suivant la direction d'avance, Fig. 19. Les efforts de coupe qui contribuent aux oscillations $u(t)$ sont l'effort d'avance F_Q et l'effort latéral F_R, Figs. 16 et 19. Pour appliquer le modèle de coupe oblique avec vibrations, on doit définir le mouvement de l'outil $\tilde{z}(t)$ suivant la direction $\vec{\mathbf{z}}_0$, Figs. 17 et 19. Pour cette opération de tournage, l'épaisseur du copeau non déformé t_1, la largeur de

coupe *w* et les oscillations $\tilde{z}(t)$ sont déduites de la figure 19 :

$$t_1 = f \sin \kappa_r \qquad w = a_p / \sin \kappa_r \qquad \tilde{z}(t) = u(t) \sin \kappa_r \tag{116}$$

Les résultats de Segreti (2002) et Moufki et al. (2005) ont montré que l'effet du contact en dépouille sur la stabilité de la coupe orthogonale est négligeable aux grandes vitesses de coupe. Dans cette première approche de la coupe oblique avec vibrations, l'outil est supposé parfaitement tranchant et on ne prend pas en compte la force de talonnement, exercée par la surface nouvellement usinée sur la face en dépouille de l'outil.

Le mouvement de l'outil, suivant la direction $\vec{\mathbf{z}}_0$, est donc gouverné par l'équation différentielle suivante :

$$m \ddot{\tilde{z}} + c^* \dot{\tilde{z}} + k \tilde{z} = \sin \kappa_r \left(F_Q \sin \kappa_r + F_R \cos \kappa_r \right) \tag{117}$$

où *m*, c^* et *k* représentent respectivement la masse équivalente, le coefficient d'amortissement équivalent et la rigidité équivalente du système lié à l'outil de coupe dans la direction d'avance, Fig. 19. On peut noter que dans le cas où $\kappa_r = 90°$, les vibrations de l'outil ne sont plus affectées par l'effort latéral F_R qui est dû à la coupe oblique (c-à-d $\lambda_s \neq 0$).

L'équation (117) est une équation différentielle fortement non-linéaire. Ceci est dû au fait que les efforts de coupe dépendent de la passe précédente et des oscillations de l'outil d'une manière non-linéaire comme ça a été montrée précédemment :

$$\begin{cases} F_Q = F_Q(\tilde{z}, \dot{\tilde{z}}, \tilde{z}_{\text{int}}) \\ F_R = F_R(\tilde{z}, \dot{\tilde{z}}, \tilde{z}_{\text{int}}) \end{cases} \tag{118}$$

2.2.4 – Résumé et fonctionnement du modèle de coupe oblique dynamique

Le présent modèle prend en compte le couplage entre le processus de formation du copeau et les vibrations de l'outil en coupe oblique. Dans cette première approche, cette interaction ne concerne que deux mécanismes : (i) la zone primaire de cisaillement (ZPC) et (ii) le frottement

à l'interface outil-copeau. Comme on l'a vu précédemment, le couplage entre les oscillations de l'outil et la ZPC se fait via l'angle $\delta_n(t)$ qui caractérise, dans le plan normal à l'arête de coupe, la direction instantanée de coupe définie par celle de la vitesse de la matière par rapport à l'outil qui vibre, Fig. 17. En effet l'écoulement thermomécanique de la matière dans la ZCP dépend de $\delta_n(t)$ à travers les paramètres suivants : l'angle de coupe normal α'_n, l'angle de cisaillement normal ϕ'_n, l'angle η_s qui caractérise la direction de cisaillement $\vec{\mathbf{x}}_s$ et l'angle d'écoulement du copeau η_c. Quant au frottement le long de la face de coupe de l'outil, il dépend de la vitesse du copeau par rapport à l'outil qui est fonction de $\delta_n(t)$, voir (85).

Les données du problème sont : (i) les paramètres de la loi de comportement thermoviscoplastique de Johnson-Cook (52) pour le matériau à usiner, (ii) les paramètres (A_1 et A_2) de la loi de Merchant modifiée (84) pour l'angle de cisaillement normal ϕ'_n, (iii) les paramètres (μ_0 et q) de la loi de frottement (85) à l'interface outil-copeau pour le couple outil-matière, (iv) les paramètres thermo-physiques du matériau usiné (masse volumique ρ et capacité calorifique c) (v) les conditions de coupe (la vitesse de coupe V, l'angle d'inclinaison d'arête λ_s, l'angle de coupe normal α_n, l'épaisseur du copeau non déformé t_1 et la largeur de coupe w) et (vi) les paramètres dynamiques du système vibratoire (la masse équivalente m, le coefficient d'amortissement équivalent c^* et la rigidité équivalente k du système lié à l'outil de coupe dans la direction d'avance).

L'algorithme de résolution que nous avons mis en place se décompose en plusieurs étapes. On commence par déterminer les fonctions $\phi'_n(\delta_n)$, $\eta_c(\delta_n)$, $\eta_s(\delta_n)$ et $\tau_0(\delta_n)$ en faisant varier δ_n dans un intervalle compatible avec la cinématique de la coupe oblique (le choix de l'intervalle est détaillé dans le paragraphe 2.3.1). Ensuite, les oscillations de l'outil sont déterminées en résolvant numériquement l'équation différentielle non linéaire (117) grâce au schéma explicite de Runge-Kutta d'ordre 4.

<u>Etape I</u> : Evolution en fonction de δ_n de l'angle de cisaillement ϕ'_n et de de l'angle d'écoulement du copeau η_c

En combinant les équations (76), (77.1), (84-85) et (108), on obtient :

$$\begin{cases} f_1(\phi'_n,\eta_c) = \phi'_n - A_1 - A_2\left(\alpha'_n - \lambda\right) = 0 \\ f_2(\phi'_n,\eta_c) = \begin{pmatrix} \cos(\phi'_n-\alpha'_n)\sin\phi'_n\sin\eta_c - \cos\delta_n\tan\lambda_s\cos^2(\phi'_n-\alpha'_n)\cos\eta_c + \\ \left(\cos\alpha'_n - \sin(\phi'_n-\alpha'_n)\sin\phi'_n\right)\tan\lambda\sin\eta_c\cos\eta_c + \\ \cos\delta_n\tan\lambda\tan\lambda_s\sin(\phi'_n-\alpha'_n)\cos(\phi'_n-\alpha'_n)\cos^2\eta_c \end{pmatrix} = 0 \end{cases}$$

$$avec \quad \begin{cases} \alpha'_n = \alpha_n - \delta_n \\ V' = \dfrac{V\cos\lambda_s}{\cos\delta_n} \\ \lambda = \tan^{-1}\left(\mu_0\left[V'\dfrac{\sin\phi'_n}{\cos\eta_c\cos(\phi'_n-\alpha'_n)}\right]^q\right) \end{cases} \tag{I.1}$$

Les deux équations non linéaires $f_1(\phi'_n,\eta_c)=0$ et $f_2(\phi'_n,\eta_c)=0$ sont couplées. Pour résoudre ce système, on utilise l'algorithme itératif de Newton-Raphson.

$$\begin{cases} \left(\phi'_n\right)_j = \left(\phi'_n\right)_{j-1} + \Delta\phi \\ \left(\eta_c\right)_j = \left(\eta_c\right)_{j-1} + \Delta\eta_c \end{cases} \qquad avec \quad \begin{Bmatrix} \Delta\phi \\ \Delta\eta_c \end{Bmatrix} = -\begin{bmatrix} \left(\dfrac{\partial f_1}{\partial\phi'_n}\right)_{j-1} & \left(\dfrac{\partial f_1}{\partial\eta_c}\right)_{j-1} \\ \left(\dfrac{\partial f_2}{\partial\phi'_n}\right)_{j-1} & \left(\dfrac{\partial f_2}{\partial\eta_c}\right)_{j-1} \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} \left(f_1\right)_{j-1} \\ \left(f_2\right)_{j-1} \end{Bmatrix} \tag{I.2}$$

où la notation $(.)_{j-1}$ signifie que la fonction (.) est calculée en utilisant les valeurs $(\phi'_n)_{j-1}$ et $(\eta_c)_{j-1}$ à la $(j\text{-}1)^{\text{ième}}$ itération des variables $\left(\phi'_n,\eta_c\right)$.

Pour démarrer l'algorithme, il faut donner une estimation à l'itération *"0"* de la solution du système d'équations (I.1). Pour ce faire, on prend :

$$\begin{cases} \left(\phi'_n\right)_{j=0} = A_1 - A_2\left(\alpha_n - \lambda_0\right) \\ \left(\eta_c\right)_{j=0} = \lambda_s \\ avec \quad \lambda_0 = \tan^{-1}(\mu_0) \end{cases} \tag{I.3}$$

La valeur de $\left(\phi'_n\right)_{j=0}$ est déduite de (84) dans le cas où l'outil ne vibre pas ($\delta_n = 0$) et le

coefficient de frottement $\overline{\mu}$ est approximé par $\overline{\mu} \simeq \mu_0$. Quant à la valeur de $(\eta_c)_{j=0}$, elle correspond à la relation empirique de Stabler (18) qui donne une approximation de η_c dans le cas de la coupe oblique sans vibrations. Le schéma itératif est arrêté quand $\left|\frac{(\phi'_n)_{j+1} - (\phi'_n)_j}{(\phi'_n)_j}\right| \leq 10^{-4}$ et $\left|\frac{(\eta_c)_{j+1} - (\eta_c)_j}{(\eta_c)_j}\right| \leq 10^{-4}$.

L'algorithme nous permet donc de déterminer numériquement les fonctions suivantes :

$$\begin{cases} \phi'_n = \phi'_n(\delta_n) \\ \eta_c = \eta_c(\delta_n) \end{cases} \tag{I.4}$$

<u>Etape II</u> : Evolution en fonction de δ_n **de *la contrainte de cisaillement*** τ_0 **à l'entrée la BPC**

A ce stade de l'algorithme, on a déterminé les fonctions $\phi'_n(\delta_n)$ et $\eta_c(\delta_n)$. On peut donc calculer l'angle η_s, caractérisant la direction de cisaillement dans la BPC, et donné par l'équation (92), en fonction de δ_n :

$$\begin{cases} \eta_s(\delta_n) = \tan^{-1}\left\{\dfrac{\tan\eta_c \sin\phi'_n - \cos\delta_n \tan\lambda_s \cos(\phi'_n - \alpha'_n)}{\cos\alpha'_n}\right\} \\ avec \;\; \alpha'_n = \alpha_n - \delta_n \end{cases} \tag{II.1}$$

A partir de la loi de comportement de Johnson-Cook (52), on explicite la fonction $\overline{\dot{\gamma}} = \psi(\overline{\tau}, \overline{\gamma}, \overline{T})$ (II.2). Ensuite, on remplace dans la fonction $\overline{\dot{\gamma}} = \psi(\overline{\tau}, \overline{\gamma}, \overline{T})$ la déformation $\overline{\gamma}$, la contrainte $\overline{\tau}$, et la température $\overline{T}$ par leurs expressions respectives (102.1), (102.2) et (102.3).

$$f_{\tau_0}(\tau_0) = \int_0^{\left\|\vec{\mathrm{V}}_c - \vec{\mathrm{V}}_{m/o}\right\|} \frac{d\overline{v}_s}{\dot{\overline{\gamma}}(\overline{v}_s, \tau_0)} - h = 0$$

$$avec \begin{cases} \dot{\overline{\gamma}}(\overline{v}_s, \tau_0) = \dot{\gamma}_0 \exp\left(\sqrt{3}\,\overline{\tau} \Big/ \left(C\left[A + B\left(\overline{\gamma}/\sqrt{3} \right)^n \right] \left[1 - \left(\frac{\overline{T} - T_r}{T_f - T_r} \right)^m \right] \right) - \frac{1}{C} \right) \\ \overline{\gamma} = \overline{v}_s / V_N \qquad \overline{\tau} = \rho V_N\, \overline{v}_s + \tau_0 \qquad \overline{T} = T_w + \frac{\beta}{\rho\, c\, V_N} \left(\rho V_N \frac{\left(\overline{v}_s\right)^2}{2} + \tau_0\, \overline{v}_s \right) \\ V_N = V' \sin \phi'_n \qquad \left\| \vec{\mathrm{V}}_c - \vec{\mathrm{V}}_{m/o} \right\| = \dfrac{V' \cos \alpha'_n}{\cos \eta_s \cos(\phi'_n - \alpha'_n)} \qquad V' = \dfrac{V \cos \lambda_s}{\cos \delta_n} \end{cases} \tag{II.2}$$

Finalement, pour une estimation donnée de l'épaisseur *h* de la BPC, on peut résoudre l'équation intégrale non linéaire $f_{\tau_0}(\tau_0) = 0$ pour déterminer numériquement la fonction :

$$\tau_0 = \tau_0(\delta_n) \tag{II.3}$$

Pour chaque valeur de δ_n, la résolution numérique de $f(\tau_0) = 0$ est basée sur un schéma itératif combinant l'intégration de Gauss avec la méthode de Newton-Raphson. A chaque itération de l'algorithme de Newton-Raphson, l'intégrale est calculée numériquement par la méthode de Gauss.

<u>Etape III</u> : Evolution en fonction de δ_n **de *la contrainte de cisaillement*** $\overline{\tau}_h$ **à la sortie la BPC**

Connaissant $\phi'_n(\delta_n)$, $\eta_c(\delta_n)$, $\eta_s(\delta_n)$ et $\tau_0(\delta_n)$, on peut donc calculer la contrainte $\overline{\tau}_h$ à la sortie de la ZPC pour chaque valeur de δ_n :

$$\begin{cases} \overline{\tau}_h = \rho V_N \left\| \vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}_{m/o} \right\| + \tau_0 \\ avec \\ \alpha'_n = \alpha_n - \delta_n \qquad V' = \dfrac{V \cos \lambda_s}{\cos \delta_n} \qquad V_N = V' \sin \phi'_n \\ \left\| \vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}_{m/o} \right\| = \dfrac{V' \cos \alpha'_n}{\cos \eta_s \cos(\phi'_n - \alpha'_n)} \end{cases} \tag{III.1}$$

La première équation de (III.1) est déduite des équations (102.2), (103.4) et (104.2). On obtient donc la fonction :

$$\overline{\tau}_h = \overline{\tau}_h(\delta_n) \tag{III.2}$$

<u>Etape IV</u> : Détermination de la réponse dynamique du système de coupe par la méthode numérique explicite de Runge-Kutta d'ordre 4

Dans un souci de clarté dans la présentation du fonctionnement de notre modèle, on suppose que la position verticale du point *A* (point d'intersection entre le plan de cisaillement primaire et la surface usinée à la passe précédente, Fig. 17) est donnée par : $\tilde{z}_A(t) \simeq t_1 + \tilde{z}_{\text{int}}(t-T)$ ($\tilde{z}_{\text{int}}$ représente l'état de surface obtenue lors de la passe précédente et *T* est la durée d'une passe). A chaque instant, le processus de formation du copeau est défini par la direction de coupe instantanée donnée par celle de la vitesse $\vec{\mathbf{V}}$ (matière/outil). A l'instant $t-\Delta t$, supposons que la position de l'outil $\tilde{z}(t-\Delta t)$ et sa vitesse $\dot{\tilde{z}}(t-\Delta t)$ sont connues (les conditions initiales $\tilde{z}(t=0)$ et $\dot{\tilde{z}}(t=0)$ sont données). A l'instant *t*, on calcule $\tilde{z}(t)$ et $\dot{\tilde{z}}(t)$ en fonction de $\tilde{z}(t-\Delta t)$ et de $\dot{\tilde{z}}(t-\Delta t)$ par la méthode de Runge-Kutta appliquée à la résolution de l'équation différentielle non linéaire :

$$m\,\ddot{\tilde{z}} + c^*\,\dot{\tilde{z}} + k\,\tilde{z} = \tilde{f}(\tilde{z}, \dot{\tilde{z}}, \tilde{z}_{\text{int}}) \tag{IV.1}$$

La fonction $\tilde{f}(\tilde{z}, \dot{\tilde{z}}, \tilde{z}_{\text{int}})$ correspond aux efforts de coupe qui contribuent aux oscillations de l'outil. Dans notre modèle de coupe oblique avec vibration, ces efforts de coupe dépendent des fonctions $\phi'_n(\delta_n)$, $\eta_c(\delta_n)$, $\eta_s(\delta_n)$ et $\overline{\tau}_h(\delta_n)$ qui sont déterminée numériquement dans les étapes (I) à (III) de l'algorithme.

Dans le cas où l'outil sort de la matière, on a $\tilde{f}(\tilde{z}, \dot{\tilde{z}}, \tilde{z}_{\text{int}}) = 0$. Dans le cas contraire, la fonction $\tilde{f}(\tilde{z}, \dot{\tilde{z}}, \tilde{z}_{\text{int}})$ est obtenue à partir des équations suivantes :

$$\tilde{f}(\tilde{z},\dot{\tilde{z}},\tilde{z}_{\text{int}}) = \sin\kappa_r \left(F_Q(\tilde{z},\dot{\tilde{z}},\tilde{z}_{\text{int}}) \sin\kappa_r + F_R(\tilde{z},\dot{\tilde{z}},\tilde{z}_{\text{int}}) \cos\kappa_r \right)$$

avec

$$\begin{cases} \delta_n(t) = \tan^{-1}\left(\dfrac{\dot{\tilde{z}}(t)}{V\cos\lambda_s} \right) \\ l_{OA} = \dfrac{t_1 + \tilde{z}_{\text{int}}(t-T) - \tilde{z}(t)}{\sin\left(\phi'_n + \delta_n(t)\right)} \qquad A_s = \dfrac{w}{\cos\lambda_s} l_{OA} \qquad F_s = -A_s \bar{\tau}_h \\ \alpha'_n = \alpha_n - \delta_n \qquad V' = \dfrac{V\cos\lambda_s}{\cos\delta_n} \qquad \lambda = \tan^{-1}\left(\mu_0 \left[V' \dfrac{\sin\phi'_n}{\cos\eta_c \cos(\phi'_n - \alpha'_n)} \right]^q \right) \\ \left\| \vec{\mathrm{R}}_{outil/copeau} \right\| = \dfrac{-F_s \cos\eta_s}{\cos\lambda\left(\cos(\phi'_n - \alpha'_n) - \tan\lambda\cos\eta_c \sin(\phi'_n - \alpha'_n)\right)} \\ F_Q = \left\| \vec{\mathrm{R}}_{outil/copeau} \right\| \cos\lambda\left(-\sin\alpha_n + \tan\lambda\cos\eta_c\cos\alpha_n\right) \\ F_R = \left\| \vec{\mathrm{R}}_{outil/copeau} \right\| \cos\lambda\left(\cos\alpha_n\sin\lambda_s + \tan\lambda\left(-\sin\eta_c\cos\lambda_s + \cos\eta_c\sin\alpha_n\sin\lambda_s\right)\right) \end{cases} \tag{IV.2}$$

Pour rappel, les efforts de coupe sont déduits des équations (109-113) et (111). L'équation (IV.2) montre le fait que l'effort d'avance F_Q et l'effort latéral F_R dépendent des oscillations de l'outil ($\tilde{z}(t), \dot{\tilde{z}}(t)$) et de la passe précédente $\tilde{z}_{\text{int}}(t-T)$ par l'intermédiaire de l'angle δ_n et de l'effet régénératif via la longueur l_{OA} du plan primaire de cisaillement mesurée dans le plan normal à l'arête, Fig. 17.

Pour des conditions de coupe données et pour un couple outil-matière, le modèle de coupe oblique dynamique permet de déterminer : les oscillations de l'outil $\tilde{z}(t)$, l'évolution des efforts de coupe en fonction des vibrations de l'outil, l'état final de la surface générée ainsi que les conditions de stabilité.

2.3 – Résultats et discussions

Comme indiqué précédemment, l'objectif de ce chapitre est de proposer un nouveau modèle analytique des vibrations en coupe oblique qui prend en compte le couplage entre les oscillations de l'outil et le processus thermomécanique de formation du copeau. Dans cette première approche, ce couplage est limité à deux mécanismes de coupe : l'écoulement thermomécanique de matière dans la zone primaire de cisaillement (ZPC) et le frottement à l'interface outil-copeau. Ce dernier est supposé ne dépendre que de la vitesse du copeau par rapport à l'outil qui oscille. On peut noter que le modèle de coupe oblique dynamique peut être appliqué à l'étude des vibrations dans les procédés industriels comme le fraisage et le tournage. En effet dans une opération d'usinage industriel, la partie engagée de l'arête de coupe de l'outil peut être discrétisée en un ensemble d'arêtes élémentaires où l'interaction outil-matière correspond à une opération de coupe oblique.

Dans ce paragraphe, nous proposons d'appliquer notre modèle de coupe dynamique à la coupe oblique de l'acier 42CD4. Dans la ZPC, la contrainte d'écoulement du matériau est calculée en fonction du comportement thermoviscoplastique du matériau usiné. Le comportement du matériau usiné doit donc être caractérisé à différentes températures et en grandes vitesses de déformation. A partir d'essais dynamiques, Rausch (1998) a identifié les paramètres de la loi de Johnson-Cook pour l'acier 42CD4 à des températures allant jusqu' à 700°C et à différentes vitesses de déformation (jusqu'à 10^4 s^{-1}) :

$$\nu = 1.459 \quad ; \quad n = 0.151 \quad ; \quad C = 0.00809$$
$$A = 612\ MPa \quad ; \quad B = 436\ MPa \quad ; \quad T_r = 296\ °K \quad ; \quad T_f = 1793 °K$$

La sensibilité à la vitesse de déformation, l'écrouissage et l'adoucissement thermique du matériau usiné correspondent respectivement aux paramètres C, n et ν. Les paramètres thermophysiques sont comme suit :

$$k^* = 54\ W/(m\ °K) \quad ; \quad c = 500\ J/(kg\ °K) \quad ; \quad \rho = 7800\ kg/m^3$$

où k^*, c et ρ représentent respectivement le coefficient de conduction thermique, la capacité calorifique et la masse volumique.

Pour appliquer le modèle, en plus des conditions de coupe et de la loi de comportement thermoviscoplastique du matériau usiné, il faut connaitre la loi de frottement à l'interface outil-copeau et la loi de Merchant modifié donnant l'angle de cisaillement qui caractérise la ZPC.

Dans Segreti (2002), des essais de coupe orthogonale sans lubrification sur l'acier 42CD4 ont été réalisés en usinant un cylindre creux d'épaisseur 2 mm (c'est la largeur de coupe). L'avance par tour est de 0.15 mm (c'est l'épaisseur du copeau non déformé). Les vitesses de coupe ont été variées entre 50 m/min et 500 m/min. Ces conditions de coupe ont permis de réaliser des essais sans vibrations pour déterminer le coefficient de frottement $\bar{\mu}$ à l'interface outil-copeau ainsi que l'angle de cisaillement ϕ. Le coefficient $\bar{\mu}$ est déterminé à partir des mesures des efforts de coupe grâce à la relation suivante :

$$\bar{\mu} = \tan\lambda = \frac{F_P \tan\alpha + F_Q}{F_P - F_Q \tan\alpha} \tag{119}$$

où F_P, F_Q, λ et α représentent respectivement l'effort de coupe, l'effort d'avance, l'angle de frottement et l'angle de coupe.

Dans le modèle, on prend en compte l'effet de la vitesse de coupe V sur le frottement à l'interface outil-copeau via la vitesse du copeau V_c :

$$V_c = V \frac{\sin\phi}{\cos(\phi - \alpha)} \tag{120}$$

En mesurant l'épaisseur du copeau déformé t_2, l'angle de cisaillement ϕ a été déterminé à partir de l'expression suivante :

$$\tan\phi = \frac{(t_1/t_2)\cos\alpha}{1-(t_1/t_2)\sin\alpha} \tag{121}$$

La relation (121) est obtenue à partir de la conservation du débit de matière $Vt_1 = V_c t_2$.

Les paramètres de la loi de Merchant modifiée $\phi = A_1 + A_2(\alpha - \lambda)$ ont été identifiés dans Segreti (2002) en suivant la procédure suivante. Les données expérimentales de la littérature indiquent que pour les aciers, la valeur du paramètre A_2 est proche 0.5. Quant au paramètre A_1, il a été déterminé à partir des essais de coupe réalisés pour $\alpha = 0°$:

$$\phi = 48° + 0.5(\alpha - \lambda) \tag{122}$$

L'identification de la loi de frottement $\bar{\mu} = \mu_0 V_c^q$ (avec $\bar{\mu} = \tan\lambda$) est obtenu en combinant les relations (119), (120), et (122), Fig. 20.

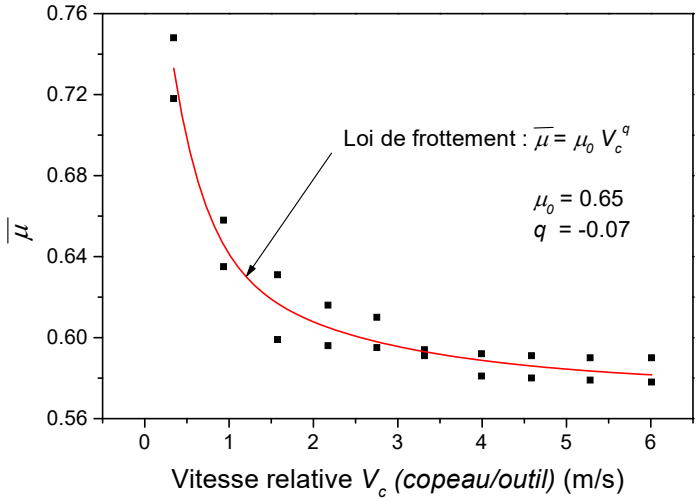


Figure 20 – Loi de frottement $\bar{\mu} = \bar{\mu}(V_c)$ à l'interface outil-copeau identifiée expérimentalement par Segreti (2002). La vitesse V_c représente la vitesse du copeau.

Afin d'analyser le couplage entre les oscillations de l'outil et le processus thermomécanique de formation du copeau en coupe oblique, on propose l'étude paramétrique suivante. Les effets des conditions de frottement à l'interface outil-copeau et des conditions de coupe sont analysés. Dans le modèle de coupe oblique, les conditions de coupe sont : la vitesse de coupe V, l'angle d'inclinaison d'arête λ_s, l'angle de coupe normal α_n (*pour alléger la présentation, on utilisera souvent le terme «angle de coupe» au lieu de «angle de coupe normal»*), l'épaisseur du copeau non déformé t_1 et la largeur de coupe w. Dans le modèle de coupe oblique, détaillé dans le

paragraphe 2.2.3, les valeurs des paramètres de la loi de frottement (85) et de la loi de Merchant modifiée (86), utilisées dans cette étude, sont :

$$\mu_0 = 0.65 \qquad q = -0.07 \qquad A_1 = 48° \qquad A_2 = 0.5 \tag{123}$$

Le modèle de la bande de cisaillement primaire nécessite également une estimation de l'épaisseur *h* de la zone primaire de cisaillement. Dans cette étude, *h* est prise égale à $25\,\mu m$.

2.3.1 – Effets des oscillations de l'outil sur le processus thermomécanique de formation du copeau en coupe oblique : étude paramétrique

Comme on l'a vu dans le paragraphe 2.2.3, les oscillations de l'outil dans la direction d'avance affectent la zone primaire de cisaillement à travers le paramètre $\delta_n(t)$ qui est l'angle, dans le plan normal à l'arête, entre le plan qui contient la direction instantanée de coupe (c-à-d la direction de la vitesse de la matière par rapport à l'outil) et le plan qui contient la vitesse de coupe (c-à-d la direction de la vitesse de la matière par rapport à l'outil dans le cas de la coupe sans vibrations), Fig. 17.

Pour analyser comment les oscillations de l'outil affectent le processus thermomécanique de formation du copeau en coupe oblique, on regarde comment varient, en fonction de δ_n, l'angle d'écoulement du copeau η_c, l'écoulement thermomécanique dans la ZPC et les pressions spécifiques de coupe. Pour ce faire, on fait varier δ_n dans un intervalle $\left[\delta_n^{\min}, \delta_n^{\max}\right]$ qui doit être compatible avec la cinématique de la coupe oblique. Les bornes $\delta_n^{\min}$ et $\delta_n^{\max}$ sont donc déterminées à partir des deux conditions suivantes : (i) l'angle de cisaillement normal $\phi_n = \phi'_n + \delta_n$, Fig. 17, doit être strictement supérieur à zéro et (ii) le ratio *r* = (épaisseur du copeau déformé)/(épaisseur du copeau non déformé) doit être supérieur ou égale à 1. Cette dernière condition provient du fait qu'à cause du frottement à l'interface outil-copeau, l'épaisseur du

copeau déformé est supérieure à l'épaisseur du copeau non déformé. A partir de la figure 17, on a $r = \cos(\phi_n - \alpha_n)/\sin\phi_n$. Pour des conditions de coupe données, la valeur $\delta_n^{\min}$ est calculée en posant $\phi_n = 5°$ et en résolvant numériquement le système non linéaire (I.1). En effet, en remplaçant dans (I.1) ϕ_n' par $\phi_n' = \phi_n - \delta_n = 5° - \delta_n^{\min}$, les inconnues du système deviennent $\delta_n^{\min}$ et η_c , voir paragraphe 2.2.4. La borne supérieure $\delta_n^{\max}$ est calculée en posant $r = 1$ et en résolvant numériquement le système non linéaire (I.1). La condition $r = \cos(\phi_n - \alpha_n)/\sin\phi_n = 1$ se traduit par $\phi_n = \tan^{-1}\left(\cos\alpha_n/(1-\sin\alpha_n)\right)$. En remplaçant donc dans (I.1) ϕ_n' par $\phi_n' = \phi_n - \delta_n = \tan^{-1}\left(\cos\alpha_n/(1-\sin\alpha_n)\right) - \delta_n^{\max}$, les inconnues du système deviennent $\delta_n^{\max}$ et η_c , voir paragraphe 2.2.4. Dans ce qui suit, si $\delta_n^{\min} < -45°$ ou $\delta_n^{\max} > 45°$ on se limite respectivement à *-45°* et *45°*

Dans ce paragraphe, on étudie les effets des paramètres suivants : l'angle d'inclinaison d'arête λ_s, l'angle de coupe normal α_n, la vitesse de coupe *V* et les conditions de frottement à l'interface outil-copeau. L'épaisseur du copeau non déformé t_1 et la largeur de coupe *w* sont fixées respectivement à *0.1 mm* et *2 mm*. Comme indiqué dans les paragraphes 2.2.3 et 2.2.4, l'angle d'écoulement du copeau η_c dépend du frottement à l'interface outil-copeau (via l'angle λ) et vice-versa, voir le système d'équation (I.1). Donc les évolutions, en fonction de δ_n , des conditions de frottement et celle de l'angle η_c sont couplées. Pour découpler ces deux phénomènes, on commence par considérer le cas où le coefficient de frottement est constant $\bar{\mu} = \mu_0$ et on fixe la vitesse de coupe *V* à *60 m/min*. La figure 21 montre l'influence de δ_n (c-à-d l'influence des vibrations de l'outil dans la direction d'avance, Fig. 17) sur l'angle d'écoulement du copeau η_c pour $\lambda_s = -10°, 10°$ et pour $\alpha_n = -30°, -15°, 0°, 15°, 30°$.

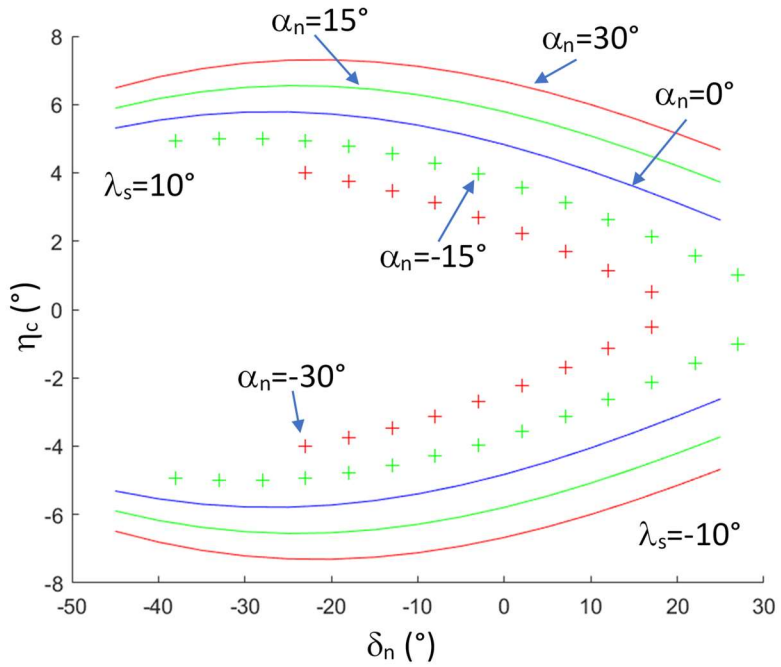


Figure 21 – Effet de l'angle δ_n sur l'angle d'écoulement du copeau η_c pour différents angles de coupe α_n et différents angles d'inclinaison d'arête. Cas où $\lambda_s = -10°, 10°$.

Les courbes de la figure 21 montrent que pour des valeurs données de α_n et λ_s, la variation de l'angle d'écoulement du copeau η_c en fonction de δ_n n'est pas monotone. Comme le signe de η_c est le même que celui de λ_s, les courbes sont symétriques par rapport à l'axe $\eta_c = 0°$. Pour $\delta_n \leq -20°$, l'angle η_c varie peu avec δ_n. Par contre pour $\delta_n > -20°$, quand δ_n augmente la valeur absolue de η_c décroit. Le système d'équation (I.1) montre que l'angle δ_n affecte l'angle η_c via trois paramètres (pour cette étude, l'angle de frottement est supposé constant $\lambda = \tan^{-1}(\mu_0)$): l'angle de cisaillement normal ϕ'_n, l'angle de coupe normal α'_n et le terme $\cos(\delta_n)$. On rappelle que $\alpha'_n = \alpha_n - \delta_n$ et $\phi'_n = 48° + 0.5\left(\alpha'_n - \tan^{-1}(\bar{\mu})\right)$. L'évolution non monotone de η_c en fonction de δ_n peut s'expliquer donc par le fait que les variations de ces trois paramètres en fonction de δ_n sont différentes. Les tendances observées dans la figure 21 montrent également que η_c décroit en valeur absolue quand on diminue l'angle de coupe normal α_n. Ce résultat traduit le fait que quand α_n baisse l'écoulement du copeau le long de

la face de coupe de l'outil devient plus difficile. Le copeau s'écoule plus facilement pour des angles de coupe positifs que pour des angles de coupe négatifs.

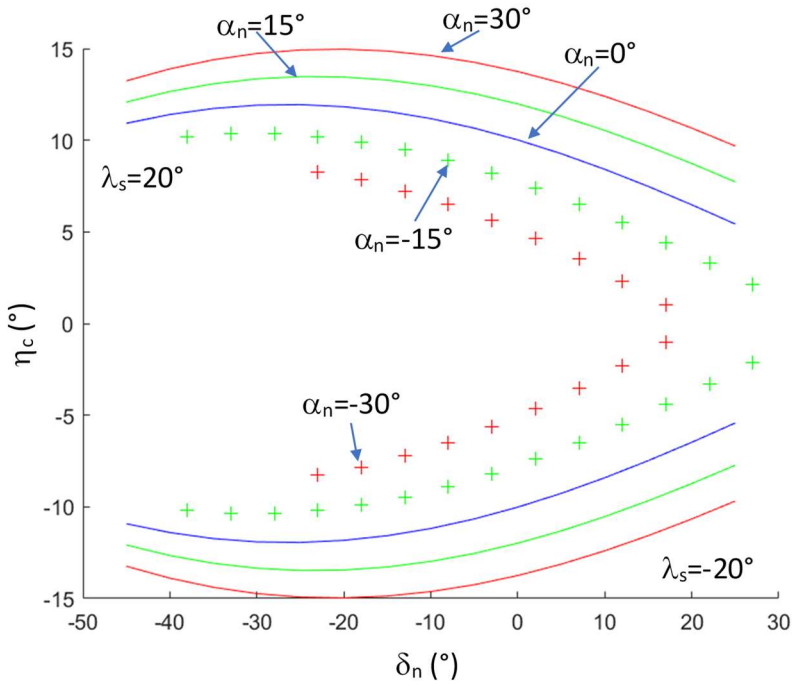


Figure 22 – Effet de l'angle δ_n sur l'angle d'écoulement du copeau η_c pour différents angles de coupe α_n et différents angles d'inclinaison d'arête λ_s. Cas où $\lambda_s = -20°, 20°$.

Les mêmes tendances sont observées pour $\lambda_s = -20°, 20°$ et $\lambda_s = -30°, 30°$, respectivement Fig. 22 et Fig. 23. On note également que les résultats du modèle sont différents de ceux donnés par la règle de Stabler $\eta_c = \lambda_s$ qui ne prend pas le couplage entre l'écoulement dans la zone primaire de cisaillement, le frottement à l'interface outil-copeau et l'écoulement du copeau le long de la face de coupe de l'outil. Cette différence devient plus importante pour $\alpha_n \leq 0$.

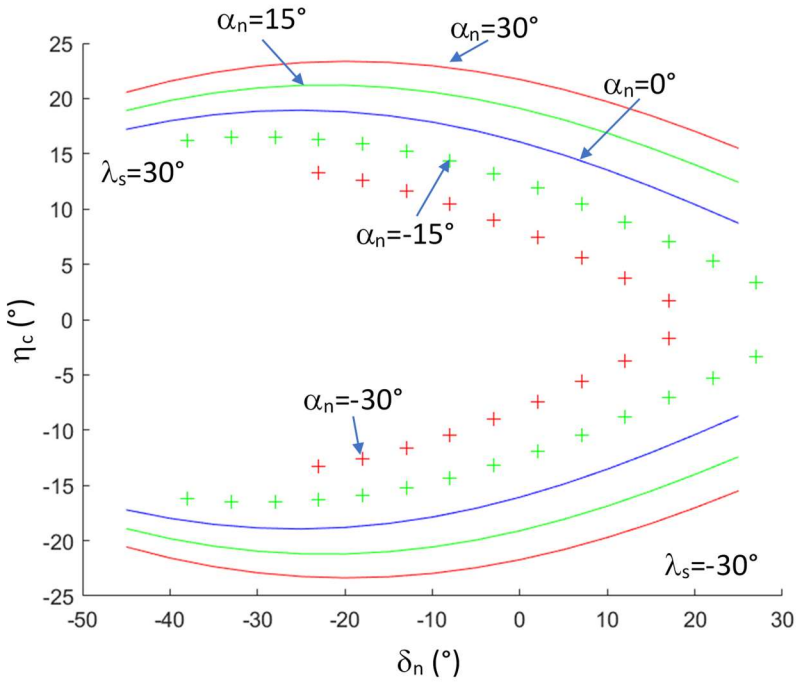


Figure 23 – Effet de l'angle δ_n sur l'angle d'écoulement du copeau η_c pour différents angles de coupe α_n et différents angles d'inclinaison d'arête λ_s. Cas où $\lambda_s = -30°, 30°$.

Pour analyser l'influence du coefficient de frottement $\overline{\mu}$ sur l'angle d'écoulement du copeau η_c, on compare deux cas $\overline{\mu} = \mu_0$ et $\overline{\mu} = \mu_0 / 2$. Les résultats sont reportés sur la figure 24 pour $\lambda_s = 30°$ et pour deux valeurs de α_n : 30° et -30°. On observe que pour un angle de coupe donné, l'angle η_c augmente quand on réduit le fortement $\overline{\mu}$. En effet quand le frottement baisse, la force de frottement se réduit et l'écoulement du copeau devient plus facile. La figure 25 montre l'effet de la vitesse de coupe V quand on prend en compte la loi de frottement $\overline{\mu} = \mu_0 V_c^q$ où $\overline{\mu}$ dépend de V à travers la vitesse du copeau V_c par rapport à l'outil, voir Eqs. (81) et (85). Ceci permet de prendre en compte le couplage entre l'évolution des conditions de frottement à l'interface outil-copeau et celle de l'angle η_c, voir le système d'équation (I.1). Les résultats montrent que η_c décroit quand on baisse la vitesse de coupe V. Cette tendance est due à l'effet de V sur le frottement à l'interface outil-copeau. En effet, la vitesse du copeau V_c croît avec V, provoquant une réduction du coefficient de frottement $\overline{\mu}$ à travers la loi $\overline{\mu} = \overline{\mu}(V_c)$.

D'un autre côté, V_c dépend également de l'angle δ_n (donc des vibrations de l'outil), voir Eqs. (76), (77) et (81). Donc δ_n affecte aussi le coefficient de frottement. Dans cette étude, cet effet est moins important que celui de V car la valeur du coefficient q dans la loi $\overline{\mu} = \overline{\mu}(V_c)$ est faible, Eq. (123). Concernant l'influence de l'angle de coupe α_n, il faut noter qu'en plus de l'effet décrit précédemment il y a un effet supplémentaire induit par la loi de frottement $\overline{\mu} = \overline{\mu}(V_c)$. A partir des équations (76), (77) et (81), on montre que la vitesse du copeau V_c augmente avec α_n pour une valeur donnée de δ_n. Ceci se traduit par une diminution du coefficient de frottement $\overline{\mu}$ à travers la loi $\overline{\mu} = \overline{\mu}(V_c)$ et donc une augmentation de η_c. L'évolution de η_c en fonction de α_n, dans le cas où $\overline{\mu} = \overline{\mu}(V_c)$, est présentée dans la figure 25.

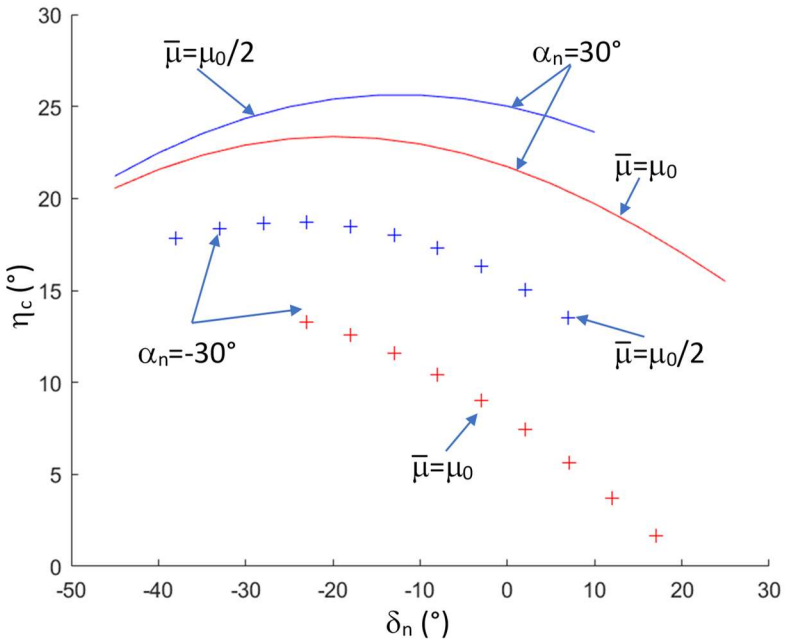


Figure 24 – Effet de l'angle δ_n sur l'angle d'écoulement du copeau η_c pour différents coefficients de frottement $\overline{\mu} = \mu_0$ et $\overline{\mu} = \mu_0 / 2$. Cas où $\lambda_s = 30°$ et $\alpha_n = -30°, 30°$.

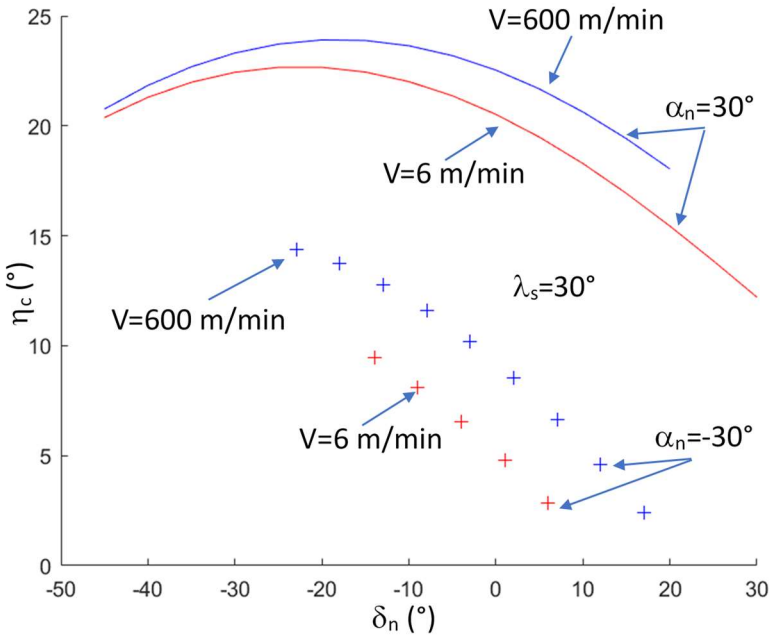


Figure 25 – Effet de l'angle δ_n sur l'angle d'écoulement du copeau η_c pour deux vitesses de coupe V . Le coefficient de frottement $\bar{\mu}$ est donné par la loi $\bar{\mu} = \mu_0 V_c^q$ (V_c est la vitesse du copeau par rapport à l'outil). Cas où $\lambda_s = 30°$ et $\alpha_n = -30°, 30°$.

On passe maintenant à l'étude des effets des oscillations de l'outil dans la direction d'avance, via l'angle δ_n , sur l'écoulement thermomécanique dans la zone primaire de cisaillement. Comme précédemment, afin de découpler l'évolution des conditions de frottement à l'interface outil-copeau de celle de l'angle η_c , on considère le cas où le coefficient de frottement est constant $\bar{\mu} = \mu_0$ et on fixe la vitesse de coupe V à *60 m/min* et l'angle d'inclinaison d'arête λ_s à *10°*. L'effet de l'angle de coupe α_n est analysé en considérant les valeurs suivantes : $\alpha_n = -30°, -15°, 0°, 15°, 30°$.

Dans le paragraphe 2.2.3, nous avons vu que quand l'outil vibre, le cisaillement primaire est affecté à travers l'angle δ_n . Pour une particule de matière, traversant la bande primaire de cisaillement, ses vitesses d'entrée et de sortie (respectivement la vitesse de la matière par rapport à l'outil et la vitesse du copeau par rapport à l'outil) changent en fonction de δ_n . Par conséquence, la direction de cisaillement dans la ZPC, caractérisée par l'angle η_s dans le cas

de la coupe oblique (voir Fig. 16), change également avec δ_n. Pour rappel, en coupe orthogonale η_s est égale à zéro. Dans cette partie, on regardera comment évolue, dans la ZPC, en fonction de δ_n les paramètres suivants : l'angle η_s, le glissement totale $\overline{\gamma}_h$ (la déformation à la sortie de la bande primaire de cisaillement), la température $\overline{T}_h$ à la sortie de la bande et la contrainte de cisaillement $\overline{\tau}_h$ à la sortie de la bande. Cette dernière sert à calculer les efforts de coupe. En dernier, on regardera les conséquences de δ_n sur les pressions spécifiques de coupe. La figure 26 présente l'évolution de η_s en fonction δ_n pour plusieurs angles de coupe α_n. L'équation (II.1) montre que l'angle δ_n affecte l'angle η_s via quarte paramètres : l'angle de cisaillement normal ϕ'_n, l'angle de coupe normal α'_n, l'angle d'écoulement du copeau η_c et le terme $\cos(\delta_n)$. On rappelle que dans l'analyse qui suit, le coefficient de frottement est supposé constant. Donc le frottement n'est pas affecté par les oscillations de l'outil. Pour un angle de coupe donnée, l'évolution non monotone de η_c et les variations des trois autres paramètres, en fonction de δ_n, se répercute directement sur celle de η_s, Fig. 26. Les résultats montrent que globalement, pour $\delta_n \leq 20°$, l'angle η_s augmente en valeur absolue quand on augmente δ_n. En comparant par rapport au cas de la coupe oblique sans vibration (c-à-d $\delta_n = 0°$), on note que la variation de η_s en fonction de δ_n est plus importante pour $\delta_n < 0$ que pour $\delta_n > 0$. Concernant l'influence de l'angle de coupe α_n, elle se réduit quand δ_n baisse. Par rapport au cas sans vibration $\delta_n = 0°$, la variation de η_s en fonction de α_n est moins importante pour $\delta_n < 0$ que pour $\delta_n > 0$. Le modèle montre donc que la dépendance du cisaillement primaire vis-à-vis de l'angle de coupe est fortement influencée par les vibrations de l'outil via δ_n. Cette tendance doit donc se répercuter sur l'écoulement thermomécanique dans la ZPC. Dans la figure 27, on présente le glissement totale $\overline{\gamma}_h$ en fonction de δ_n pour $\alpha_n = -30°, -15°, 0°, 15°, 30°$. En combinant les équations (81.1) et (104), on obtient :

$$\begin{cases} \overline{\gamma}_h = \cos\alpha'_n \big/ \left(\cos\eta_s \sin\phi'_n \cos(\phi'_n - \alpha'_n)\right) \\ avec \\ \alpha'_n = \alpha_n - \delta_n \qquad \phi'_n = 48° + 0.5\,(\alpha'_n - \tan^{-1}(\overline{\mu})) \end{cases} \tag{124}$$

Dans le cas de la coupe oblique sans vibration $\delta_n = 0$, la déformation $\overline{\gamma}_h$ est une fonction décroissante de l'angle de coupe α_n, Fig. 27. En effet, pour un frottement constant $\overline{\mu} = \mu_0$, une baisse de α_n induit une réduction de l'angle de cisaillement ϕ'_n et une augmentation de la valeur absolue de l'angle η_s comme le montre la figure 26. Ces effets combinés provoquent une augmentation de $\overline{\gamma}_h$, Eq. (124). Une autre façon de présenter cette tendance est de considérer la ZPC comme une zone d'accommodation où la vitesse d'une particule de matière s'accommode pour passer de la vitesse de coupe (ou la vitesse de la matière par rapport à l'outil dans le cas avec vibration) à la vitesse du copeau par rapport à l'outil. Cette dernière est parallèle à la face de coupe de l'outil. On voit donc que cette accommodation est plus facile pour les angles de coupe positifs que pour les angles de coupe négatifs. Par conséquence le cisaillement augmente quand on diminue l'angle de coupe. Les résultats de la figure 27 montrent que $\overline{\gamma}_h$ croit avec δ_n et que cette augmentation est d'autant plus importante que l'angle de coupe α_n est faible. Cette tendance résulte des variations combinées, en fonction de δ_n, de ϕ'_n, α'_n et η_s, voir Eq. (124).

Comme l'échauffement dans la ZPC est dû à l'énergie de déformation plastique, on retrouve donc les mêmes tendances pour la température $\overline{T}_h$ à la sortie de la bande que pour le glissement total $\overline{\gamma}_h$ à savoir $\overline{T}_h$ augmente avec δ_n et que cette augmentation est d'autant plus importante que l'angle de coupe α_n est faible, Fig. 28. On rappelle que les résultats de la figure 28 correspondent au cas adiabatique où nous avons négligé la conduction dans la bande ainsi que les flux de chaleur allant de la ZPC vers la pièce et vers le copeau. Ceci explique les températures élevées que l'on observe pour certaines conditions de coupe, Fig. 28. On reviendra sur ce point à la fin de cette section.

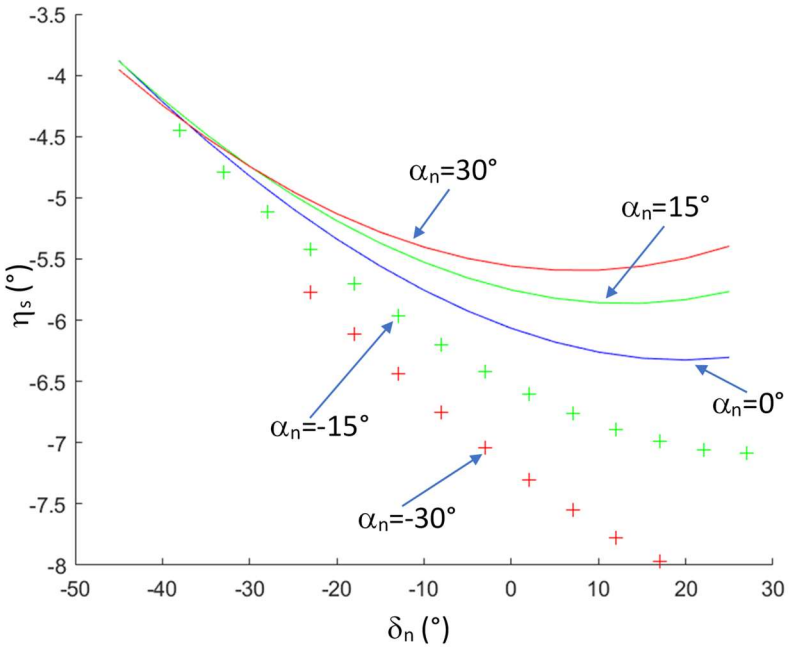


Figure 26 – Influence de l'angle δ_n sur l'angle η_s pour différents angles de coupe α_n. L'angle η_s caractérise la direction de cisaillement dans la zone primaire de cisaillement en coupe oblique. Cas où $\lambda_s = 10°$.

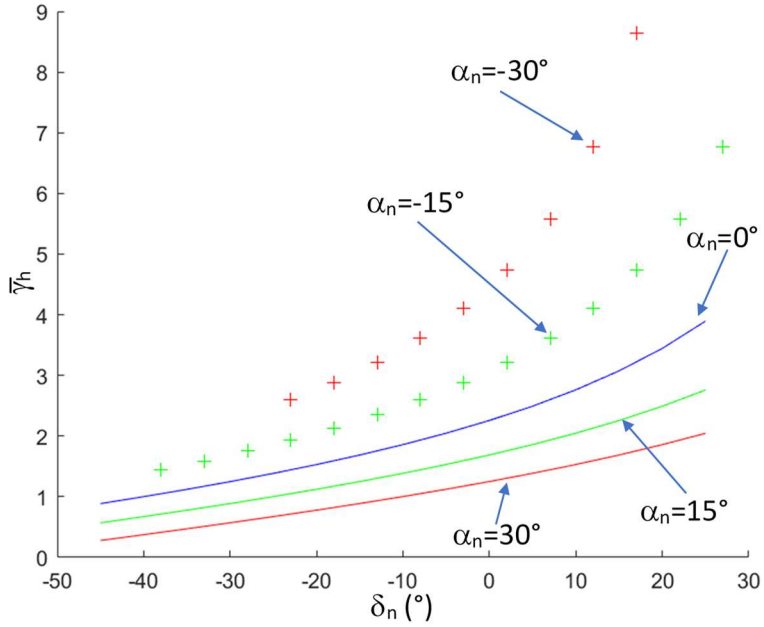


Figure 27 – Influence de l'angle δ_n sur le glissement totale $\overline{\gamma}_h$ dans la bande primaire de cisaillement pour différents angles de coupe α_n. Cas où $\lambda_s = 10°$.

Pour l'acier 42CD4, la sensibilité à la vitesse de déformation est faible, M. Rausch (1998). Par conséquence dans la ZPC, la contrainte de cisaillement est principalement contrôlée par une

compétition entre l'écrouissage et l'adoucissement thermique. Les résultats précédents ont montré que le glissement total $\overline{\gamma}_h$ et la température $\overline{T}_h$ à la sortie de la bande augmentent avec δ_n. Dans la figure 29, on observe que pour $\delta_n \leq -10°$, la contrainte de cisaillement $\overline{\tau}_h$ à la sortie de la bande croît avec δ_n pour les angles de coupe $\alpha_n \geq 0$. Ceci traduit le fait que c'est l'écrouissage qui l'emporte sur l'adoucissement thermique. Par contre pour $\alpha_n < 0$, c'est l'adoucissement thermique qui l'emporte induisant une baisse de $\overline{\tau}_h$ en fonction de δ_n, Fig. 29. Globalement pour $\delta_n > -10°$, l'effet de la température compense (pour $\alpha_n \geq 0$) ou surpasse (pour $\alpha_n < 0$) celui de l'écrouissage, Fig. 29.

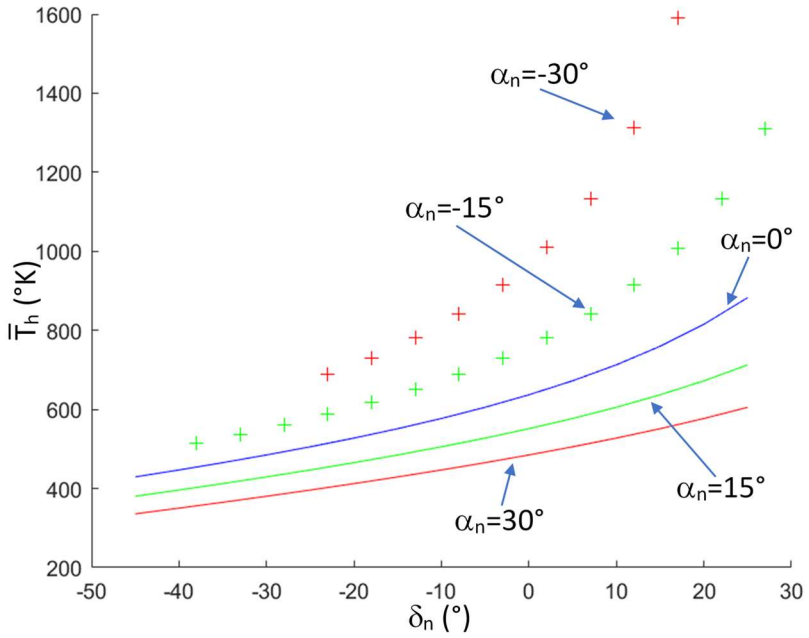


Figure 28 – Influence de l'angle δ_n sur la température $\overline{T}_h$ à la sortie de la bande primaire de cisaillement pour différents angles de coupe α_n. Cas où $\lambda_s = 10°$.

Pour confirmer l'origine des tendances observées sur $\overline{\tau}_h$, on se place dans le cas où l'adoucissement thermique n'est pas pris en compte dans la loi de comportement de Johnson-Cook. Les résultats sont reportés sur la figure 30. On y observe l'accroissement de la contrainte

de cisaillement $\overline{\tau}_h$ avec l'augmentation de δ_n et/ou la diminution de l'angle de coupe α_n. Ces tendances résultent de l'effet de l'écrouissage à travers l'évolution de de la déformation $\overline{\gamma}_h$ en fonction de δ_n, Fig. 27.

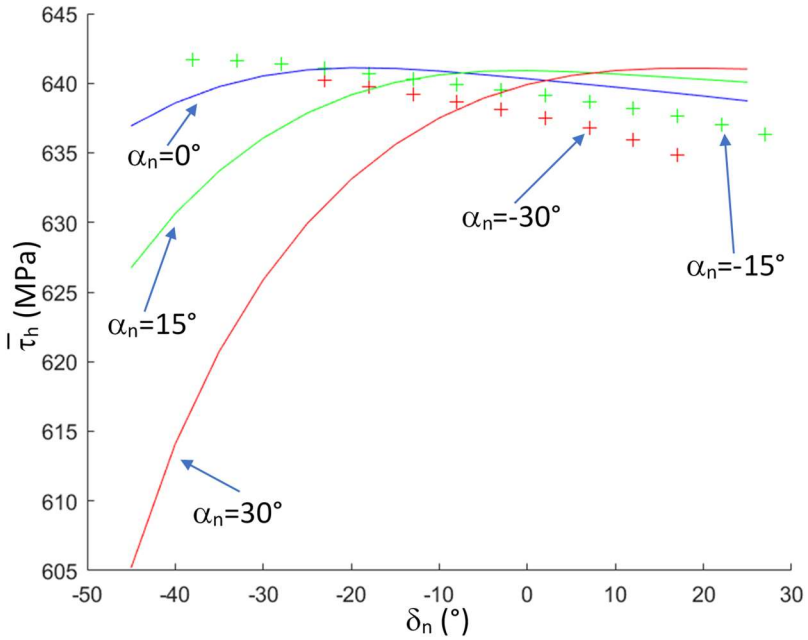


Figure 29 – Influence de l'angle δ_n sur la contrainte de cisaillement $\overline{\tau}_h$ à la sortie de la bande primaire de cisaillement pour différents angles de coupe α_n. Cas où $\lambda_s = 10°$.

Dans une étude sur la coupe orthogonale sans vibration, Oxley (1989) a montré que le flux de chaleur allant de la zone primaire de cisaillement vers la pièce dépend de la vitesse de coupe *V*, du coefficient de diffusivité thermique $k^*/\rho c$ du matériau usiné (k^* représente la conductivité thermique), de l'angle de cisaillement et de l'épaisseur du copeau non déformée. Précédemment, nous avons vu que dans le cas adiabatique, la température à la sortie de la bande primaire de cisaillement peut être surestimée pour certaines conditions de coupe. D'un autre côté durant les vibrations de l'outil, l'angle de de cisaillement ϕ'_n varie en fonction de δ_n, Eq. (86). Il est donc intéressant de prendre en compte le flux de chaleur de la ZPC vers la pièce même d'une manière approchée. Pour ce faire, nous allons utiliser la relation empirique

proposée par Oxley (1989), Eq. (125), qui suppose que le flux de chaleur transmis à la pièce usinée représente une faction χ de la source de chaleur dans la ZPC due à la déformation plastique. Ceci se traduit dans le modèle de la bande de cisaillement primaire par le fait que l'échauffement causée par le cisaillement est donnée par $(1-\chi)(\overline{T}_h - T_w)$ au lieu de $(\overline{T}_h - T_w)$ dans le cas adiabatique où $\chi = 0$ (T_w est la température de la pièce avant usinage) ; avec :

$$\begin{cases} \chi = \begin{cases} 0.5 - 0.35\log(R_{th}\tan\phi_n) & si \quad 0.04 \le R_{th}\tan\phi_n \le 10 \\ 0.3 - 0.15\log(R_{th}\tan\phi_n) & si \quad R_{th}\tan\phi_n \ge 10 \end{cases} \\ \\ avec \quad \phi_n = \phi'_n + \delta_n, \quad \phi'_n = 48° + 0.5(\alpha_n - \delta_n - \tan^{-1}(\overline{\mu})) \end{cases} \tag{125}$$

où R_{th} est un paramètre adimensionnel défini par $R_{th} = V t_1 \rho c / k^*$.

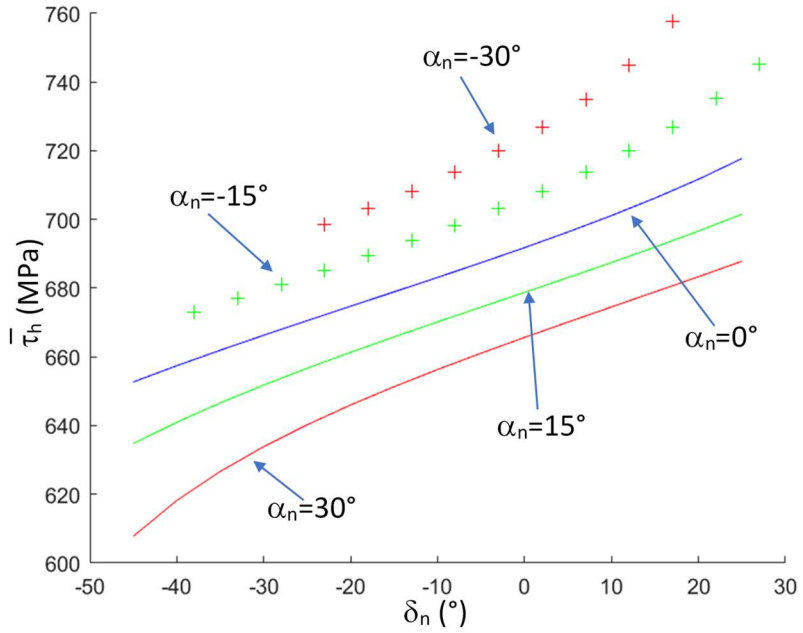


Figure 30 – Influence de l'angle δ_n sur la contrainte de cisaillement $\overline{\tau}_h$ à la sortie de la bande primaire de cisaillement en négligeant l'effet de l'adoucissement thermique. Cas où $\lambda_s = 10°$ et $\alpha_n = -30°, -15°, 0°, 15°, 30°$.

Dans le cas des vibrations, l'épaisseur du copeau non déformée dépend, à chaque instant, des oscillations de l'outil et de l'état de surface de la passe précédente. Afin de simplifier l'analyse

de l'effet de χ, on ne prend en compte que la variation de l'angle de cisaillement ϕ_n' en fonction de δ_n et on se place dans le cas où l'épaisseur du copeau non déformée est égale à t_1. Ce choix peut également être justifié par le fait que la relation empirique (125) n'a été identifiée que pour quelques valeurs de t_1. Dans la figure 31, on présente l'évolution de χ en fonction de δ_n et de l'angle de coupe α_n. On observe que χ est une fonction décroissante de δ_n et de α_n. En effet, l'accroissement de δ_n ou α_n induit une augmentation de l'angle de cisaillement ϕ_n qui provoque une réduction du flux de chaleur de la ZPC vers la pièce, voir Eq. (125).

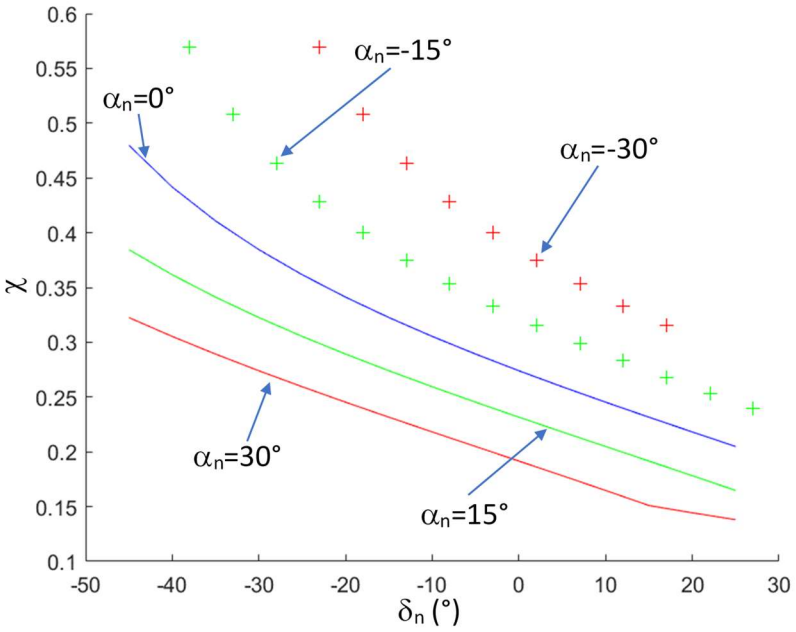


Figure 31 – Evolution en fonction de l'angle δ_n du paramètre χ donné par l'équation (125). Cas où $\lambda_s = 10°$ et $\alpha_n = -30°, -15°, 0°, 15°, 30°$.

L'effet de χ sur la température $\overline{T}_h$ à la sortie de la bande primaire de cisaillement est reporté sur la figure 32. On y note une réduction de la température par rapport au cas adiabatique de la figure 28. Cette baisse est plus importante pour les angles de coupe négatifs que pour les angles positifs. Concernant la contrainte de cisaillement $\overline{\tau}_h$ à la sortie de la bande, Fig. 33, on observe

globalement les mêmes tendances que le cas adiabatique de la figure 29 avec une légère baisse du niveau des contraintes.

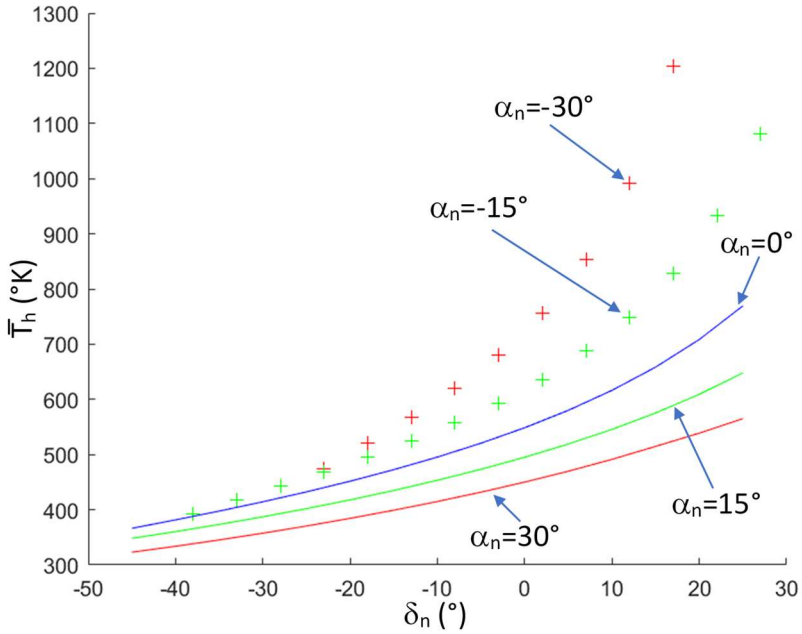


Figure 32 – Cas non adiabatique : influence de l'angle δ_n sur la température $\overline{T}_h$ à la sortie de la bande primaire de cisaillement en considérant l'effet du paramètre χ donné par l'équation (125). Cas où $\lambda_s = 10°$ et $\alpha_n = -30°, -15°, 0°, 15°, 30°$.

Dans le paragraphe 2.2.3, on a vu qu'en coupe oblique avec vibration, l'effort de coupe F_P, l'effort d'avance F_Q et l'effort latéral F_R, dépendent des vibrations de l'outil dans la direction d'avance via l'angle δ_n . Pour un coefficient de frottement donné, cette dépendance se fait, d'une manière complexe, à travers les paramètres suivants : $\overline{\tau}_h$, ϕ'_n , α'_n, η_s et η_c, voir Eqs. (106), (107) et (109). Les efforts de coupe sont proportionnels au produit de la largeur de coupe *w* par la valeur instantanée $\tilde{t}_1$ de l'épaisseur du copeau non déformé (avec $\tilde{t}_1 = \tilde{z}_A(t) - \tilde{z}(t)$, voir Eqs. (113-115) et Fig. 17). Sachant que $\tilde{t}_1$ dépend des oscillations instantanées $\tilde{z}(t)$ de l'outil et de l'état de surface de la passe précédente (c-à-d la surface à usiner caractérisée par $\tilde{z}_A(t)$) qui changent en fonction des conditions de coupe, l'identification de l'effet de δ_n peut se faire

à travers les pressions spécifiques de coupe.

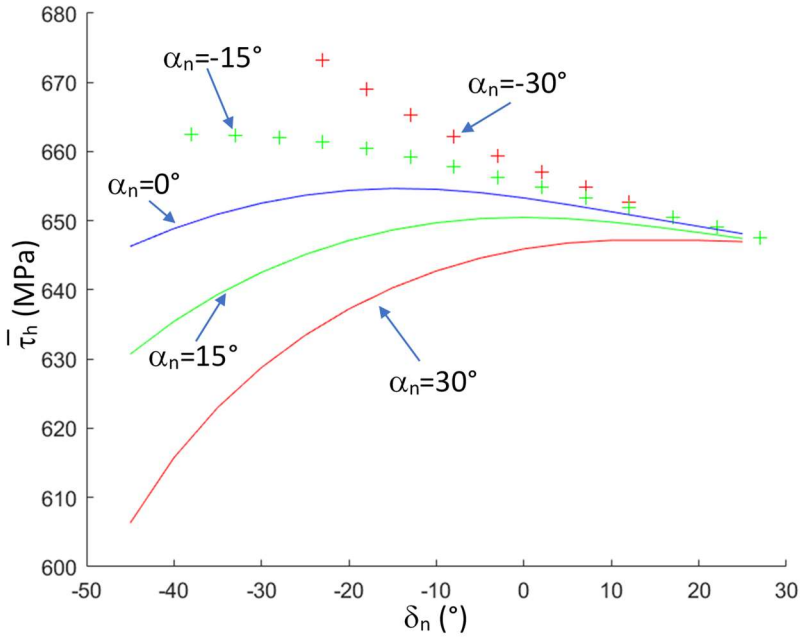
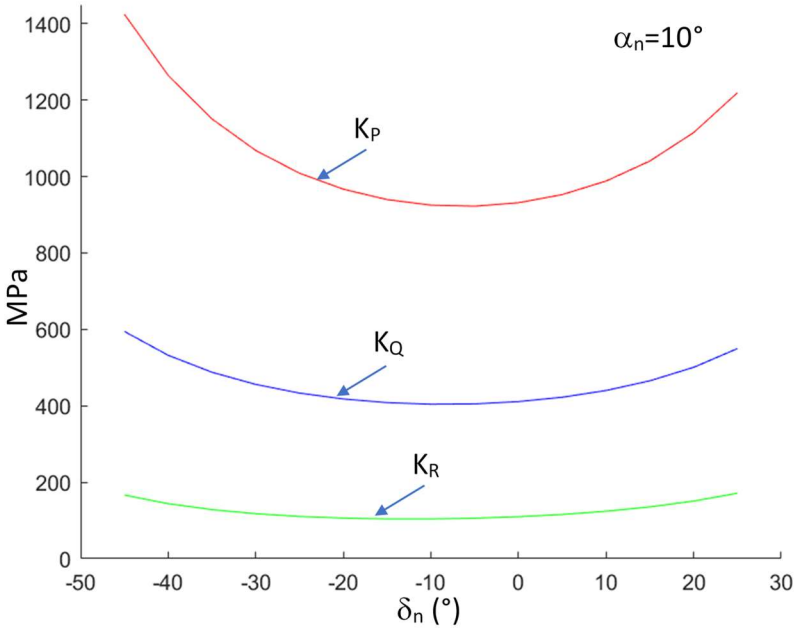


Figure 33 – Cas non adiabatique : influence de l'angle δ_n sur la contrainte de cisaillement $\bar{\tau}_h$ à la sortie de la bande primaire de cisaillement en considérant l'effet du paramètre χ donné par l'équation (125). Cas où $\lambda_s = 10°$ et $\alpha_n = -30°, -15°, 0°, 15°, 30°$.

Afin d'illustrer l'influence de δ_n sur les efforts de coupe, on présente donc l'évolution des pressions spécifiques de coupe $K_P = F_P/(w\tilde{t}_1)$, $K_Q = F_Q/(w\tilde{t}_1)$ et $K_R = F_R/(w\tilde{t}_1)$ en fonction de δ_n en se plaçant dans le cas adiabatique $\chi = 0$. Afin de simplifier l'analyse de l'évolution des pressions spécifiques de coupe en fonction des vibrations de l'outil, on néglige les variations de la contrainte $\bar{\tau}_h$ à la sortie de la bande primaire de cisaillement en fonction de δ_n et α_n reportées sur la figure 29. Les résultats sont présentés sur la figure 34 pour les angles de coupe α_n de *10°*, *0°* et *-10°* avec $\bar{\tau}_h = 600\ MPa$. L'angle d'inclinaison d'arête est fixé à *10°*. Les résultats indiquent que K_P, K_Q et K_R présentent un minimum au voisinage de $\delta_n = -10°$. La variation en fonction de δ_n est plus importante pour les pressions spécifiques de coupe et d'avance K_P et K_Q. D'un autre côté, K_P, K_Q et K_R augmentent quand on baisse l'angle de

coupe pour une valeur donnée de δ_n . Ceci traduit le fait que l'écoulement du copeau le long de la face de coupe de l'outil est plus facile, induisant donc des efforts de coupe plus faibles, pour des angles de coupe positifs que pour des valeurs négatives. On note également que le modèle reproduit le fait que, quand α_n baisse, l'augmentation de la pression spécifique d'avance K_Q est plus importante que celle de K_P . L'effet de α_n sur la composante latérale des efforts de coupe via K_Q est moins important.



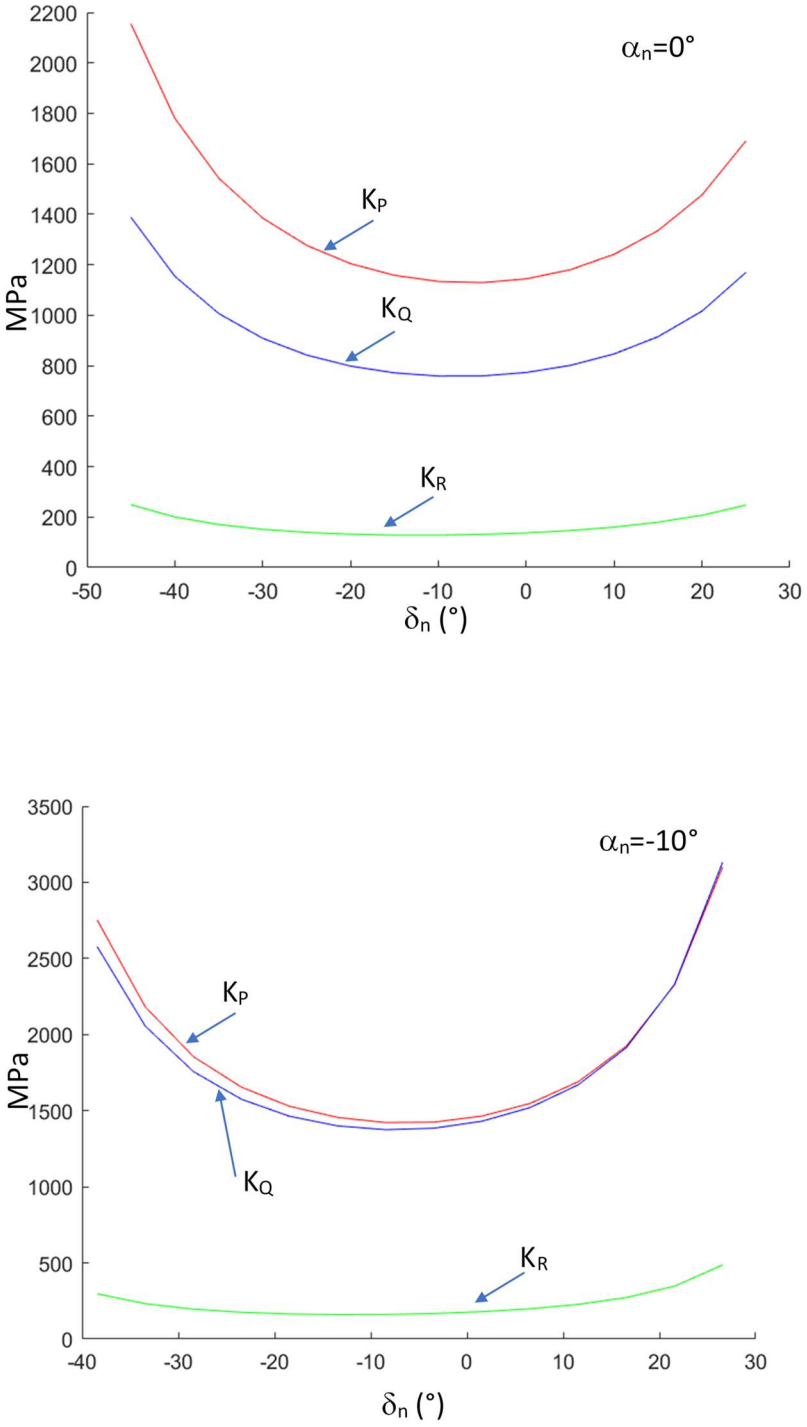


Figure 34 –Influence de l'angle δ_n sur les pressions spécifiques de coupe K_P, K_Q et K_R, définies au-dessus. Cas où $\lambda_s = 10°$, $\alpha_n = -10°, 0°, 10°$ et $\overline{\tau}_h = 600\ MPa$.

2.3.2 – Effets des vibrations de l'outil sur l'état de la surface générée et sur la stabilité de la coupe : étude paramétrique

Comme indiqué dans la section 2.2.3, le système vibratoire outil-porte outil est assimilé à un système à un seul degré de liberté, suivant la direction d'avance, avec une masse équivalent *m* une rigidité équivalente *k* et un amortissement équivalent *c**, Fig. 19. Dans ce travail, on utilise les paramètres dynamiques identifiés par Segreti (2002). La rigidité équivalente *k* est déterminée par des essais statiques via la relation $k = F_{stat}/u_{stat}$ où F_{stat} est l'effort statique appliquée au niveau de la plaquette dans direction d'avance et u_{stat} est le déplacement statique dans la même direction. A l'aide d'un dynamomètre Kistler, on mesure l'effort F_{stat}. Un capteur de micro-déplacements à courant de Foucault est utilisé pour mesurer le déplacement induit par F_{stat}. En utilisant un marteau d'impact, on applique une impulsion au niveau de la plaquette dans la direction d'avance. Le signale de la réponse dynamique du système outil-porte outil, Fig. 35, permet de mesurer la pulsation propre $\omega_d = 2\pi/T_a$ (T_a est la période des oscillations amorties) et le pourcentage d'amortissement $\xi = \ln\left(X_1/X_n\right)/2n\pi$ (X_i représente l'amplitude du signale pour la $i^{ème}$ ondulation, Fig. 35). Sachant que $\omega_d = \omega_n\sqrt{1-\xi^2}$, $\omega_n = \sqrt{k/m}$ et $\xi = c^*/2\sqrt{k\,m}$ (ω_n est la pulsation propre non amortie), on peut donc déterminer la masse équivalent *m* et l'amortissement équivalent c^* dans la direction d'avance. Les résultats obtenus par Segreti (2002) sont comme suit :

$$m = 0.334\,kg \qquad c^* = 71.4\,Ns/m \qquad k = 1.29\,10^7\,N/m$$

Dans ce paragraphe, on étudie l'évolution de l'état de la surface générée en fonction des différentes passes d'usinage. L'objectif est d'analyser les phases de coupe et celles où l'outil sort de la matière. Pour ce faire, on utilise le modèle en prenant en compte le couplage entre les oscillations de l'outil et le processus de formation du copeau. Le frottement à l'interface outil-copeau est donné par la loi $\overline{\mu} = \overline{\mu}(V_c)$ avec les paramètres (123). On considère le tournage

d'un tube de diamètre extérieur $D = 60\,mm$, Fig. 19. On se place dans le cas où la vitesse de coupe *V*, la profondeur de coupe a_p, l'avance par tour *f*, l'angle de direction d'arête κ_r et l'angle d'inclinaison d'arête λ_s sont fixés respectivement à $V = 300\,m/min$, $a_p = 2.5\,mm$, $f = 0.025\,mm/tour$, $\kappa_r = 90°$ et $\lambda_s = 0°$. A partir de l'équation (116), l'épaisseur du copeau non déformé t_1 et la largeur de coupe *w* sont donc fixées respectivement à *0.025 mm* et *2.5 mm*.

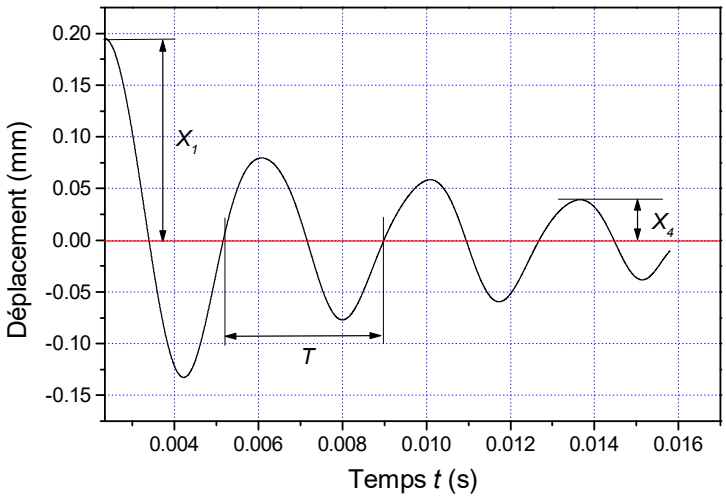


Figure 35 – Oscillations libres de l'outil de coupe résultant de l'application d'une impulsion grâce au marteau d'impact, Segreti (2002).

Le nombre de passes est fixé à *15* passes. Les oscillations de l'outil dans la direction $\vec{\mathbf{z}}_0$, sont données par la fonction $\tilde{z}(t)$ solution de l'équation différentielle (117), voir Figs. 17 et 19. La position d'équilibre statique de l'outil $\tilde{z}_0$ correspond à la solution de l'équation (117) dans le cas sans vibration (c-à-d $\dot{\tilde{z}}(t) = 0$ et $\ddot{\tilde{z}}(t) = 0$). Dans le cas statique, on calcule l'effort d'avance F_Q et l'effort latérale F_R pour $\delta_n = 0°$ sachant que l'épaisseur du copeau non déformé est égale à t_1. L'équation (117) nous donne donc $\tilde{z}_0 = \sin\kappa_r \left(F_Q \sin\kappa_r + F_R \cos\kappa_r\right)/k$. Les oscillations de l'outil autour de la position statique correspondent donc à la différence $\tilde{z}(t) - \tilde{z}_0$. Les conditions initiales pour la résolution numérique de (117) sont fixées à

$\tilde{z}(t=0)-\tilde{z}_0 = 0.0106\ mm$ et $\dot{\tilde{z}}(t=0) = -0.0238\ m/min$.

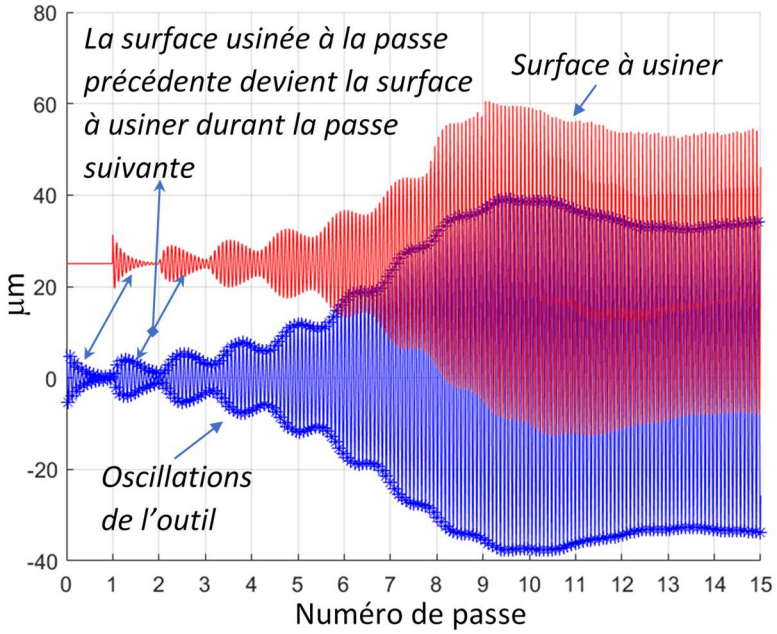


Figure 36 – Evolution des oscillations de l'outil $\tilde{z}(t)-\tilde{z}_0$ et de l'état de la surface à usiner en fonction des passes. L'angle de coupe est fixé à $\alpha_n = 0°$.

La figure 36 montre, pour un angle de coupe $\alpha_n = 0°$, l'évolution des oscillations de l'outil et de l'état de la surface à usiner en fonction des passes. On rappelle que les oscillations de l'outil correspondent au mouvement de la pointe *O* de l'outil par rapport à la position d'équilibre $\tilde{z}_0$, voir Fig. 17. Lors de la première passe, la surface à usiner est sans défaut. Pour ces conditions de coupe les vibrations sont stables. A partir de la passe 2, la surface à usiner présente des ondulations dues à la passe précédente, Fig. 36. Ceci augmente les vibrations de l'outil à cause d'une variation plus importante de l'épaisseur du copeau non déformée. Au cours de la coupe, ce phénomène continue à s'amplifier compte tenu du fait que les vibrations en usinage sont auto-excitées. A partir de la sixième passe, les oscillations de l'outil sont suffisamment élevées pour que l'outil sorte de la matière et arrête de couper (zone de chevauchement bleu-rouge de la figure 36). Comme les efforts de coupe deviennent nuls quand l'outil quitte la matière, les oscillations commencent à se stabiliser à partir de de la passe 10 pour atteindre un régime quasi-

permanent vers les dernières passes de l'opération d'usinage.

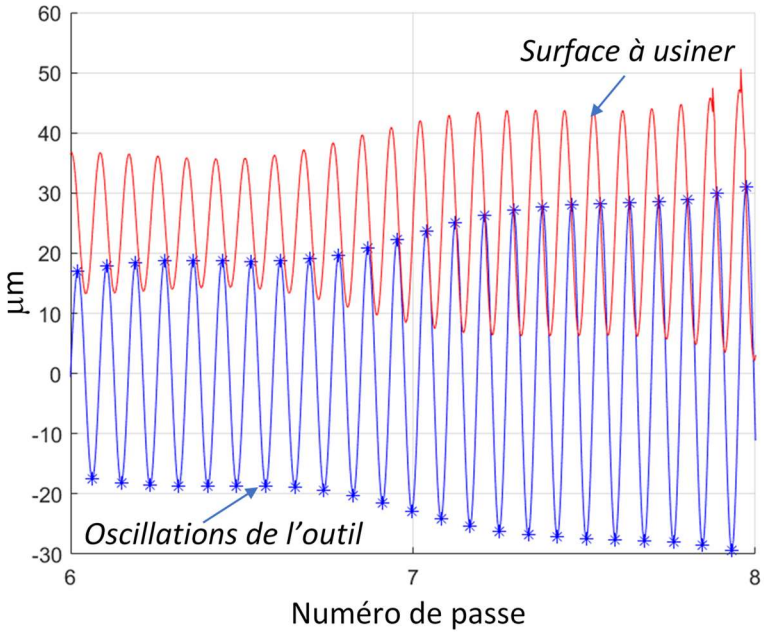


Figure 37 – Evolution des oscillations de l'outil $\tilde{z}(t) - \tilde{z}_0$ et de l'état de la surface à usiner pour les passes 6 et 7. L'angle de coupe est fixé à $\alpha_n = 0°$.

Entre la passe 6 et la passe 8, on voit que l'amplitude des oscillations de l'outil, indiquées en bleu, est suffisamment élevée pour que la position de la pointe de l'outil commence à effleurer la surface à usiner, indiquée en rouge, durant les phases ascendantes de l'outil, Fig. 37. A ce stade de la coupe, les sorties de l'outil de la zone de coupe resettent peu marquées. Ceci se traduit par le fait que la surface générée coïncide avec les oscillations de l'outil. Dans ce cas, l'état de la surface à usiner à la passe suivante correspond aux oscillations de l'outil à la passe précédente. Au fur à mesure de l'opération d'usinage, les sorties de l'outil de la matière deviennent plus prononcées.

Afin d'illustrer l'effet des sorties de l'outil sur l'état final de la surface générée, la figure 38 montre les interactions entre les oscillations de l'outil et la surface à usiner lors de la dernière passe. L'outil arrête d'usiner au niveau des creux de la surface initiale de la pièce (celle obtenue lors de la passe précèdente et indiquée en rouge), Fig. 38. Finalement, les parties qui ne sont

pas usinées lors des sorties de l'outil, combinées aux oscillations de l'outil dans la matière, contribuent à l'état final de la surface de la pièce usinée, Fig. 39. Cet état final peut devenir complexe suivant les conditions de coupe.

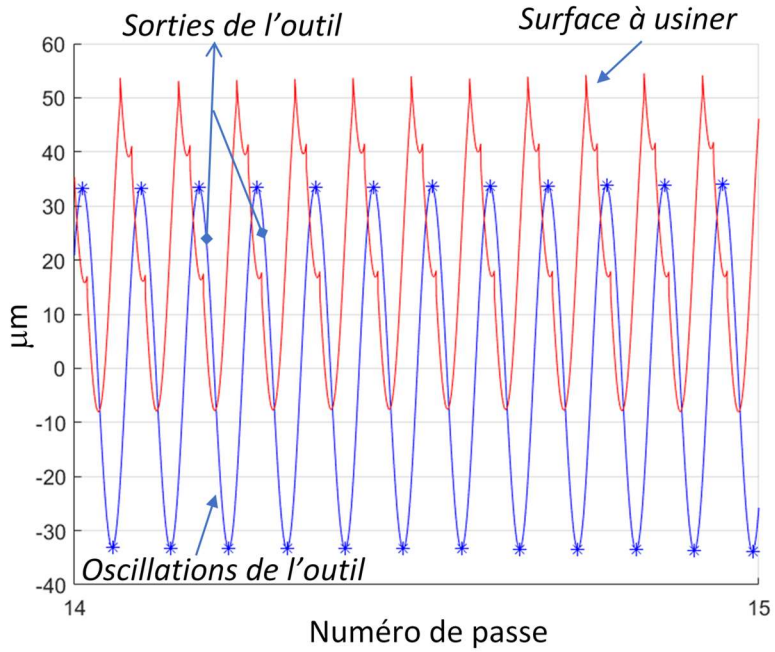


Figure 38 – Evolution des oscillations de l'outil $\tilde{z}(t) - \tilde{z}_0$ et de l'état de la surface à usiner durant la dernière passe. L'angle de coupe est fixé à $\alpha_n = 0°$.

Pour illustrer les effets des conditions de coupe sur l'état de la surface usinée, on présente les résultats pour deux angles de coupe $\alpha_n = -5°, 5°$. Pour $\alpha_n = -5°$, les oscillations de l'outil et l'état de la surface à usiner à chaque passe sont présentés dans la figure 40. Comparé au cas $\alpha_n = 0°$, l'amplitude des vibrations est plus importante. Ceci s'explique par le fait que les efforts de coupe augmentent quand on diminue l'angle de coupe comme nous l'avons vu précédemment. Les résultats montrent également qu'une variation, relativement faible, de l'angle de coupe, en passant de -5° à 0°, produit une variation significative dans la réponse dynamique du système, voir Figs. 36-37 et 40-41. Cette tendance est le résultat du fort couplage entre les vibrations de l'outil et le processus de formation du copeau comme montré dans la section précédente. La figure 42 présente les interactions entre les oscillations de l'outil et la

surface à usiner lors de la dernière passe. Les sorties de l'outil de la matière sont plus marquées que dans le cas où $\alpha_n = 0°$. Ces interactions se répercutent directement sur l'état final de la surface générée, Fig. 43.

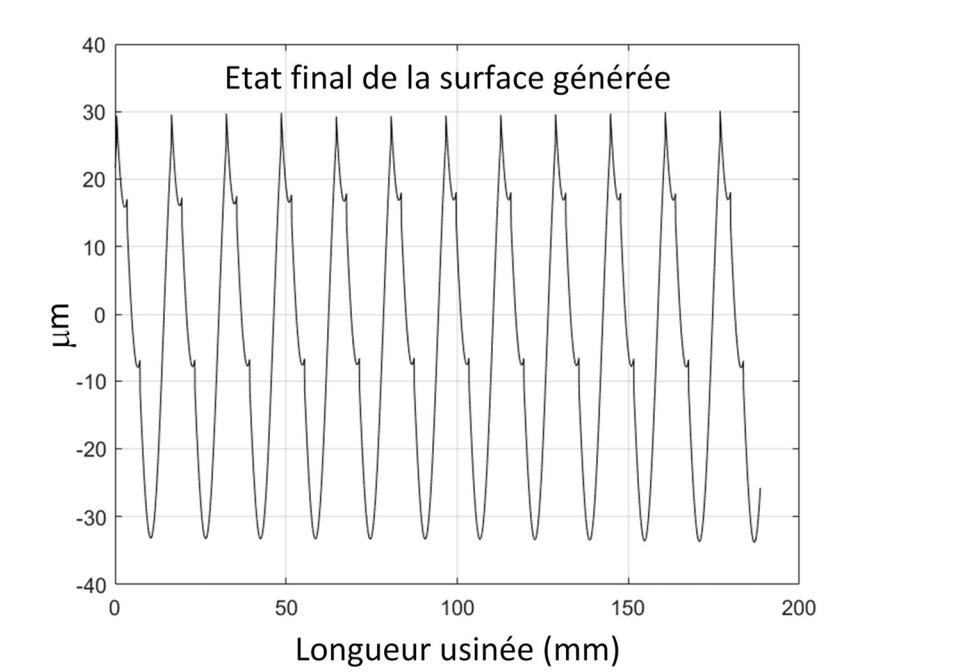


Figure 39 – Etat final de la surface générée en fonction de la longueur usinée. L'angle de coupe est fixé à $\alpha_n = 0°$.

Pour $\alpha_n = 5°$, les efforts de coupe sont plus faibles. Ceci se traduit par une réduction de l'amplitude des oscillations de l'outil reportées sur la figure 44. On y observe que l'amplitude ne devient suffisamment élevée pour que l'outil sorte de la matière et arrête de couper (zone de chevauchement bleu-rouge) qu'à partir de la fin de la passe 11. Ces sorties sont très peu marquées comme le montre les signaux de la dernière passe, Fig. 45. Donc d'une manière générale pour les conditions de coupe considérées dans cette étude, la surface générée diffère peu avec les oscillations de l'outil pour $\alpha_n = 0°$, voir Figs. 45 et 46.

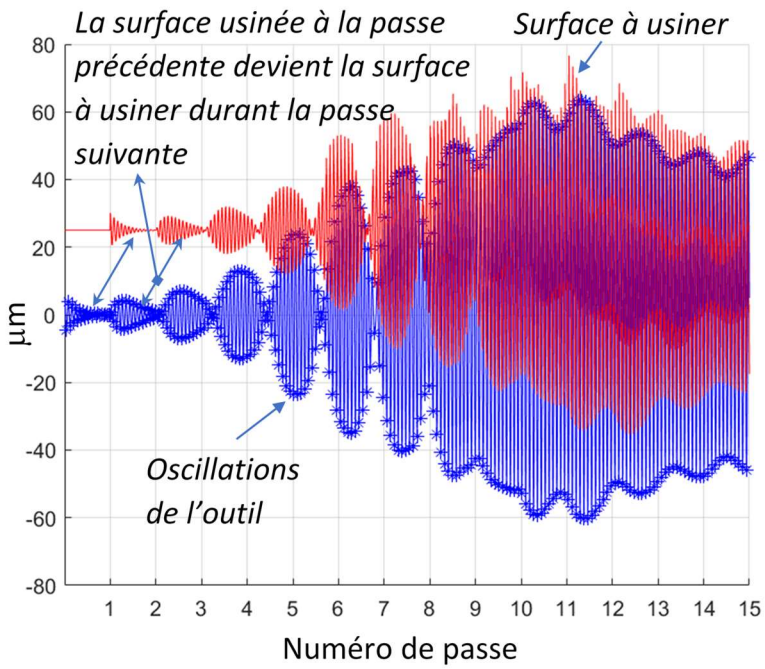


Figure 40 – Evolution des oscillations de l'outil $\tilde{z}(t) - \tilde{z}_0$ et de l'état de la surface à usiner en fonction des passes. L'angle de coupe est fixé à $\alpha_n = -5°$.

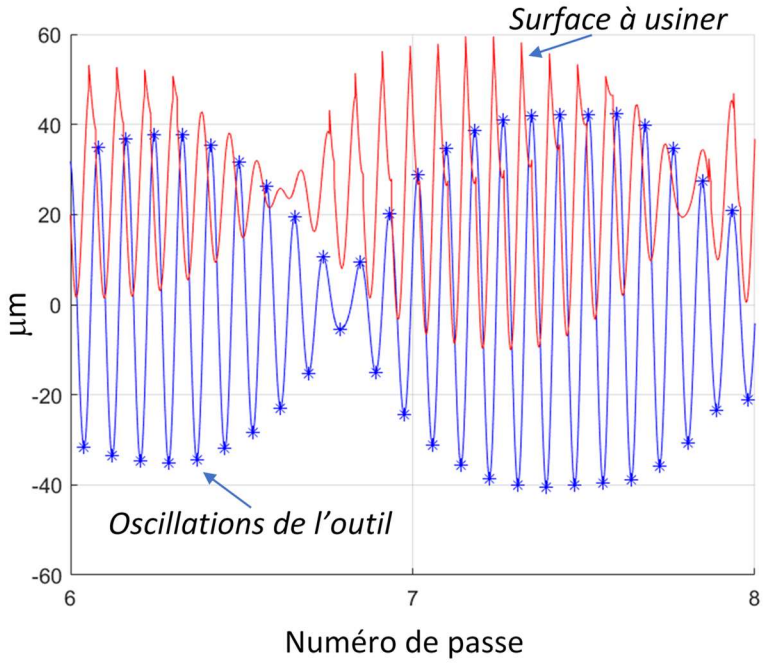


Figure 41 – Evolution des oscillations de l'outil $\tilde{z}(t) - \tilde{z}_0$ et de l'état de la surface à usiner pour les passes 6 et 7. L'angle de coupe est fixé à $\alpha_n = -5°$.

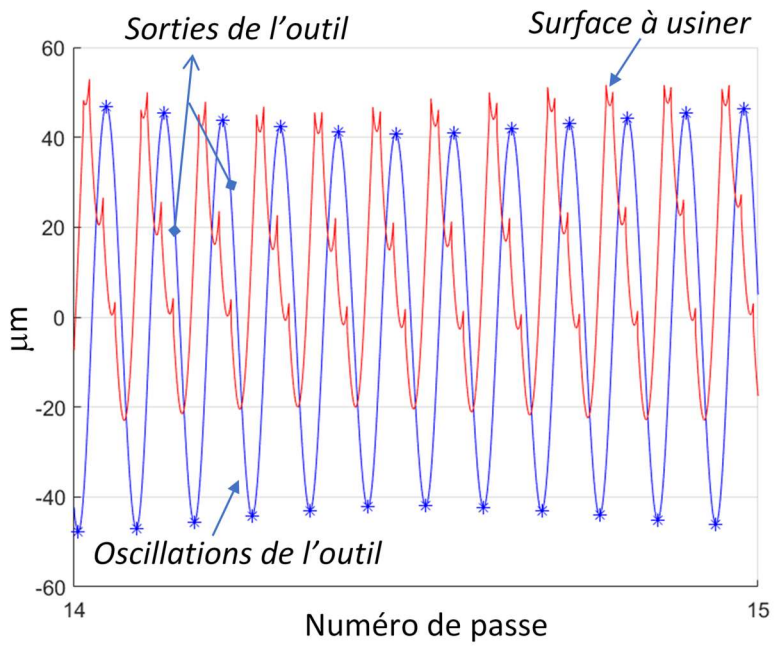


Figure 42 – Evolution des oscillations de l'outil $\tilde{z}(t)-\tilde{z}_0$ et de l'état de la surface à usiner durant la dernière passe. L'angle de coupe est fixé à $\alpha_n = -5°$.

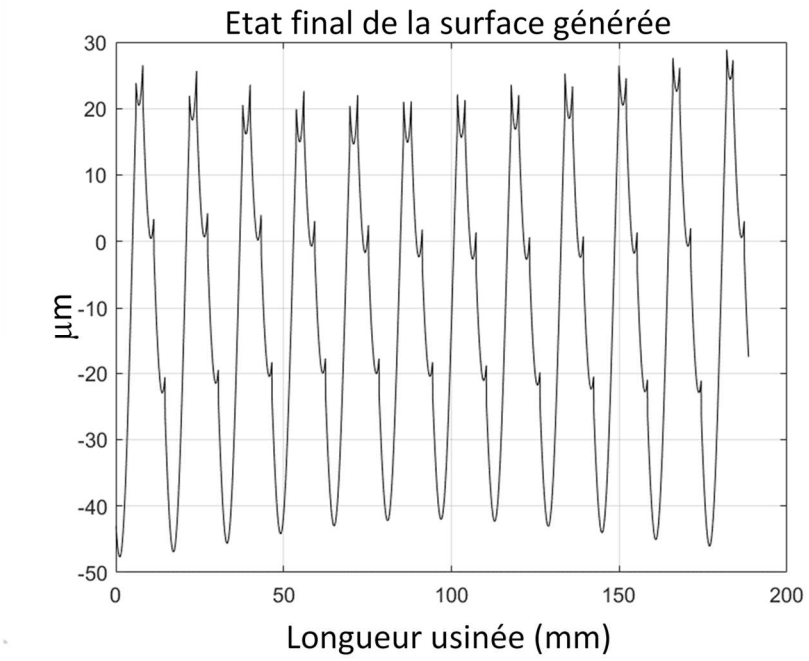


Figure 43 – Etat final de la surface générée en fonction de la longueur usinée. L'angle de coupe est fixé à $\alpha_n = -5°$.

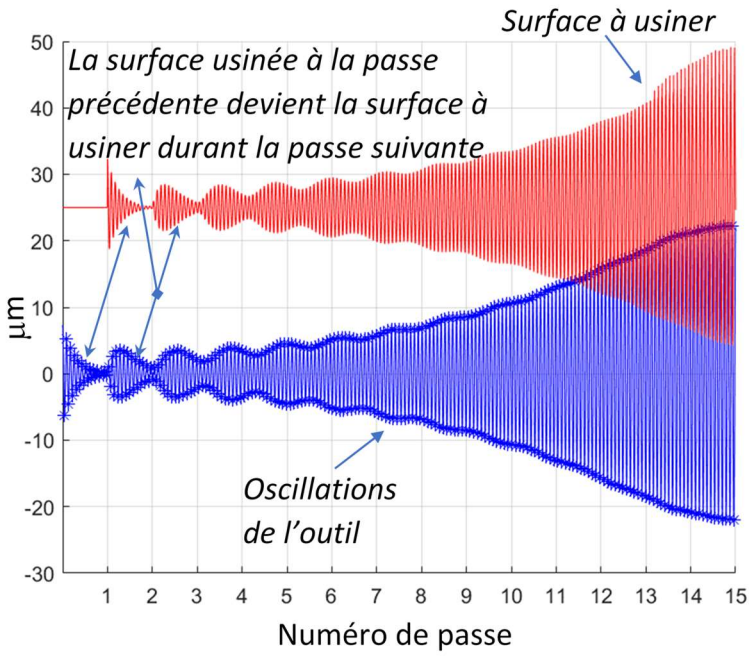


Figure 44 – Evolution des oscillations de l'outil $\tilde{z}(t)-\tilde{z}_0$ et de l'état de la surface à usiner en fonction des passes. L'angle de coupe est fixé à $\alpha_n = 5°$.

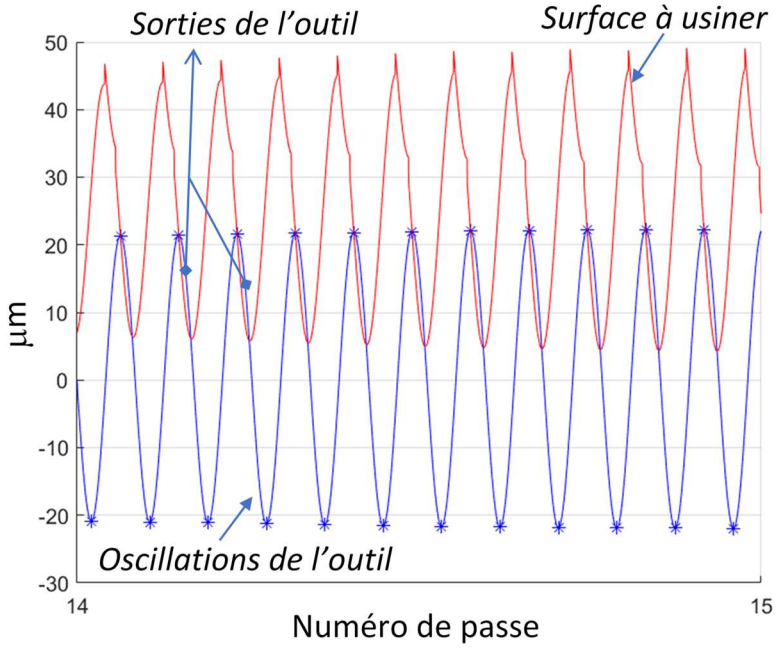


Figure 45 – Evolution des oscillations de l'outil $\tilde{z}(t)-\tilde{z}_0$ et de l'état de la surface à usiner durant la dernière passe. L'angle de coupe est fixé à $\alpha_n = 5°$.

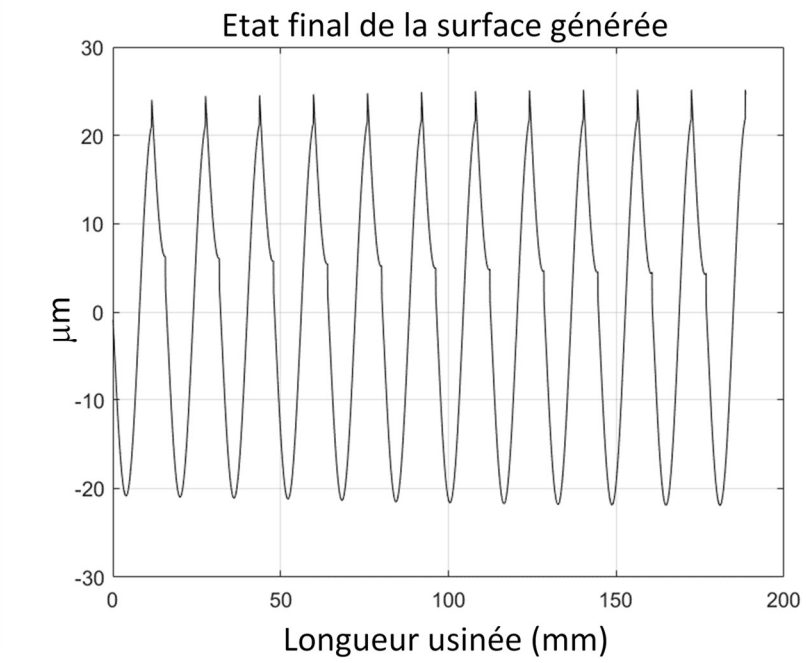


Figure 46 – Etat final de la surface générée en fonction de la longueur usinée. L'angle de coupe est fixé à $\alpha_n = 5°$.

La dernière partie de cette étude paramétrique est consacrée à l'analyse de la stabilité de la coupe dans le cas de l'opération de tournage de la figure 19. Durant cette opération d'usinage, les conditions de coupe restent fixes. Ces dernières sont données par : la vitesse de coupe *V*, la profondeur de coupe a_p, l'avance par tour *f*, l'angle de direction d'arête κ_r, l'angle d'inclinaison d'arête λ_s et l'angle de coupe normal α_n.

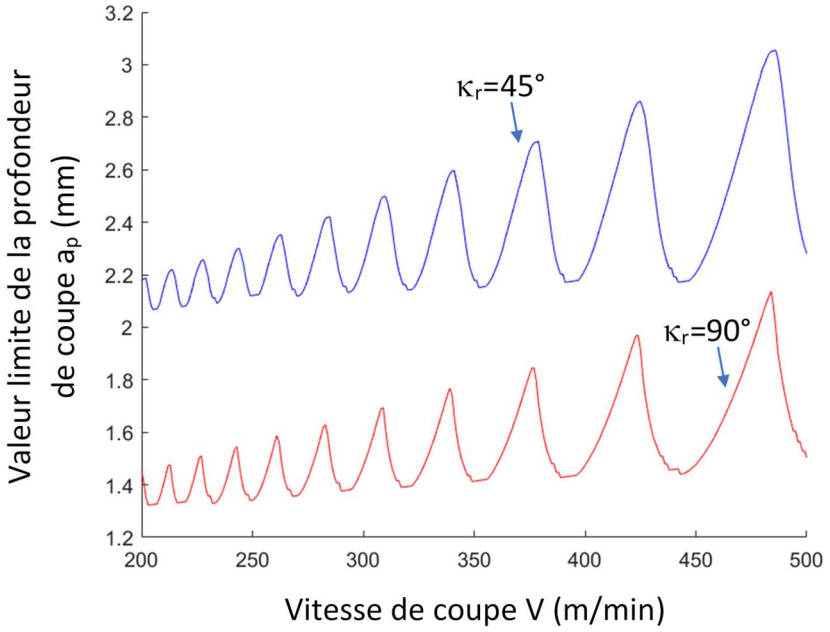


Figure 47 – Lobes de stabilité correspondant à l'évolution, en fonction de la vitesse de coupe, de la valeur limite $a_p^{\lim}$ de la profondeur de coupe a_p. Effet de l'angle de direction d'arête κ_r. Cas où $\lambda_s = 0°$.

Le but est de déterminer la valeur limite $a_p^{\lim}$, de la profondeur de coupe a_p, qui correspond à une stabilité neutre où l'amplitude des oscillations de l'outil se stabilise et reste constante dans le temps, voir Fig. 12. Pour des valeurs $a_p < a_p^{\lim}$, les oscillations s'amortissent dans le temps (stabilité absolue). Dans le cas contraire $a_p > a_p^{\lim}$, les oscillations ne font qu'augmenter avec le temps et le processus de coupe devient instable, Fig. 12. L'épaisseur nominale du copeau non déformé t_1 (c-à-d dans le cas sans vibration) et le nombre de passes sont fixées respectivement à *0.15 mm* et *30 passes*. Le coefficient de frottement à l'interface outil-copeau est donné par la loi de frottement $\bar{\mu} = \mu_0 V_c^q$ où $\bar{\mu}$ dépend de V à travers la vitesse du copeau V_c par rapport à l'outil, voir Eqs. (81) et (85).

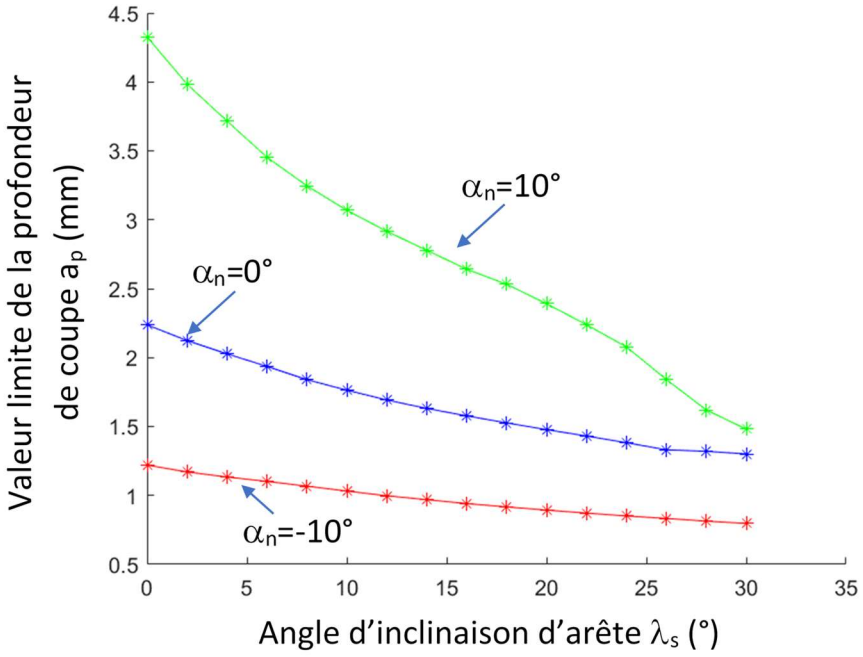


Figure 48 – Evolution, en fonction de l'angle d'inclinaison d'arête λ_s, de la valeur limite $a_p^{\lim}$ de la profondeur de coupe a_p. Effet de l'angle de l'angle de coupe normal α_n.

Le système étudié est un seul degré de liberté où les oscillations de l'outil se font suivant la direction d'avance, Fig. 19. Les efforts de coupe qui contribuent à ces oscillations sont donc l'effort d'avance F_Q et l'effort latéral F_R, Figs. 16 et 19. Dans l'équation de mouvement de l'outil (117), sachant que $w = a_p / \sin\kappa_r$, le second membre $\sin\kappa_r \left(F_Q \sin\kappa_r + F_R \cos\kappa_r \right)$ peut être réécrit en fonction des pressions spécifiques $K_Q = F_Q / (w\tilde{t}_1)$, $K_R = F_R / (w\tilde{t}_1)$ et en fonction de la profondeur de coupe (w est la largeur de coupe, Fig. 19). On obtient alors :

$$\sin\kappa_r \left(F_Q \sin\kappa_r + F_R \cos\kappa_r \right) = a_p \tilde{t}_1 \left(K_Q \sin\kappa_r + K_R \cos\kappa_r \right) \tag{126}$$

où la valeur $\tilde{t}_1$ de l'épaisseur du copeau non déformé dépend, à chaque instant t, des oscillations de l'outil $\tilde{z}(t)$ et de la surface à usiner $\tilde{z}_{\text{int}}(t-T)$ (T est la durée d'une passe). Pour simplifier la présentation, $\tilde{t}_1$ peut être exprimée sous la forme simplifiée suivante $\tilde{t}_1 \simeq t_1 + \tilde{z}_{\text{int}}(t-T) - \tilde{z}(t)$, voir Eqs. (113-115) et Fig. 17.

Dans la figure 47, on présente les lobes de stabilité donnés par l'évolution de la valeur limite $a_p^{\lim}$, de la profondeur de coupe a_p, en fonction de la vitesse de coupe. Pour étudier l'effet de κ_r, on fixe l'angle d'inclinaison d'arête à $\lambda_s = 0$. Dans ce cas, l'effort latéral $F_R = 0$ et seul l'effort d'avance F_Q contribue aux oscillations de l'outil dans la direction d'avance, Fig. 19. Comme indiqué précédemment, les lobes de stabilités sont directement liés à deux paramètres fonctions la vitesse de coupe : (i) le nombre d'oscillations de l'outil durant une passe (le nombre d'ondulations induites par l'outil sur la surface générée) et (ii) le déphasage entre deux passes successives. Les résultats montrent que la stabilité augmente quand on diminue l'angle de direction d'arête κ_r en passant de 90° à 45°. Comme l'épaisseur nominale du copeau non déformé t_1 (c-à-d dans le cas sans vibration) est fixée à *0.15 mm*, l'avance par tour $f = t_1 / \sin\kappa_r$ vaut donc *0.15 mm* pour $\kappa_r = 90°$ et environ *0.21 mm* pour $\kappa_r = 45°$. Par conséquence, pour $a_p = a_p^{\lim}$ et $\kappa_r = 45°$, on enlève plus de matière tout en ayant un processus stable (la surface usinée par tour est $a_p f$). Cette tendant s'explique à partir de l'équation (126) où la part de l'effort d'avance, donnée par $K_Q \sin\kappa_r$, qui contribue aux oscillations de l'outil se réduit quand on baisse κ_r. Il en résulte que pour une vitesse de coupe *V* donnée, on a une augmentation de $a_p^{\lim}$ et donc de la stabilité. D'un autre côté, on peut noter que les limites inférieures des lobes de stabilité augmentent légèrement avec la vitesse *V*. Ceci est dû au fait que le coefficient de frottement $\bar{\mu}$ à l'interface outil-copeau est une fonction décroissante de la vitesse de coupe à travers la loi de frottement $\bar{\mu} = \mu_0 V_c^q$. L'évolution, en fonction de l'angle d'inclinaison d'arête λ_s, de la valeur limite $a_p^{\lim}$ est reportée sur la figure 48 pour déférents angles de coupe $\alpha_n = -10°, 0° \text{ et } 10°$. La vitesse *V* et l'angle κ_r sont fixés respectivement à *300 m/min* et *45°*. Pour un angle de coupe donné, $a_p^{\lim}$ décroit avec λ_s. En coupe oblique, l'effort radial F_R

augmente avec λ_s alors que l'effort d'avance F_Q varie peu avec λ_s, Moufki (2004). Par conséquence, l'augmentation de l'angle d'inclinaison d'arête λ_s (ou de sa valeur absolue si $\lambda_s < 0$) induit des efforts plus élevés sur l'outil réduisant ainsi la stabilité du processus de coupe, Fig. 48. Concernant l'effet de l'angle de coupe, $a_p^{\lim}$ augmente avec α_n, Fig. 48. Comme indiqué précédemment, les efforts de coupe augmentent quand on diminue α_n. Ceci explique le fait que la stabilité baisse quand on passe de $\alpha_n = 10°$ à $\alpha_n = -10°$.

2.4 - Conclusion

Dans cette partie de la thèse, l'objectif était de proposer une modélisation thermomécanique de la coupe oblique avec vibration. Le système vibratoire outil-porte outil a été assimilé à un système à un seul degré de liberté dans la direction d'avance. Un nouveau modèle analytique des vibrations en coupe oblique, prenant en compte le couplage entre les oscillations de l'outil et le processus thermomécanique de formation du copeau, a été développé. Dans cette première approche, le couplage a été limité à deux mécanismes de coupe : l'écoulement thermomécanique de matière dans la zone primaire de cisaillement (ZPC) et le frottement à l'interface outil-copeau. Le coefficient de frottement a été supposé ne dépendre que de la vitesse du copeau par rapport à l'outil qui oscille.

Durant les vibrations de l'outil, la direction de coupe définie par la direction de la vitesse de la matière par rapport à l'outil change en fonction du temps. Par conséquence dans la ZPC, qui est une zone d'accommodation où la vitesse d'une particule de matière s'accommode pour passer de la vitesse de la matière par rapport à l'outil (ou la vitesse de coupe dans le cas sans vibration) à la vitesse du copeau par rapport à l'outil, le cisaillement devient dépendant des oscillations de l'outil. Cette dépendance se fait à travers l'angle $\delta_n(t)$ qui caractérise, dans le plan normal à

l'arête de coupe, la direction instantanée de coupe par rapport la direction de coupe dans le cas où l'outil ne vibre pas, Fig. 17. Les vibrations de l'outil affectent donc l'écoulement thermomécanique de matière dans la ZPC à travers les paramètres suivants : l'angle de coupe normal, l'angle de cisaillement normal, l'angle qui caractérise la direction de cisaillement, l'angle d'écoulement du copeau et le frottement à l'interface outil-copeau. Le modèle prend également en compte l'interaction entre l'effet régénératif, dû à la variation de l'épaisseur du copeau non déformé entre deux passes successives, et les sorties de l'outil de la zone de coupe en fonctions des conditions de coupe. Le couplage entre l'ensemble des ces mécanismes rend le modèle analytique des vibrations en coupe oblique fortement non linéaire. Pour disposer d'un outil de simulation qui permet d'analyser le processus de coupe et de tester rapidement différentes conditions de coupe, nous avons mis en place un algorithme de résolution qui permet de réduire le temps de calcul. A travers une étude paramétrique, le modèle a permis d'étudier le couplage entre les vibrations de l'outil et l'interaction outil-matière en coupe oblique en analysant différents mécanismes gouvernant le processus de formation du copeau (i) l'écoulement thermomécanique de matière dans la zone primaire de cisaillement, (ii) la direction d'écoulement du copeau le long de la face de coupe de l'outil et (iii) les conditions de frottement à l'interface outil-copeau. L'évolution de la qualité de la surface générée en fonction des différentes passes d'usinage, a également été présentée. Cette partie de l'étude a été motivée par le fait que pour certains procédés industriels, comme l'usinage de surfaces complexes (fraisage 5 axes), les conditions de coupe peuvent varier tout le long de l'opération d'usinage. Donc, pour un couple outil-matière et pour certaines conditions de coupe, les vibrations de l'outil peuvent affecter d'une manière importante la qualité finale de la pièce usinée. Le modèle développé, présente un temps de calcul réduit, et peut donc être très utile pour analyser l'évolution de la qualité de la surface générée durant les processus d'usinage industriel. Comme indiqué précédemment, le modèle de coupe oblique dynamique peut être appliqué à l'étude des

vibrations dans les procédés industriels comme le fraisage et le tournage. En effet dans une opération d'usinage industriel, la partie engagée de l'arête de coupe de l'outil peut être discrétisée en un ensemble d'arêtes élémentaire où l'interaction outil-matière correspond à une opération de coupe oblique. La dernière partie de l'étude paramétrique a été consacrée à l'analyse de la stabilité de la coupe dans le cas de l'opération de tournage de la figure 19. Les résultats ont montré comment la coupe oblique peut influencer la stabilité de cette opération de tournage.

Références bibliographiques

Altintas Y. (2000) Manufacturing automation. *Cambridge University Press*.

Arrazola J., T. Ozel T. (2008) Numerical modelling of 3D hard turning using arbitrary Lagrangian eulerian finite element method. *Int. J. Mach. Mach. matérials*, 238–249.

Atlati S., Haddag B., Nouari M., Zenasni M. (2011) Analysis of a new Segmentation Intensity Ratio SIR to characterize the chip segmentation process in machining ductile metals. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 51 (9), 687–700.

Atlati S., Haddag B., Nouari M., Moufki A. (2015) Effect of the local friction and contact nature on the Built-Up Edge formation process in machining ductile metals. *Tribol. Int.* 90, 217–227.

Bailey J. A. (1975) Friction in metal machining. Mechanical aspects. *Wear* **31**, 243-275.

Bari P., Law M., Wahi P. (2019) Improved chip thickness model for serrated end milling. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 25, 36–49.

Boothroyd G. (1963) Temperatures in orthogonal metal cutting. *Proc. Inst. Mech. Eng*. 177, 789-802.

Brown R. H., Armarego J. A. (1964) Oblique machining with a single cutting edge. *Int. J. Mach. Tool Des. Res.* 4, 9-25.

Budak E. (2006) Analytical models for high performance milling. Part I: Cutting forces, structural deformations and tolerance integrity. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 46, 1478–1488.

Budak E., Ozlu E. (2008) Development of a thermomechanical cutting process model for machining process simulations. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 57, 97–100

Childs T. H. C. (2013) Ductile shear failure damage modelling and predicting built-up edge in steel machining. *J. Mater. Process. Technol.* 213 (11), 1954–1969.

Cook N. H. (1959) Self-excited vibrations in metal cutting. *Trans. ASME J. Engng. Ind*. 81, 183-186.

Dong S., Zheng K., Liao W. (2018) Stability of lateral vibration in robotic rotary ultrasonic drilling. *International Journal of Mechanical Sciences* 145, 346–352.

Elbestawi M. A., Ismail F., Du R., Ullagaddi B. C. (1994) Modelling machining dynamics including damping in the tool-workpiece interface. *Trans. ASME J. Engng. Ind*. 116 (4), 435-439.

Fontaine M., Devillez A., Moufki A., Dudzinski, D. (2007) Modelling of cutting forces in ball-end milling with tool-surface inclination. Part II: Influence of cutting conditions, run-out, ploughing and inclination angle. *Journal of Materials Processing Technology* 189 (1-3), 85-96.

Fu Z., Zhang X., Wang X., Yang W. (2014) Analytical modeling of chatter vibration in orthogonal cutting using a predictive force model. *International Journal of Mechanical Sciences* 88, 145–153.

Haglund A. J., Kishawy H. A., Rogers R. J. (2008) An exploration of friction models for the chip-tool interface using an Arbitrary Lagrangian-Eulerian finite element model. *Wear*, 265 (3-4), 452–460.

Jemielniak K., Widota A. (1989) Numerical simulation of non-linear chatter vibration in turning. *Int. J. Mach. Tools Manufact*. 29 (2), 239-247.

Johnson G., Cook W. (1985) Fracture characteristics of three metals subject to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Eng Fract Mech*, 31–48.

Kilic Z.M., Altintas Y. (2016) Generalized mechanics and dynamics of metal cutting operations for unified simulations. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 104, 1–13.

Le Calvez C. (1995) Etude des aspects thermiques et métallurgiques de la coupe orthogonale d'un acier au carbone. *Thèse de doctorat de l'ENSAM – Paris*.

Lee B. Y., Tarng Y. S., Ma S. C. (1995) Modeling of the process damping force in chatter vibration. *Int. J. Mach. Tools Manufact*. **35** (7), 951-962.

Lee E. H., Shaffer B. W. (1951) The theory of plasticity applied to the problem of machining. *Journal of Applied Physics*. 18**,** 405-413.

Lu K., Lian Z., Gu F., Liu H. (2018) Model-based chatter stability prediction and detection for the turning of a flexible workpiece. *Mechanical Systems and Signal Processing* 100, 814–826.

Luk W. K. (1972) The direction of chip flow in oblique cutting. *Int. J. Proc. Res.* 10 (1) 67-76.

Mabrouki T., Girardin F., Asad M., Rigal J. F. (2008) Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy A2024-T351. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 48 (11), 1187–1197.

Marusich T., Ortiz M. (1995) Modelling and simulation of high speed machining. *Int. J. Numer. Meth. Engng*. 38, 3675-3694.

Merchant M. E (1945) Mechanics of the metal cutting process, I. Orthogonal cutting. *J. Appl. Phys*. 16, 267-275; II Plasticity conditions in orthogonal cutting. *J. Appl. Phys*. 16, 318-324.

Merrit H. E. (1965) Theory of self-excited machine tool chatter. *Trans. ASME J. Engng. Ind*. 87, 447-454.

Molinari, A., Dudzinski, D. (1992) Stationary shear band in high-speed machining. *C.R. Acad. Sci. Paris*. **315** (II), 399-405.

Molinari A., Moufki A. (2005) A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part I-Theory. *Int. J. Mach. Tools Manufact.* 45 (2), 166-180.

Molinari A., Cheriguene R., Miguelez H. (2011) Numerical and analytical modeling of orthogonal cutting: The link between local variables and global contact characteristics. *Int. J. Mech. Sci.* 53 (3), 183–206.

Moufki A., Molinari A., Dudzinski D. (1998) Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependant friction law. *J. Mech. Phys. Solids* 46 (10), 2103-2138.

Moufki A. (1998) Contribution à la modélisation de l'usinage par une approche thermo-viscoplastique. Application à la coupe orthogonale et oblique. *Thèse de Doctorat*, Université de Metz.

Moufki A., Dudzinski D., Molinari A., Rausch M. (2000) Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: forces and chip flow predictions. *Int. J. Mech. Sci*. 42, 1205-1232.

Moufki A., Devillez A., Dudzinski D., Molinari A. (2004) Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 44 (9), 971–989.

Moufki A., Molinari A. (2005) A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part II-Parametric Study. *Int. J. Mach. Tools Manufact.* 45 (2), 181-193.

Moufki A., Devillez A., Segreti M., Dudzinski D. (2006) A semi-analytical model of non-linear vibrations in orthogonal cutting and experimental validation, *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, 46 (3-4), 436-449.

Moufki A., Dudzinski D., Le Coz G. (2015) Prediction of cutting forces from an analytical model of oblique cutting, application to peripheral milling of Ti-6Al-4V alloy. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 81 (1), 615–626.

Nam S., Eren B., Hayasaka T., Sencer B., Shamoto E. (2021) Analytical prediction of chatter stability for modulated turning. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 165.

Nosyreva E. P., Molinari A. (1997) Nonlinear analysis of chatter in orthogonal cutting. *C. R. Acad. Sci. Paris*. 325 (II), 435-442.

Otto A., Rauh S., Kolouch M., Radons G. (2014) Extension of Tlusty's law for the identification of chatter stability lobes in multi-dimensional cutting processes. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 82-83, 50–58.

Outeiro J. C., Campocasso S., Denguir L. A., Fromentin G., Vignal V., Poulachon G. (2015) Experimental and numerical assessment of subsurface plastic deformation induced by OFHC copper machining. *CIRP Ann. - Manuf. Technol.* 64 (1), 53–56.

Oxley P. L. B. (1989) Mechanics of Machining. *Ellis Horwood, Chichester*, U.K.

Qiu J., Ge R. (2018) An improved stability lobe and turning chatter characteristic investigation. *International Journal of Mechanical Sciences* 149, 338–348.

Rausch M. (1998) Modélisation du chariotage et du fraisage de face à partir d'une approche thermomécanique de la coupe. *Thèse de Doctorat*, Université de Metz.

Rubenstein C. (1983) The mechanics of continuous chip formation in oblique cutting in the absence of chip distortion. Par1: Theory. *Int. J. Mach. Tool Des. Res.* 23 (1), 11-20.

Russell J. K., Brown R. H. (1966) The measurement of chip flow direction. *Int. J. Mach. Tool. Des. Res.* 6 129-138.

Schmitz T., Gomez M., Honeycutt A., Karandikar J., Shim J., Ro S.K., Hwang J. (2020) Uncertainty evaluation for twist drilling stability model. *Precision Engineering* 66, 324–332.

Schulz H. (1989) Fraisage à grande vitesse, matériaux métalliques et non métalliques. *C. Hanser*, 17-27.

Segreti M. (2002) Vibrations en coupe orthogonale. Modélisation, étude de stabilité et validation expérimentale. *Thèse de Doctorat*, Université de Metz.

Sekhon G. S., Chenot J. L. (1993) Numerical simulation of continuous chip formation during non-steady-state orthogonal cutting. *Engng Comput* 10, 31-48.

Shaw M. C. (1984) Metal Cutting Principles. *Oxford Science Publications*, Oxford.

Shawky A. M., Elbestawi M. A. (1997) An enhanced dynamic model in turning including the effect of ploughing forces. *Trans. ASME J. Manufact. Sci Engng*. 119 (1), 10-20.

Stabler G. V. (1951) The fundamental geometry of cutting tools. *Proc. Instn. Mech. Engrs*. 165, 14-21.

Stépan G. (2001) Modelling nonlinear regenerative effects in metal cutting. *The Royal Society* 359, 739-757.

Stephenson D. A. (1991) Assessment of steady-state metal cutting temperature models based on simultaneous infrared and thermocouple data. *J. Eng. Ind.* 113 121-128.

Strenkowski J. S., Caroll, J. T (1985) A finite element method of orthogonal cutting. *J. Engng Ind*. 107, 349-354.

Strenkowski J. S., Moon, K. J. (1990) Finite element prediction of chip geometry and workpiece temperature distributions in orthogonal metal cutting. *J. Engng Ind*. 112, 313-318.

Sutter G., Faure L. Molinari, A. Delime, A., Dudzinski, D. (1997) Experimental analysis of the cutting process and chip formation at high speed machining. *J. Phys IV France 7,* C3 33-38.

Tlusty J., Polacek M. (1963) The stability of machine tools against self excited vibrations in machining. *Trans. ASME Int. Res. Prod. Engng*. 465-474.

Tlusty J., Ismail F. (1981) Basic nonlinearity in machining chatter. *CIRP Ann*. 30, 21-25.

Tobias S. A. (1965) *Machine tool vibration*, Blackie.

Turner S., Merdol D., Altintas Y., Ridgway K. (2007) Modelling of the stability of variable helix end mills. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 47, 1410–1416.

Umbrello D., M'Saoubi R., J. C. Outeiro (2007) The influence of Johnson-Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 47 (3-4), 462–470.

Usui E., Hirota A., Masuko M. (1978) Analytical prediction of three dimensional cutting process part 1 basic cutting model an energy approach. *J. Eng. Ind*. 100, 222-228.

Volf L. (1995) Modélisation de l'écoulement viscoplastique dans la coupe orthogonale des métaux. *Rapport de DEA*, CREAS et L.P.M.M. Université de Metz.

Wang X., Song Q., Liu Z. (2021) Dynamic model and stability prediction of thin-walled component milling with multi-modes coupling effect. *Journal of Materials Processing Tech.* 288.

Wiercigroch M., Budak E. (2001) Sources of nonlinearities, chatter generation and suppression in metal cutting. *The Royal Society* 359, 663-693.

Wiercigroch M. et Krivtsov A. M. (2001) Frictional chatter in orthogonal metal cutting. *The Royal Society* **359**, 713-738.

Wu D. W. et Liu C. R. (1985) An analytical model of cutting dynamics. Part1: model building. *Trans. ASME J. Engng. Ind*. **107**, 107-111; Part2: verification. *Trans. ASME J. Engng. Ind*. **107**, 112-118.

Wu D. W. (1987) Development of a dynamic shear angle model for wave-generating processes based on work-hardening slip-line field theory. *Int. J. Mech. Sci*. **29** (6), 407-424.

Wu D. W. (1989) A new approach of formulating the transfer function for dynamic cutting

processes. *Trans. ASME J. Engng. Ind*. **111**, 37-47.

Yao A. (2017) Effets thermomécaniques en usinage à sec : une modélisation analytique-numérique. *Thèse de Doctorat*, Université de Lorraine.

Zorev, N. N. (1966) Metal Cutting Mechanics. Pergamon, Oxford.

Chapitre 3

DEVELOPPEMENT D'UNE NOUVELLE STRATEGIE DE MAINTENANCE INTEGREE A LA PRODUCTION EN TENANT COMPTE DES CONTRAINTES DE QUALITE DANS L'USINAGE A SEC

Dans ce présent chapitre, une nouvelle stratégie de maintenance intégrée à la production est présentée, en tenant en compte des contraintes de qualité dans l'usinage à sec. Pour cela, ce chapitre est organisé selon deux parties principales.

Dans la première partie, une étude bibliographique concernant les stratégies de production et de maintenance dans la gestion industrielle est résumée. L'objectif de cette première partie est de montrer le positionnement scientifique du nouveau modèle développé. A cet égard, les classifications des systèmes de productions ont été traités en premier temps. Dans un deuxième temps, les généralités de la maintenance dans les systèmes de production sont décrites. Il est à rappeler que cette étude consiste à coupler dans le modèle développé les différents paramètres de la production, la maintenance et la qualité dans le cas d'usinage par enlèvement de matière. La dernière partie de l'étude bibliographique a été consacré aux principaux modèles analytiques de la littérature en lien avec l'optimisation des coûts de production, plus particulièrement dans les systèmes d'usinage.

Dans la deuxième partie, un modèle analytique a été développé pour faire le lien entre les résultats obtenus dans le chapitre 2 concernant les paramètres d'usinage et les caractéristiques de production, telles que la durée de vie et le coût de production ainsi que la qualité du produit fini. Ces relations seront utilisées par la suite pour développer une nouvelle stratégie de maintenance, qui exprime un profit intégrant les prix de vente des produits finis, les coûts de production et de maintenance. Cette fonction est optimisée afin d'établir un plan optimal de maintenance intégré à la production. En effet, l'impact des paramètres d'usinage sera étudié

simultanément sur trois aspects essentiels : (i) la qualité de produit fini, (ii) la dégradation du système d'usinage ainsi que (iii) la durée de production. Ces impacts (i, ii, iii) seront pris en compte dans le modèle analytique développé. Un exemple numérique basé sur une étude de cas et des études de sensibilité sont traitées afin de montrer la pertinence du modèle développé.

3.1 Les stratégies de production et de maintenance dans la gestion industrielle

3.1.1. INTRODUCTION

En analysant la littérature spécifique aux systèmes de production d'usinage, il s'est avéré que l'approche étendue intégrant les paramètres et les réglages de production, la fiabilité et la maintenance du système de production notamment la qualité des produits finis n'a pas été prise en compte dans le domaine industriel. Ces trois aspects (production - maintenance et qualité) étroitement liés en industrie ont été traités séparément dans la littérature.

A l'échelle mondiale, plusieurs entreprises cherchent à améliorer les performances de la production afin de satisfaire les contraintes externes notamment, les défis concurrentiels ainsi que d'autres contraintes internes inhérentes à l'environnement de la mise en œuvre des processus de production. En effet, l'industrie se base aujourd'hui sur le développement des nouvelles méthodes et stratégies qui répondent aux exigences du marché en termes de coûts et délais de la qualité. Il est évident que les systèmes de production assujettis à des pannes aléatoires impactent le rendement de la production, plus précisément la qualité des produits finis et la durée de vie des composants de la machine. En l'occurrence, une vision mûrement réfléchie s'impose pour garantir d'une part, un mode de fonctionnement performant des systèmes de production, et d'autre part, prévenir les pannes engendrant une augmentation des coûts de maintenance tout en réduisant la déperdition de la matière première suite à un mauvais choix des paramètres de productions. Ces phénomènes cités précédemment, interviennent aléatoirement durant un horizon de production fini.

L’émergence de la notion de maintenance dans l’industrie est apparue dans les années 80. Avant la Seconde Guerre mondiale, la maintenance n’était pas considérée comme un coût supplémentaire, ce qui influençait négativement la valeur du produit fini. C'est pourquoi, à cette époque, la maintenance se limitait à réparer l'unité lorsqu'elle tombe en panne, car c'était la solution la plus économique.

Pendant et après la Seconde Guerre mondiale, à l'époque où les divers aspects du métier d'ingénieur et de la technologie scientifique se sont développés, les entreprises ont mis au point d'autres types de maintenance, qui ont été beaucoup moins coûteux, comme la maintenance préventive. En outre, à cette époque, les sociétés industrielles classaient la maintenance en fonction du système de production.

De nos jours, la sensibilisation accrue à des questions telles que la sécurité environnementale, la qualité des produits et des services fait de la maintenance l'une des fonctions les plus importantes qui contribuent au succès de l'industrie. Les entreprises de classe mondiale ont constamment besoin d'une nouvelle politique de maintenance très bien ordonnée pour être compétitives dans le monde entier. Selon la littérature la maintenance est définie comme étant l’ensemble des techniques et actions de gestion assemblées ayant pour but de maintenir et rétablir un organe ou système dans un bon état afin de réaliser sa fonction, Britainm. (1984).

Actuellement, la majorité des entreprises s’intéressent au développement de nouvelles stratégies de production de biens et des services afin d’améliorer la satisfaction des clients, tout en maximisant les bénéfices. En tenant compte de la définition de la production de Sassine (1998), produire c'est transformer. Le lieu et le moyen de ces transformations est le système de production. D'une manière générale, un système de production est l'action de combiner un ensemble de ressources pour transformer des inputs en outputs. Dans le processus de production, les inputs (matières premières, produits semi-finis, outils, etc.) sont transformés,

transférés, assemblés ou désassemblés pour devenir des outputs (produits finis ou semi-finis, etc.), tout en utilisant les ressources disponibles (outils, machines, équipements, etc.)...

3.1.2. Les systèmes de production

Afin de présenter les grandes typologies de production, il faut noter que plusieurs critères ont été pris en compte dans le but de classifier les différents types des systèmes de production. Nous allons présenter par la suite quelques types des systèmes qui nous intéressent dans notre étude. Suivant le contexte de notre étude, les systèmes de production sont classés en deux principales catégories qui permettent de mieux situer le contexte de notre travail : l'une selon la nature et le volume des flux physiques dans le système, la deuxième selon le mode de pilotage Giard (2003). Généralement, il existe quatre grandes tendances de type de production dont le premier est classé en fonction de la taille des séries et la diversité de la production comme illustré dans la figure 1.

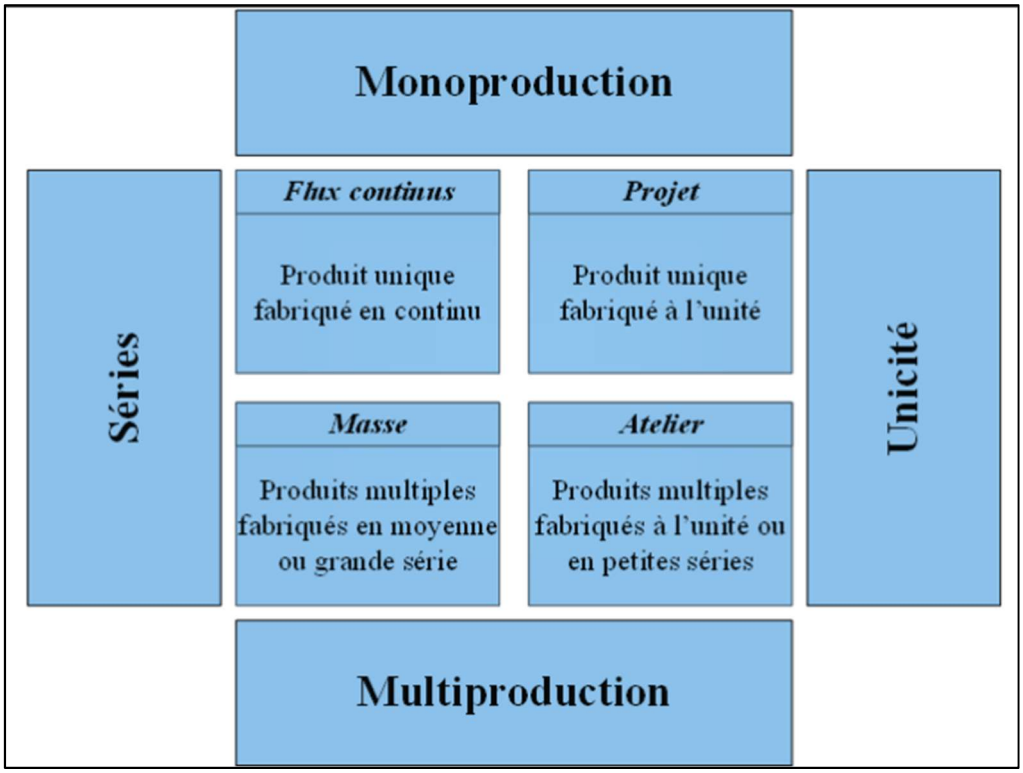


Figure 1 – Les types de production.

A - Classification selon la nature et le volume des flux physiques

La première catégorie est basée sur le système physique et le volume de produits qu'il produit.

Nous classons par la suite trois principaux types de systèmes de production comme suivant :

- ***Les systèmes de production continue*** : la matière circule en flux continu sans rupture, ce qui permet d'avoir une absence de l'attente entre deux ressources. Les exemples les plus caractéristiques de production en continu sont des produits comme le sucre, le pétrole, le ciment, l'acier, etc.
- ***les systèmes de production discrète*** : sont caractérisés par plusieurs produits qui sont distingués ce qui donne un flux discret, aussi y'a une utilisation des stocks en-cours entre chaque deux postes de travail. Il existe dans cette famille trois principaux types classés comme suivant :

(i) ***les systèmes de production de masse (production en série)*** ; c'est le cas de la production d'un seul type de produit en grand volume et importante quantité avec une réflexion en amont sur la chaîne, c'est-à-dire que les intrants nécessaires sont disponibles pour une production continue même si aucun débouché n'a encore été trouvé. Dans ce type de système, il est recommandé d'organiser les ateliers de manière fixe, puisque les produits respectent toujours le même ordre de passage sur les différents circuits et sur les différentes ressources.

(ii) Dans la même famille, il existe aussi ***les systèmes de production en moyenne série ou par lots*** ; ce type des systèmes est caractérisé par une grande flexibilité en terme de types de produits fabriqués et qui passent sur les mêmes moyens de production, ce qui permet d'avoir une organisation en petits ilots selon les produits qui ont des fonctionnalités très proches.

(iii) Nous ne pouvons cependant pas négliger ***les systèmes de production unitaire*** ; c'est le contraire du premier principe (flow shop) puisque celui-là donne de l'importance à l'aval sur l'amont de la machine. Le cas des systèmes de production unitaire concerne la production d'une faible quantité, celle-ci dépend alors toujours de la panne.

- ***Les systèmes de production discontinue (Job Shop)*** ; c'est le cas d'un système qui fusionne deux principes de production (production de masse et production par lots). La fusion de ces deux types se fait en fonction des besoins et selon la stratégie visée par l'entreprise.

B - Classification selon le mode de pilotage

Nous pouvons classifier les systèmes de production selon le mode de pilotage. Le principe de ce dernier se focalise au niveau opérationnel plus précisément dans le mode de déclanchement de production Giard (2003). En gestion de production nous nous intéressons plus particulièrement aux deux axes principaux, à savoir : ***la gestion des flux physiques*** et ***la gestion d'informations***.

Dans le premier axe, nous prenons en compte l'approvisionnement, l'entrée et la circulation des matières premières, les pièces de rechange des composants, la sortie et la distribution des produits. Dans le deuxième axe, nous trouvons le suivi des commandes, des ordres de fabrication, des données techniques, des heures de main-d'œuvre, quantité de consommation de matières, rebuts…

Aujourd'hui, quelques entreprises se basent toujours sur un plan de production avec une création des stocks en fonction des prévisions des ventes ou des commandes fermes. Sur la base de ces prévisions de ventes (ou de commande fermes) des systèmes de calcul (comme la méthode des calculs des besoins - MRP) vont générer des ordres de fabrication. C'est le cas ***des systèmes à flux poussés*** comme illustré dans la Fig. 2.

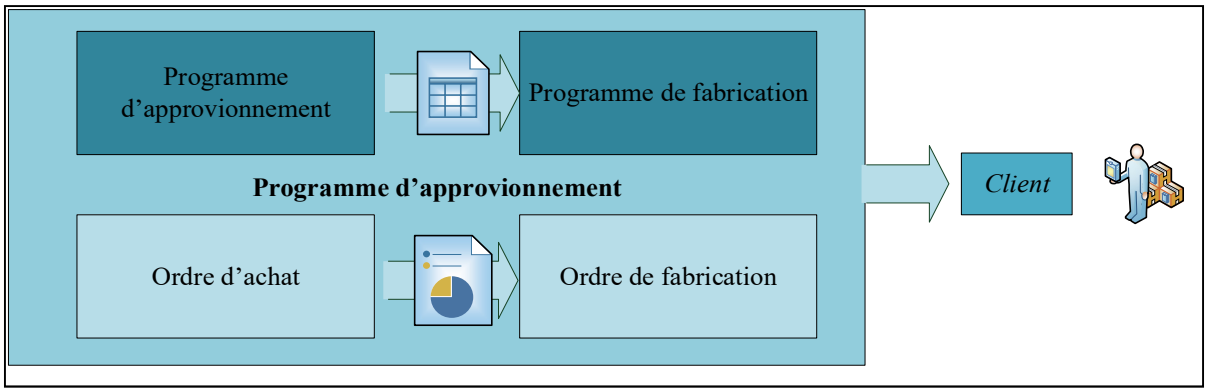


Figure 1 - Systèmes en flux poussés.

Dans le cas de la production qui se passe sur un poste aval si uniquement la demande client existe, le déclanchement de processus de fabrication se fait après le calcul des besoins ou directement par le poste aval. C'est le cas ***des systèmes à flux tirés*** illustré dans la figure 3.

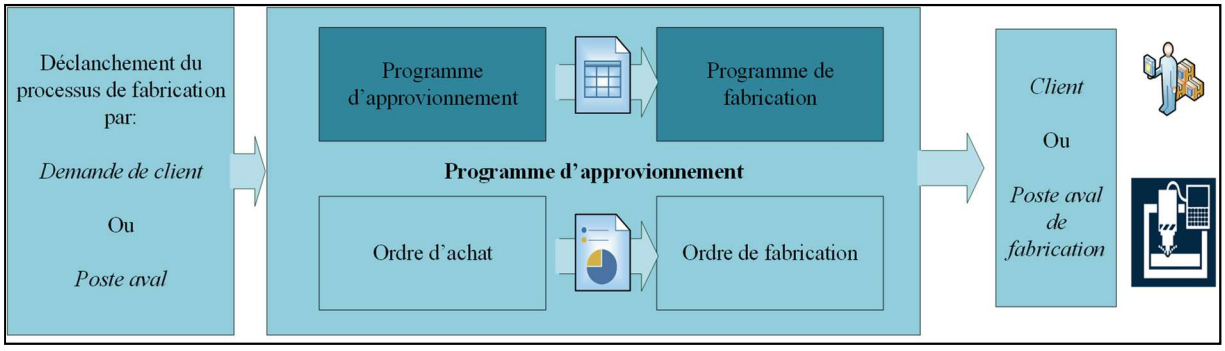


Figure 2 - Systèmes en flux tirés

Actuellement, les entreprises implantent des stratégies plus flexibles. Ceci a poussé le monde industriel à créer des systèmes purement hybrides avec la combinaison entre les deux types de flux mentionnés ci-dessus, en fonction des besoins, des priorités et des ressources d'entreprise de production. Afin de résumer les types des systèmes abordés précédemment, la figure 4 illustre la classification des systèmes de production selon Giard. (2003) :

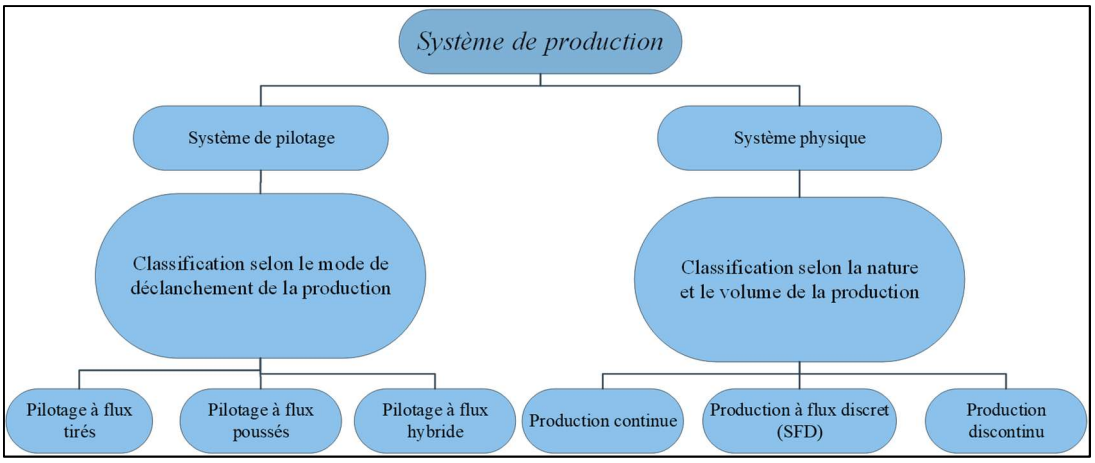


Figure 3 - Classification des systèmes de production selon Giard (2003)

C - Synthèse des systèmes de production

Dans l'industrie, nous trouvons plusieurs stratégies de production afin d'avoir une diversité de produits finis, c'est pour cela plusieurs chercheurs ont focalisé leurs travaux sur ***les systèmes de fabrication multi-produits***. Buzacott et Yao (1986) ont examiné les travaux de recherche des modèles analytiques des systèmes de fabrication développés par différents groupes dans le monde, aussi ils ont évalué les forces et les faiblesses de chaque modèle.

Roger et al. (2000) ont présenté une étude approfondie de la littérature afin d'illustrer les concepts de types de flexibilité de la mesure. Aussi Jang (2007) a étudié un système multiproduit avec des tampons finis, des taux constants de traitement mais faibles et une petite flexibilité des machines. En 2008 Li et huang (2008) ont introduit une méthode récursive d'un système de partage et fusion avec multiproduit sans la prise en compte des temps de configuration.

Il existe aussi plusieurs modèles de gestion de production proposés sans et avec intégration du temps de setup. Nous pouvons en citer :

- Altiok et Shiue (2000) ont développé une politique de contrôle continu pour un système avec une seule machine produisant plusieurs produits. Le temps de setup (configuration)

n’est pas pris en considération dans le cas où la machine passe à un nouveau type de produit. Cette action ne dépend pas de la séquence.

- En 2004 Krieg et Kuhn (2004) ont proposé une étude de système avec intégration du temps de setup qui est indépendant de la séquence, aussi avec une combinaison du Kanban et politiques cycliques. Ce modèle proposé ne prend pas en compte le coût de setup.

Dans la partie suivante nous allons présenter les généralités sur la maintenance dans les systèmes de production afin de montrer les différents travaux qui ont pris en compte la notion de fiabilité dans leurs stratégies de production.

3.1.3. Maintenance dans les systèmes de production

Plusieurs travaux et publications scientifiques ont été entamées sur le développement des modèles de maintenance depuis les année 60 R. E. Barlow et Marshall (1965), Dekker (1996), Aït-Kadi et Chelbi (2006), McCall (1965), Pierskalla et Voelker (1976), Sherif et Smith (1981), Cho et Parlar (1991), Wang (2013).

Afin d’estimer la fiabilité d’un système, il est nécessaire de faire appel au taux de défaillance λ(t). Généralement ce paramètre permet d’exprimer le nombre de pannes à partir des retours d’expériences, par unité d’usage (heures, kilomètres ...) pour des composants et des systèmes.

La durée de vie des équipements passe principalement par trois phases (*Phase de jeunesse, Phase de maturité et Phase de vieillesse, Fig. 5)* illustrées dans la figure 5.

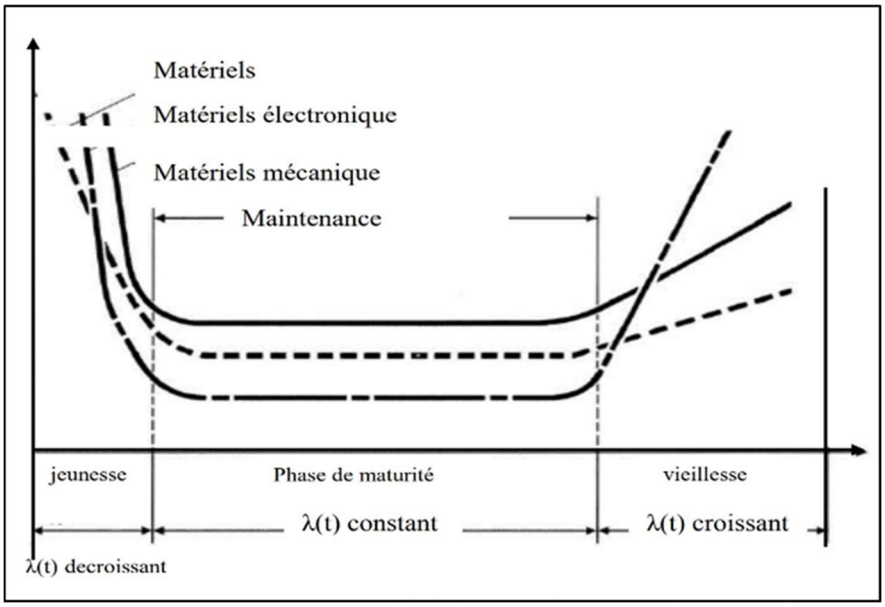


Figure 5 - Taux de défaillance en fonction du temps Zaytoon (1993).

La loi de Weibull est la loi la plus utilisée dans plusieurs domaine (mécanique, électromécanique, …) ; cette loi permet d'avoir une modélisation en particulier de nombreuses situations d'usure de matériel. Elle caractérise le comportement du système suivant les trois phases de vie comme illustré dans la Fig. 5.

$$f(t) = \frac{\beta}{\eta}\left(\frac{t-\gamma}{\eta}\right)e^{\left(\frac{t-\gamma}{n}\right)} \qquad (1)$$

L'équation (1) présente la fonction de densité de probabilité de la loi de Weibull. Cette dernière dépend toujours des trois paramètres suivants : le paramètre de forme β $(\beta \succ 0)$, le paramètre de position γ et le paramètre d'échelle η.

La majorité des programmes de gestion de maintenance préventive sont basés sur la période écoulée ou les heures de fonctionnement.

Selon Mobley (1989) le coût de maintenance est représenté en pourcentage du coût de production. Ainsi, il diffère d'un secteur à un autre, exemple il est estimé à 15% dans le secteur agro-alimentaire, 40% dans le secteur de sidérurgie. Aux Etats-Unis, le coût de maintenance dans les industries de production dépasse 200 milliards de dollars ; ce qui induit des efforts

énormes visant la minimisation de cette charge financière qui présente un enjeu économique réellement important.

A - Typologies de maintenance

L'Association Française de Normalisation classe ces différentes approches de maintenance en deux grandes familles ; la première est le cas de ***la maintenance préventive*** composée des types suivants :

- ***La maintenance préventive systématique*** : Définit selon la norme NF EN 13306 AFNOR (2001) comme étant l'exécution des interventions de maintenance dans des intervalles de temps préétablis avec un nombre défini d'unité d'usage mais sans contrôle préalable de l'état du bien.
- ***La maintenance préventive programmée*** : C'est une maintenance définit selon la norme NF EN 13306 AFNOR (2001) par l'exécution des interventions de maintenance préventive pour donner suite à une planification basée sur un calendrier préétablis avec un nombre défini d'unité d'usage.
- ***Maintenance préventive conditionnelle*** : C'est un type basé sur une combinaison de surveillance en fonctionnement d'inspection ou d'essai d'analyse et les actions de maintenance qui découlent. L'intervention de maintenance se passe uniquement si l'état du bien nécessite une action de maintenance préventive. La planification de la surveillance et/ou d'inspection et/ou d'essai peuvent être programmées, sur panne ou continue.
- ***Maintenance préventive prévisionnelle*** : Selon la norme précitée par l'exécution des interventions de maintenance préventive, cette dernière est basée sur les prévisions extrapolées de l'analyse et de l'évaluation des paramètres significatifs de la dégradation du bien.

Il existe aussi la ***Maintenance corrective*** qui est appelée aussi maintenance palliative ou curative, ce type est effectué après une défaillance du système. L'objectif est de remettre l'équipement en état de bon fonctionnement. L'intérêt d'après l'application de cette méthode n'est qu'aucun suivi des équipements n'est nécessaire. En général, il est recommandé d'être prêt à faire face à une panne : il est nécessaire d'avoir un homme de métier sur place qualifié avec un nombre suffisant de pièce de rechanges. Ce qui entraine par la suite un coût supplémentaire qui vient s'ajouter à la perte financière due au manque de productivité causée par les pannes. Les types de maintenance corrective sont présentés comme suit :

- ***Maintenance palliative*** est une action de dépannage qui a pour objectif d'éliminer les effets de la défaillance et remettre provisoirement l'état du matériel à un niveau de performance acceptable mais inférieur au niveau optimal.
- ***Maintenance curative*** est une action de réparation qui permet de ramener l'état du système à un niveau de performance optimal. Ce type est très souvent appliqué mais nécessite une réflexion approfondie afin d'être optimisé en mettent tout en œuvre pour intervenir dans les meilleures conditions.

L'organigramme suivant représente une synthèse sur les différents types de maintenance :

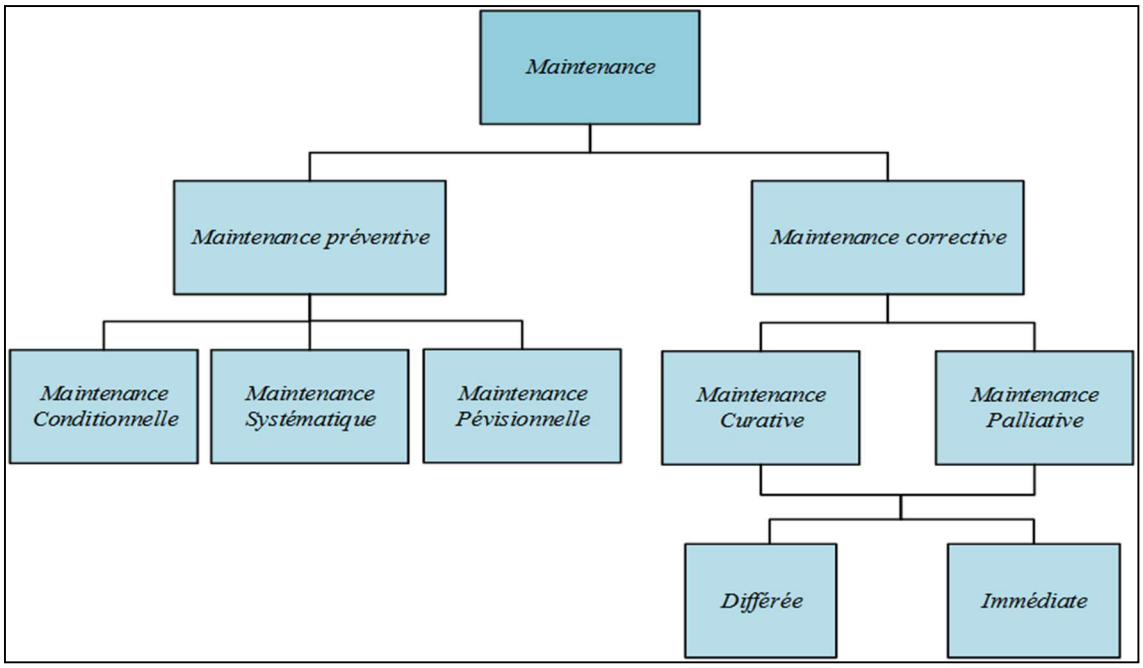


Figure 6 - Les différents types de maintenance.

Compte tenu des types mentionnés ci-dessus dans la figure 6 il est fortement recommandé de disposer d'une documentation à jour, des pièces de rechange nécessaires, des outils et moyens techniques, etc. Aussi une bonne maîtrise par les intervenants d'une méthodologie d'intervention intégrant une méthodologie de diagnostic.

B – Optimisation de la maintenance

Actuellement les modèles d'optimisation conjoint des plans de production et de la maintenance, dont le but est de trouver la politique de production et de la maintenance préventive et corrective des machines de manière à minimiser le coût total de l'inventaire, de la production.

La figure 7 est une illustration des effets de la fréquence des opérations de maintenance sur les coûts liés soit à la maintenance corrective, soit à la maintenance préventive. L'augmentation du nombre d'interventions sur le système permet de réduire les effets indésirables engendrés par une panne mais pénalise le fonctionnement du système et peut entraîner une augmentation du coût total d'exploitation du système dans la mesure où chaque opération de maintenance engendre un coût de plus. D'une manière générale, les performances d'un système sont fortement liées à la durée d'exploitation qui peut être considérée sur un horizon de temps fini ou infini (dans ce cas on étudie le critère moyen à long terme).

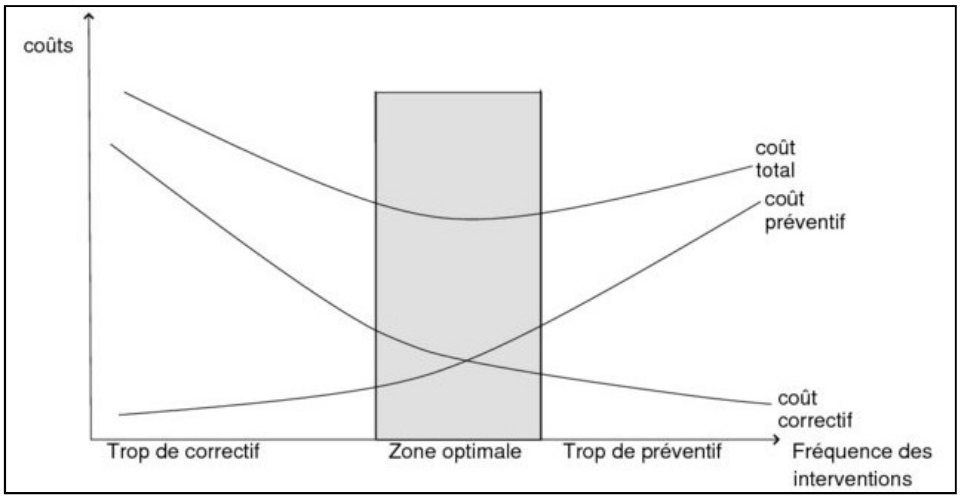


Figure 7 - La nécessité de contrôler l'équilibre entre la maintenance préventive et maintenance corrective.

L'optimisation de la maintenance consistent généralement à déterminer la périodicité optimale des actions de Maintenance Préventive MP afin de réduire les coûts de maintenance ou maximiser la disponibilité. Plusieurs politiques et stratégie de maintenance ont étés testées afin de réaliser cet objectif G. Zwingelstein (1995) et Héng (2002).

C - Modèles de maintenance

La fonction de maintenance nécessite toujours deux points très importants ; d'une part les activités techniques et les compétences métier, d'autre part les activités de gestion. Plusieurs recherches scientifiques ont montré la nécessité pour évaluer les coûts de maintenance et prévoir les interventions. Il est obligatoire de créer un modèle du système qui permet d'avoir accès à son comportement en termes de probabilité de défaillance instantanément, ou la probabilité doit être dans un état donné de dégagement en fonction du temps. Cette méthodologie est définie par deux types de maintenance, *la maintenance imparfaite* pour modéliser un état intermédiaire. Ainsi que les maintenances *minimale* et *parfaite*.

La maintenance parfaite permet de remettre le système à un état neuf. Le système après maintenance est aussi bon que neuf connu en anglais par le terme *As Good As New* (AGAN).

Analytiquement après une maintenance ou réparation parfaite, la distribution des durées de vie et la fonction du taux de défaillance sont les mêmes que celles d'une nouvelle unité neuve.

La maintenance minimale suppose que l'effet d'une politique de maintenance est de remettre le système dans l'état exact comme était juste avant la défaillance (cette démarche n'améliore pas et ne dégrade pas le système). Le système après les actions de maintenance est classifié mauvais qu'avant cet état est nommé en anglais *As Bad as Old* (ABAO). Ce qui montre que les maintenances minimales permettent une bonne modélisation des actions correctives.

D - Les Politiques de maintenance

Globalement, les stratégies de maintenance de bases les plus appliquées dans le domaine industriel sont basées sur la connaissance des lois de fiabilité caractérisant le temps de fonctionnement du système. De ces stratégies ressort deux politiques ; une de type âge et l'autre de type bloc Gertsbakh (1977).

(i) ***La politique de maintenance type âge :*** est une politique qui suggère d'effectuer les remplacements à la panne ou après T unités de temps (périodicité de MP) sans panne. Après une action de maintenance corrective ou préventive l'âge de système est remis à zéro. Dans la littérature, plusieurs modèles de la stratégie de maintenance de type âge ont été développés afin de déterminer la périodicité optimale de MP afin de minimiser le coût total d'action de maintenance ou maximiser la disponibilité. Parmi les auteurs nous pouvons citer (R. Barlow et Hunter (1960); R. E. Barlow et Proschan (1966)).

(ii) ***Politique de maintenance type bloc :*** est une stratégie consistant à remplacer l'équipement par un équipement neuf au moment prévu pour faire la maintenance préventive et à le remplacer par un équipement neuf suite à une panne sans modifier la date prévue pour faire la maintenance préventive. La défaillance du système entraîne sa réparation mais n'engendre aucune modification du programme

préventif. Cette politique permet d'avoir une optimisation qui se traduit par la détermination du nombre optimal des périodes de maintenance préventive, ainsi que la durée optimale de ces périodes minimisant les coûts de maintenances Nakagawa (1986). Cette politique est plus simple à gérer qu'une politique de remplacement basée sur l'âge, mais elle présente le risque de remplacer des systèmes lors d'une action de MP alors qu'ils peuvent encore fonctionner plus longtemps surtout s'ils étaient l'objet d'un remplacement correctif établit juste avant la date de MP prévue.

On note également que la politique de MP de type âge reste plus économique que celle du type bloc mais difficile à planifier vu la remise à zéro de l'âge des équipements après chaque action MP ou MC. Une perturbation des planifications des tâches de maintenance est attendue dans le cas de politique de MP de type âge. Selon un critère de coût et/ou de disponibilité, l'optimisation de cette politique peut se faire en variant la durée de la période T et le type de réparations effectuées. Les politiques de type bloc trouvent leur intérêt dans l'étude de la maintenance pour des systèmes formés de plusieurs composants. Plusieurs travaux en littérature se sont intéressés à ces politiques de MP.

Finch et Gilbert (1986) ont traité le cadre conceptuel intégré pour la maintenance et la production dans lequel ils présentent en particulier la question d'optimisation des stratégies de maintenance selon un critère technique et/ou économique. H.-H. Lee (2005) a développé un modèle coût/bénéfice des stratégies d'investissement sur l'inventaire et la maintenance préventive sur des systèmes de production imparfaits.

- ⇨ **Couplage production et maintenance**

Depuis les années 1990, la problématique liée à l'intégration de la maintenance avec différentes fonctions comme la production et la qualité a fait l'objet de nombreux travaux de recherches avec différents points de vue. Certain ont traité des stratégies d'optimisation avec l'intégration de la notion de maintenance et la planification de la production. D'autres études ont traité

l'intégration entre la maintenance et la gestion des stocks, ainsi que la maintenance et la quantité économique de production. L'approche d'intégration de production (cadence de production, niveau des stocks…) et ceux de maintenance (le taux de défaillance, durée des réparations, coût des actions de maintenance). Le but est d'optimiser le fonctionnement global du système intégrant la maintenance et la production. Aghezzaf et Najid (2008) ont proposé une planification intégrée de la production et la maintenance préventive permet de maximiser le taux de productivité et minimiser les différents coûts.

- **Les approches basées sur la planification de la production**

Plusieurs travaux ont contribué au développement des politiques de maintenance intégrée à la production, Hajej (2010) a proposé un modèle consiste à mettre en œuvre des politiques de production et des stratégies de maintenance pour un système manufacturier soumis à certaines contraintes telle que le droit de rétractation. Afin de satisfaire une panne aléatoire au cours du temps dans le cas d'uu système de production composé d'une seule machine avec un seul type de produit. Zied, Sofiene, et Nidhal (2011) ont établi un plan de production optimal qui minimise le stock total moyen et le coût de production. Ensuite, à l'aide de ce plan économique de production l, et en tenant compte de l'impact du taux de production sur la dégradation du système de production ils ont établi un plan de maintenance optimal qui minimise le coût de maintenance, cette approche se base sur un modèle d'optimisation stochastique et utilisent le concept d'âge opérationnel, révèle l'influence significative de la cadence de production sur la détérioration du système de fabrication et par conséquent sur la politique intégrée de production/maintenance.

Une étude faite par Wang (2013) a proposé un modèle d'intégration entre la maintenance préventive imparfaite et la planification de la production pour un seul système de production composé d'une seule machine et sujet à des pannes aléatoires. Des actions de *MP* et des révisons sont proposés à des périodicités afin de réduire la fréquence des pannes. Les actions de

maintenance préventive sont supposées imparfaites, contrairement aux actions de révision « Overhaul» Overhaul qui sont considérées comme parfaites. Des actions de maintenance de type réparation minimal sont envisagé en cas de panne pour rétablir le système. L'auteur présente un problème de dimensionnement de lots multi-produits avec une capacité limitée. Les objectifs de cette étude sont de déterminer simultanément le temps de cycle optimal de maintenance préventive et le temps de cycle optimal de révision en minimisant une fonction de coût total intégrant le coût des actions de maintenance préventive, corrective et de révision, le coût de réglage, le coût de production et les coûts de stockage et de pénurie. Sur la base d'études de cas, l'auteur a démontré le gain économique obtenu par l'adoption d'une stratégie de maintenance intégrée.

On peut citer également Dellagi, Chelbi, et Trabelsi (2017) qui ont traité la problématique de de l'ajustement de la cadence de production Pour un système de production sujet à des pannes aléatoires avec un taux de défaillances croissant. Le modèle proposé concerne une stratégie de maintenance périodique avec réparation minimales en cas des pannes. Le cas étudié concerne un système de production constitué d'une seule machine permet la fabrication d'un seul produit, la panne est aléatoire et qui suit une loi normale. Le système de fabrication sujet a plusieurs pannes aléatoires. Ce dernier facteur est une source de réflexion qui a poussé les auteurs vers une solution qui se base sur la détermination d'un plan de production et de maintenance optimal, ce plan se base sur la minimisation de la fonction objective qui contient plusieurs coûts, à savoir : coût de production, coût de stockage et pénurie, aussi les coûts de maintenance et de setup tout en tenant compte d'une contrainte de lissage de la permutation de production. Cette approche permet le développement d'une fonction de nombre moyen de panne qui dépend de la variation du taux de production, ce qui donne par la suite une solution optimale consiste à trouver simultanément la quantité optimale à produire pour chaque période durant un horizon de temps H, ainsi que la période optimale pour effectuer les actions de maintenance préventive.

⇨ **Les approches basées sur la gestion de stock**

Selon une étude traitée par Rezg, Xie, et Mati (2004) qui concerne l'optimisation d'une politique de maintenance préventive qui pris en compte la gestion du stock dans le cas d'une ligne de production implantée en série, cette ligne est constituée de plusieurs machines N sujettes à des pannes aléatoires sans stock intermédiaire. Dans ce modèle une stratégie de type âge a été considéré. Ils ont étudié un cas ou les pannes arrivent selon un taux constant d avec qu'une capacité de production maximale $U_{max} > d$ pour chaque machine. Dans le but d'anticiper les retards engendrés par les pannes aussi les interventions de maintenance préventive et corrective, c'est pour cette raison les machines fonctionnent à une capacité maximale pour assurer un stock de sécurité. L'approche proposée est organisée selon trois étapes. La première prend en compte uniquement à la fonction maintenance et le coût total et consiste à déterminer le coût moyen par horizon de temps sur une période de temps limitée, qui intègre les actions de maintenance corrective et préventive ; l'objectif est de déterminer l'âge optimal de la maintenance préventive en minimisant le coût total. La deuxième étape consiste à étudier uniquement l'aspect production et une expression du coût moyen par unité de temps, en tenant compte des coûts des stocks et des pannes perdues. L'idée est de déterminer le niveau optimal du stock de sécurité. La troisième étape consiste à étudier les deux fonctions maintenance et production simultanément et un coût moyen contenant les coûts de maintenance, de stock et de pannes perdues., l'inventaire et les pannes perdus.

⇨ **Les approches basées sur la quantité économique**

Groenevelt, Pintelon, et Seidmann (1992) ont déterminé la taille optimale du lot, le but de cette étude est d'optimiser le coût total moyen de possession en prenant en compte le coût de stockage, le coût de maintenance corrective et préventive et le coût de mise en service. L'objectif de cette étude est d'optimiser le coût total moyen en prenant en compte le coût du

stockage, le coût de la maintenance corrective et préventive et le coût de la mise en service. Les hypothèses retenues sont d'avoir un temps de réparation négligeable, un taux de production constant, une rupture de stock non admissible et une distribution exponentielle des temps inter-panne**s.** Afin de démontrer l'hypothèse, deux stratégies ont été proposées. La première néglige la reprise de production d'un seul lot en cas d'interruption à cause d'une réparation pour la deuxième stratégie, sauf dans le cas d'un niveau de stock disponible est inférieur à certain seuil. Pour les deux cas les auteurs ont déterminé une taille optimale de lot qui est quasiment toujours supérieure à la taille conventionnelle des lots, c'est pourquoi il faut tenir compte des défaillances aléatoires pour faire face aux pertes de production.

3.1.4. Couplage production, maintenance et qualité

A - Intégration production et qualité

Les études entamées dans le but de traiter l'intégration entre la production et la qualité remonte aux années 1970. Plusieurs études ont été développées et qui ont donnée des modèles de dimensionnement de lot ainsi que la gestion de stock en tenant compte de la possibilité de l'apparition des produits défectueux. Plusieurs approches ont été adoptés pour modéliser la dégradation du taux de la qualité. Généralement, il existe un mode de dégradation de qualité le plus utilisé en littérature est celui qui consiste à décrire le système de production par deux états différents : la première nommé l'état sous-contrôle, la deuxième est l'état hors contrôle.

Le cycle de vie du système de production commence le cycle sous l'état sous-contrôle où tous les produits fabriqués sont conformes. Il passe à l'état hors contrôle au moment où le système commence à produire des produits non-conformes. Le passage entre les deux états est aléatoire. Les premiers qui ont étudié ce cas ce sont Rosenblatt et Lee (1986) avec la prise en compte de

plusieurs formes de dégradation de la qualité avec l'observation d'impact économique de la production.

Ils ont considéré quatre types de dégradations du niveau de la qualité, si le système est en état hors contrôle, ce qui permet de distinguer aussi quatre modes de dégradation de qualité en fonction de l'évolution du nombre des produits non-conformes fabriqués au cours du temps. Ils ont considéré quatre phases dans cette approche, la première concerne la production d'une proposition constante de produits non-conforme, la deuxième est une dégradation linéaire en fonction du temps, la troisième est une dégradation exponentielle du système de la qualité des produits en fonction du temps, finalement une dégradation multi-niveau de la qualité avec un passage aléatoire d'un niveau à un autre plus élevé. Aussi Rosenblatt et Lee (1986) ont présenté dans une étude que c'est préférable de produire des lots de taille plus petit que celui par le modèle classique EMQ (Economic Manufacturing Quantity).

Plusieurs études ont été publiées sur l'extension du modèle économique de quantité de production pour prendre en compte les actions de reprise telles que Lo, Wee, et Huang (2007), Cárdenas-Barrón (2008), Sarker, Jamal, et Mondal (2008), Chung (2011). Sarkar et al. (2014) ont proposé le modèle de la quantité économique de production en tenant compte du processus de retouche.

B - Intégration maintenance et qualité

Il est très perceptible que la maintenance et la qualité ont une relation complémentaire. Dans le cas d'un équipement mal entretenu le produit fini est nommé produit de non-qualité, c'est l'effet d'une panne sur le système de produit. Ce qui explique le comportement du système en phase de dégradation. Ce dernier nécessite une intervention de maintenance. En effet, Ollila et Malmipuro (1999) qui ont traité dans leur étude que l'action de maintenance a un gret impact sur la qualité du produit fini ainsi ils ont démontré dans une étude de cas que les actions de

maintenance se sont des causes principaux de la perte de qualité. Ben-Daya et Duffuaa (1995) ont proposé aussi deux modèles qui montrent le lien entre a qualité et la maintenance, le premier modèle est basé sur le concept de la maintenance purement imparfaite et le second évoque l'approche de Taguchi.

Dans un autre axe, des chercheurs ont orienté leurs travails vers des modèles joignants la maintenance et la maitrise statistiques des procédés (MSP) Mohamed Ben-Daya and Rahim (2000),Rahim et Ben-Daya (2001). Il existe une méthode appelée la Maitrise e Statistique des Procédés, dénommée aussi Statistical Process Control (SPC) en anglais, est définit dans la norme NF X06-030 par « l'ensemble des actions permettant d'évaluer de façon statistique les performances d'un processus de production (au sens large), et de décider le réglage, si nécessaire, pour maintenir les caractéristiques des produits stables et conformes aux spécifications retenues. C'est un des éléments dynamiques du système qualité qui concourt à l'amélioration permanente des productions ». Cette approche ne se limite pas à l'établissement des cartes de contrôle ainsi que leur exploitation afin de régler des machines et avoir une bonne maitrise du processus, cependant c'est une continuité d'analyses qui comprennent : l'identification des caractéristiques significatifs du processus, une réflexion approfondie sur le processus, une validation des méthodes de production ainsi que leurs aptitudes à fournir ce qu'on attend d'eux et enfin la mise en place des cartes. SPC s'appuie généralement sur les méthodes statistiques, selon l'AFNOR en 1994 (norme NF X 60-010). Linderman, McKone-Sweet, et Eterson (2005) ont traité aussi un modèle qui intègre la méthode MSP dans la planification des actions de maintenance afin de prouver l'avantage économique de l'approche intégrée par rapport à celle séparée

C - Intégration production, maintenance et qualité

On trouve en littérature des travaux qui proposent des modèles qui tentent d'intégrer la production, la qualité et la maintenance (Radhoui, Rezg, et Chelbi (2010); M Ben-Daya and Rahim (2001). Il est clair que l'impact de la variation de la cadence de production sur le taux des défaillances et le taux de dégradation de la qualité sont des scénarios très existent réellement en industrie. Dans ce contexte, plusieurs recherches ont été entamer afin de développer des modèles analytiques qui intègrent la maintenance, la production et la qualité. Parmi les secteurs qui ont démontré ce lien on peut citer l'industrie automobile et le processus d'usinage et de découpage des métaux Bouslah (2015). Une autre étude a été proposé par M Ben-Daya (1999) qui permet d'optimiser conjointement la quantité économique de production, l'objectif de cette étude est de déterminer le niveau d'imperfection du système de production, la conception de la carte de contrôle X et le niveau d'imperfection de la maintenance préventive. Le cas examiné est un système de production imparfait qui produit initialement des produits non conformes et qui passe à l'état hors contrôle après une période de fonctionnement aléatoire. de fonctionnement sous contrôle. Directement après une action de maintenance préventive on peut remarquer la diminution de l'Age du système proportionnellement à la qualité de la maintenance préventive. Radhoui, Rezg, et , Chelbi (2010) ont traité une étude de politique de maintenance intégrée à la qualité pour un système industriel qui donne des produits conformes et autres non-conformes. Avec la prise en compte des nombres des articles des produits non conformes, ces nombres est une variable de décision pour les opérations de maintenance. En effet, y'a l'implantation du stock tampon en cas du taux de non-conformité atteint un seuil spécifique. L'objet de cette étude est l'obtention des valeurs optimales des seuils et la taille du stock tampon avec la minimisation du coût total moyen par unité de temps, avec l'intégration des coûts de maintenance, qualité et stockage. Un autre travail est fait par Beheshti-Fakher, Nourelfath, et Gendreau (2016) qui ont proposé une nouvelle stratégie qui intègre la maintenance, la production et la qualité. Dans ce contexte, le système de production est

considéré comme imparfait et commence à produire un fragment des articles non conformes dès qu'il échappe à tout contrôle. Dans cette étude de cas, le système de production est considéré comme imparfait et commence à produire une fraction des articles non conformes dès qu'il échappe à tout contrôle. Des démarches d'inspections et les actions de maintenance préventive sont effectuées d'une façon périodique. Aussi les actions de maintenance préventive sont supposées imparfaites et permettent de minimiser le coût total contenant les coûts liés à la maintenance, à la production et à la qualité, et de faire en sorte que l'âge du système de production soit réduit proportionnellement au niveau de l'action. L'objectif est de minimiser le coût total contenant les coûts de maintenance, de production et de qualité. Cette stratégie d'optimisation permet de déterminer simultanément un plan de production optimal et le niveau d'action de maintenance optimal, tout en prenant en compte les coûts liés à la qualité. Un modèle numérique de résolution a été proposé afin d'illustrer par des exemples numériques. Les auteurs ont remarqué que l'augmentation du niveau de l'action de la maintenance préventive entraîne une diminution des coûts du contrôle de la qualité. Si le coût des actions de maintenance préventive n'est pas compensé par la réduction des coûts de contrôle de la qualité, l'action de maintenance préventive n'est plus acceptable.

Il faut noter aussi que la thèse Mtibaa (2017) a traité un problème intégrant la maintenance la production et la qualité. Cette étude propose de nouvelles approches de la maintenance intégrée à la qualité, prenant en compte la dégradation progressive du système de production, son impact sur la qualité des produits finis et l'impact économique des actions de reprise. Des modèles analytiques ont été développés pour illustrer les stratégies proposées. Il est également à noter que dans cette thèse, différentes politiques de maintenance (parfaite, imparfaite, semi-parfaite) ont été traitées. L'occurrence de solutions optimales liées aux variables de décision a été démontrée analytiquement. Afin de valider les résultats théoriques obtenus, des études de cas basées sur des cas industriels ont été élaborées.

3.1.5. Intégration de l'usinage à sec

En usinage à sec et à grande vitesse, l'optimisation de la productivité du système d'usinage est très complexe. Elle représente un enjeu important pour chaque processus d'usinage, Agapiou (1992). Pour atteindre cet objectif, différentes contraintes doivent être prises en compte : la puissance nominale de la machine-outil, la durée de vie de l'outil, le coût de production, la stratégie de coupe, le temps de production et la productivité, la réduction des vibrations, la qualité de la pièce, etc. En examinant la littérature, on peut voir que l'analyse du lien entre le coût de production et la productivité de l'usinage a été réalisée en combinant une approche d'optimisation donnée avec plusieurs lois empiriques représentant l'enlèvement de matière par l'arête de coupe de l'outil (par exemple l'évolution des efforts de coupe pendant l'interaction outil-pièce), Onwubolu et Kumalo (2001), Petkovic et Radovanovic (2013). En effet, en raison de la complexité des processus d'usinage, les approches empiriques sont fréquemment utilisées pour sélectionner les paramètres d'usinage : sélection de l'outil, vitesse de coupe, vitesse d'avance, etc.... Par conséquent, cela conduit souvent à des solutions sous-optimales et nécessite de nombreux essais d'usinage pour un couple de matériaux outil-pièce donné et pour une géométrie donnée de l'outil de coupe. En outre, on peut noter que l'on peut obtenir davantage d'informations sur la productivité globale du système d'usinage lorsque les effets du processus de formation des copeaux sur l'interaction outil-matière sont inclus dans l'approche d'optimisation. Cela peut être réalisé en utilisant une approche prédictive pour modéliser l'interaction entre l'arête de coupe de l'outil et la matière de la pièce (c'est-à-dire l'enlèvement de matière). À la suite de ce constat on note qu'il y a un lien entre le type d'opération d'usinage, les paramètres d'usinage (vitesses de coupe et d'avance, géométrie de l'outil, etc…), la durée de production, le coût de production et la qualité du produit en sortie. Face à un domaine industriel concurrentiel où on souhaite maximiser les bénéfices, il s'avère que les produits finis de deuxième choix ou qualité réduite peuvent intéresser certaines industries si le prix de vente reste attractif. Le sujet de thèse s'inscrit dans cette perspective. Dans le chapitre 2, nous avons

développé un nouveau modèle thermomécanique de la coupe oblique avec vibration qui permet d'analyser les effets des conditions de coupe sur la qualité de la surface usinée.

Dans ce chapitre, on établit, dans un premier temps, les relations analytiques entre les paramètres d'usinage et les durées de production, les coûts de production et la qualité du produit en sortie. Dans un deuxième temps, on met en place un plan optimal de maintenance intégré à la production qui vise à maximiser un profil intégrant le coût de vente ainsi que les coûts de production et de maintenances. L'impact des paramètres d'usinage sur la qualité du produit fini, et donc sur le coût de vente, ainsi que sur la dégradation du système d'usinage, les coûts de maintenance et production est bien pris en considération par le biais d'un modèle analytique. Cette approche est détaillée dans ce chapitre. On note que des résolutions numériques, basées sur des cas industriels, ont été présentées afin de valider les résultats obtenus. La puissance du modèle analytique développé a été prouvée par des études de sensibilité.

3.1.6. Positionnement scientifique

Plusieurs travaux de recherche ont contribué au développement des stratégies de maintenance et des politiques de production. Une comparaison a été faite dans le cadre de montrer notre positionnement par rapport aux travaux existants dans la littérature, en se basant sur un certain nombre de critères (maintenance, production, qualité et usinage,). La tableau 1, décrit notre positionnement suivant les critères cités.

Tableau 1 – Positionnement scientifique.

Article	***Maintenance***	***Production***	***Qualité***	***Usinage***
Simeu-Abazi, Iung, Leger, et Ly (2000)	*X*			
Dellagi, Rezg, et Xie (2007)	*X*	*X*		
Darghouth, Chelbi et Ait-kadi (2012)	*X*	*X*		
Ayed, Sofiene, et Nidhal (2012)	*X*	*X*		
Mifdal, Hajej, et Dellagi (2015)	*X*	*X*		
Rahim et Ben-Daya (2001)	*X*	*X*	*X*	
Gouiaa-Mtibaa et al. (2018)	*X*	*X*	*X*	
Freiheit et Hu (2002)	*X*	*X*		X
Nos travaux		*X*	*X*	*X*
	X	*X*	*X*	*X*

3.1.7. Motivation

La méthode d'optimisation de la maintenance basée sur la fiabilité, associées aux démarches de maintenance conditionnelle et de durabilité est en voie d'intégration au sein d'une approche de management. Toutefois, les stratégies de maintenance sont majoritairement établies sur la base d'avis d'experts et non sur un critère quantifie, défini par exemple en termes de coûts et de disponibilité. L'intérêt d'une représentation complète et détaillée du comportement d'un système maintenu est certain au niveau industriel. Les décisions pour la définition des stratégies de maintenance se font actuellement sur la base des avis d'experts. Ces informations qualitatives s'appuient sur des données de retour par expérience qui sont souvent trop faibles pour constituer en elles-mêmes des outils d'aide à la décision. Par conséquent on note qu'il y a un besoin de développement de nouvelle stratégie de maintenance économique tout en tenant compte des contraintes environnementales et opérationnelles impactant ce dernier. De plus, en se référant aux travaux de recherches présentés dans la partie bibliographique on note que la majorité de chercheurs ont prouvé qu'il est plus économique et rentables de viser le développement de politiques de maintenance intégrée à la production et/ou à la qualité contrairement aux stratégies visant le traitement de ces trois aspects d'une façon indépendante. Nous notons également qu'il y a un besoin d'aller plus en détail pour l'analyse des techniques de production et tenir en compte de tous les paramètres impactant la dégradation du système de production et la qualité du produit fini.

C'est dans cette perspective que nous avons souhaité lancer le cadre général de cette thèse qui tourne autour du développement de stratégies de maintenance intégrée à production tenant compte de l'impact des paramètres de production sur la dégradation du système et la qualité du produit fini dans la production de type usinage à grande vitesse.

3.1.8. Synthèse de la partie bibliographique

Dans le contexte de mondialisation actuel, les entreprises doivent être de plus en plus compétitives. Le fonctionnement des moyens de production étant très optimisé, de nos jours, il est nécessaire de trouver d'autres leviers d'amélioration. Les services de maintenance interviennent pour maintenir ou remettre en état de bon fonctionnement les équipements. L'optimisation des plannings des activités de maintenance représentent donc un moyen d'action directe sur la performance des entreprises.

Dans cette première partie nous avons présenté une étude bibliographique qui traite les travaux portant sur les stratégies et politiques de maintenance et de production étudiée d'une façon séparée. Par la suite, on a investigué les travaux qui se sont intéressés à l'étude des stratégies de maintenance intégrée à la production sous diverses contraintes et l'efficacité de ces derniers a été prouvé dans la majorité des travaux. Une synthèse de ces travaux de recherche, nous permet de présenter la motivation qui nous a permis de définir le cadre général de la problématique de thèse qui sera bien détaillé dans la partie suivante.

3.2 Stratégie de maintenance intégrée à la production tenant compte des contrainte de qualité dans l'usinage à sec

Les entreprises industrielles sont constamment à la recherche des moyens pour améliorer la productivité et satisfaire les attentes des clients en termes de qualité et de coût, tout en tenant compte des contraintes opérationnelles et environnementales. C'est particulièrement le cas dans l'industrie de l'usinage, qui fait l'objet du présent mémoire. En effet, en raison de la complexité de l'usinage et de la nécessité de maîtrise les coûts et la qualité, il est nécessaire d'adopter une approche globale intégrant non seulement les paramètres de production mais aussi la maintenance et la qualité. Une telle approche doit prendre en compte les relations entre les paramètres de production et la productivité, la dégradation du système et la qualité du produit fini.

Plusieurs travaux de recherche ont étudié les stratégies intégrées de production-maintenance pour tout type de système de production, sans considérer le cas spécifique des systèmes de production d'usinage. Radhoui et al. (2010) ont développé une stratégie intégrée de production et d'inventaire pour un système de production sujet à des pannes aléatoires et soumis à un niveau de disponibilité minimum requis. Les auteurs ont développé un modèle mathématique permettant de déterminer simultanément la période optimale de maintenance préventive (PM) et le niveau des stocks, dans le but de minimiser le coût total moyen.

Dellagi et al. (2017) ont développé une stratégie intégrée de maintenance et de production en présence d'une contrainte de sous-traitance. La période de la maintenance préventive (PM) et la durée pendant laquelle elle doit être décalée en cas d'indisponibilité du sous-traitant représentent les variables de décision.

Dans le cas des systèmes de production multi-produits, Mifdal et al. (2015) ont proposé une stratégie de maintenance intégrée à la production visant à satisfaire plusieurs pannes aléatoires. Les auteurs ont déterminé le plan économique de production pour chaque produit, qui minimise les coûts de setup, de production et de stockage. Par suite, ils ont déterminé une stratégie optimale de

maintenance en prenant en considération l'influence de la cadence de la production sur la dégradation du système.

Traitant le cas des multi-produits et considérant également les multi-machines, Hajej et al. (2014) ont proposé une politique de maintenance intégrée à la production. En tenant compte de la panne aléatoire et d'un niveau de service prédéfini, les auteurs ont déterminé la taille économique du lot de production ainsi que le nombre de machines nécessaires, ce qui minimise le coût total moyen des stocks et de la production. En tenant compte de l'impact du plan de production obtenu sur la dégradation du système et la consommation d'énergie, un plan de maintenance optimal est ensuite obtenu.

D'autres chercheurs ont intégré la qualité en plus de la production et de la maintenance. Par exemple, Chelbi et al. (2008) ont proposé une stratégie de maintenance intégrée à la production pour les systèmes de production sujets à des pannes aléatoires produisant des produits conformes et non conformes. Ils ont déterminé le seuil optimal du taux de rejet qui doit déclencher une action de maintenance préventive sur le système de production.

Beheshti et al. (2016) ont proposé une approche d'optimisation intégrant la planification de la production, la maintenance imparfaite et les inspections du processus dans un système multi-machines. Le système en question se compose de plusieurs machines en installées en parallèles qui se détériorent avec le temps et qui peuvent passer d'un état principalement sous contrôle à un état dégradé avec un taux de défaillance plus élevé ou à un état de panne. La planification de la maintenance correspond à une maintenance imparfaite de type âge. Des inspections du processus sont assurées pour détecter l'état actuel du système. La détection d'un état détérioré déclenche le contrôle de la qualité des sous-lots concernés, la reprise des articles défectueux et un ajustement du processus qui ramène les machines dans un état de fonctionnement normal. La planification de la production consiste en un problème de dimensionnement à capacité des lots pour multi-produits.

Gouiaa-Mtibaa et al. (2018) ont développé une stratégie optimale de maintenance préventive prenant en compte l'impact de la dégradation du système sur la qualité du produit de sortie en

envisageant des actions de retouches des produit non conformes. Dans cette étude les auteurs ont investigué la piste de possibilité de vente de produits de second choix, soumis à des actions de retouches. En se basant sur le développement de modèle analytique intégrant les coûts de vente, de maintenance et de production, les auteurs ont prouvé que, sous certaine condition, il est plus économique d'investir sur les produits de second choix avec des actions de retouche en réduisant la dégradation de l'équipement que de viser au maximum les produits de premier choix.

Bahria et al. (2019) ont proposé une approche intégrée pour le contrôle de la production, de la maintenance et de la qualité. Le système de fabrication envisagé peut produire des produits défectueux et il est sujet à des défaillances aléatoires. Une carte de contrôle "x-bar" est utilisée pour surveiller la qualité de la production. Des actions préventives et correctives sont déclenchées par la carte de contrôle. Les stocks tampons sont pris en compte afin de maintenir la continuité de l'approvisionnement pendant les actions de maintenance. Le modèle mathématique développé permet d'exprimer et de minimiser le coût total prévu, y compris les coûts de mise en place, les coûts de stockage, le coût des produits défectueux, les coûts de maintenance et les coûts de qualité. Les variables de décision sont la taille du stock tampon, la taille de l'échantillon, l'intervalle d'échantillonnage ainsi que les limites de surveillance et de contrôle de la carte de contrôle. Récemment, Bahria et al. (2019) ont amélioré leur étude précédente en développant un nouveau modèle intégré dans le contexte où les contrôles sont effectuées périodiquement (non déclenchées par la carte de contrôle). Une étude comparative est réalisée, prouvant que le gain économique réalisé par rapport à la stratégie précédente développée dans Bahria et al. (2019).

Ces travaux de recherche ont proposé des résultats prometteurs, cependant, la majorité de ces travaux restent génériques et ne traitent pas un type de production spécifique. Il est clair qu'en spécifiant le type de production et qu'en tenant compte des spécificités et des réels paramètres de ce dernier, on s'attaque à des cas réels pour ajuster les stratégies génériques et développer ou identifier les limites de leurs applications. On rappelle que dans le chapitre précédent, on s'est intéressé à un type de production « usinage par coupe » pour modéliser mathématiquement

explicitement l'impact des paramètres de ce type de production sur la qualité du produit fini, sur la durée de production et sur la dégradation du système de production. En tenant compte de ces résultats, nous avons posé le problème traité dans ce chapitre et qui porte sur le développement d'une stratégie de maintenance intégrée à la production pour l'usinage à sec (coupe) dans laquelle nous considérons simultanément les paramètres de production, en l'occurrence, la vitesse de coupe, le temps et le coût de production, les périodicités des actions de maintenance préventive ainsi que la qualité et le prix de vente des produits finis. La particularité de la stratégie développée dans ce chapitre consiste en la détermination de la période optimale de changement de la vitesse de coupe (date de switching) qui impacte non seulement la qualité du produit traité mais aussi la dégradation du système de production.

3.2.1. Contexte technique approprié lié aux opérateurs d'usinage

Dans cette partie de la thèse, nous utilisons le modèle analytique de coupe, présenté dans le chapitre 2, pour analyser l'évolution de la qualité de surface des pièces avec les conditions de coupe. Parmi les principaux facteurs qui limitent l'optimisation du processus d'usinage et réduisent la productivité, nous considérons ici : (i) les vibrations auto-excitées de l'outil qui affectent l'état de la surface générée et peuvent endommager l'outil de coupe, et (ii) la durée de vie de l'outil en fonction de la vitesse de coupe. L'approche proposée permet d'analyser l'influence des paramètres d'usinage sur le temps de production T_p, le coût de production C_p et la qualité de la pièce. Dans cette première approche, la qualité de la surface générée est caractérisée par l'écart moyen arithmétique W_a du profil d'ondulation. Le paramètre W_a représente la moyenne arithmétique, le long de la longueur usinée, de la valeur absolue de l'écart des ondulations par rapport à la ligne moyenne. Les effets des vibrations non linéaires de l'outil de coupe sur la qualité de la surface usinée sont pris en compte grâce au modèle de coupe du chapitre 2. Comme indiqué précédemment, ce modèle de coupe prend en compte le couplage entre les oscillations de l'outil et les mécanismes suivants : (i) le processus thermomécanique de formation du copeau, (ii) l'effet régénératif induit par la variation de l'épaisseur

du copeau non déformé entre les passes successives, (iii) le désengagement de l'outil de la coupe (c'est-à-dire lorsque l'outil quitte la zone de coupe) et (iv) l'évolution des conditions de frottement à l'interface outil-copeau.

Afin d'étudier les effets des conditions de coupe dynamiques sur la qualité de la surface usinée, on considère une opération de tournage en coupe orthogonale, Fig. 8. Le matériau utilisé est l'acier 42CrMo4 (un acier à teneur moyenne en carbone proche de l'acier AISI 4142). L'opération de coupe orthogonale est une opération de tournage qui peut être effectuée sur un tour à commande numérique en usinant un tube, Fig. 8. Dans ce cas, l'arête de coupe de l'outil est perpendiculaire à la direction de coupe (parallèle à la direction de la vitesse de coupe) et la direction d'avance est parallèle à l'axe du tube (pièce à usiner), Fig. 8. L'opération de coupe orthogonale dynamique correspond à un système mécanique avec un seul degré de liberté dans la direction d'avance.

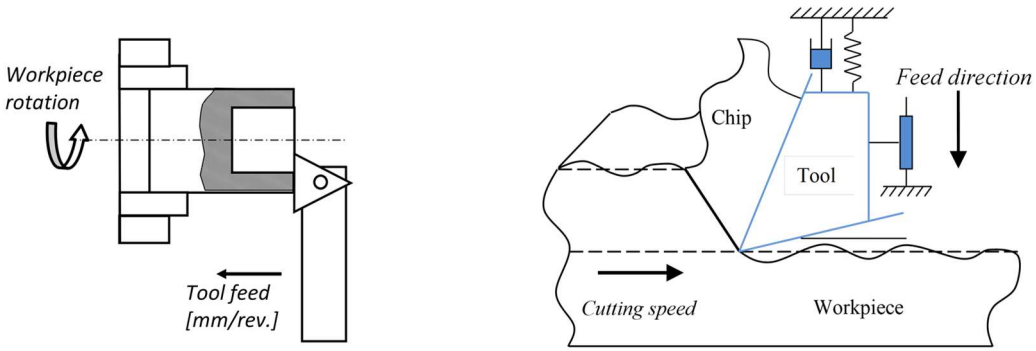


Figure 8 – Opération de coupe orthogonale obtenue par le tournage d'un tube. Vibrations de l'outil dans la direction d'avance.

Le temps de production Tp [min] pour produire une pièce est donné par :

$$T_p = t_m + \frac{t_m}{T} t_{ce} + t_0 \tag{2}$$

Où t_m, t_{ce} et t_0 représentent respectivement le temps d'usinage d'une pièce [min], le temps de changement d'outil [min / arête de coupe] et les temps de chargement et de déchargement [min].

Pour l'opération de tournage d'un tube, Fig. 8, on obtient :

$$t_m = \frac{\pi D L}{1000 f V} \tag{3}$$

Dans l'équation (3), D est le diamètre de la pièce [mm], f est l'avance par tour [mm/tr], V est la vitesse de coupe [m/min] et L [mm] est la longueur de la pièce à usiner (L est égale au nombre de passes multiplié par l'avance par tour f).

Pour prendre en compte la durée de vie de l'outil, on utilise une approche simplifiée basée sur la loi empirique de Taylor (1907) :

$$T = \left(\frac{K}{V} \right)^{1/n} \tag{4}$$

où T [min] est la durée de vie de l'outil et V [m/min] est de la vitesse de coupe.

Dans la loi empirique (4), on ne prend pas en compte l'effet des vibrations de l'outil sur sa durée de vie. Les constantes K et n dépendent des matériaux outil-pièce. Dans cette étude, on utilise les valeurs, $n = 0.256$ et $K = 142$, identifiées par Gara et al. (2006) pour le couple outil-matière Carbure de Tungstène-AISI 4340.

Le coût de production C_p [€ / pièce] est obtenu à partir de la relation suivante :

$$C_p = C_0 \left(t_m + t_0 \right) + \left(\frac{t_m}{T} \right) \left(C_0 t_{ce} + C_{ce} \right) \tag{5}$$

Avec C_0 [€ / min] est le coût d'exploitation de la machine et C_{ce} [€ / arête de coupe] est le coût de l'outil par arête de coupe.

Les conditions de coupe utilisées dans cette étude sont les suivantes : l'angle de coupe est de 0 °, l'avance f est de 0.15 mm/tour, le diamètre de la pièce D est 60 mm, la largeur de coupe est de 1.5 mm, le nombre de passes est 30 et le matériau usiné est l'acier 42CrMo4.

La figure 9 montre l'évolution de l'état finale de la surface usinée pour deux vitesses de coupe. Comme montré dans le chapitre 2, la vitesse de coupe V affecte l'état de la surface générée à travers le coefficient de frottement à l'interface outil-copeau qui décroît avec V. Ceci se traduit par une baisse de W_a quand on augmente V, Fig. 10 (b). La figure 10 (a) présente l'évolution du ratio C_p / C_{p0} du coût de production en fonction de la vitesse de coupe. Le coût C_{p0} représente la valeur minimale et correspond à $V = 90\ m/min$. La tendance observée pour le coût de production résulte de

l'évolution des temps t_m et T en fonction de V, voir Eq. (5). En effet, quand on augmente la vitesse de coupe, le temps t_m d'usinage d'une pièce baisse et la durée de vie T de l'outil décroît. Comme le taux de décroissance n'est pas le même pour t_m et pour T, les résultats montrent que pour $V < 90\ m/min$ c'est la baisse du temps d'usinage d'une pièce qui l'emporte en induisant une réduction du coût de production, Fig. 10 (a). Alors que pour $V > 90\ m/min$, c'est la baisse de la durée de vie T de l'outil qui l'emporte en induisant une augmentation du coût de production, Fig. 11 (a).

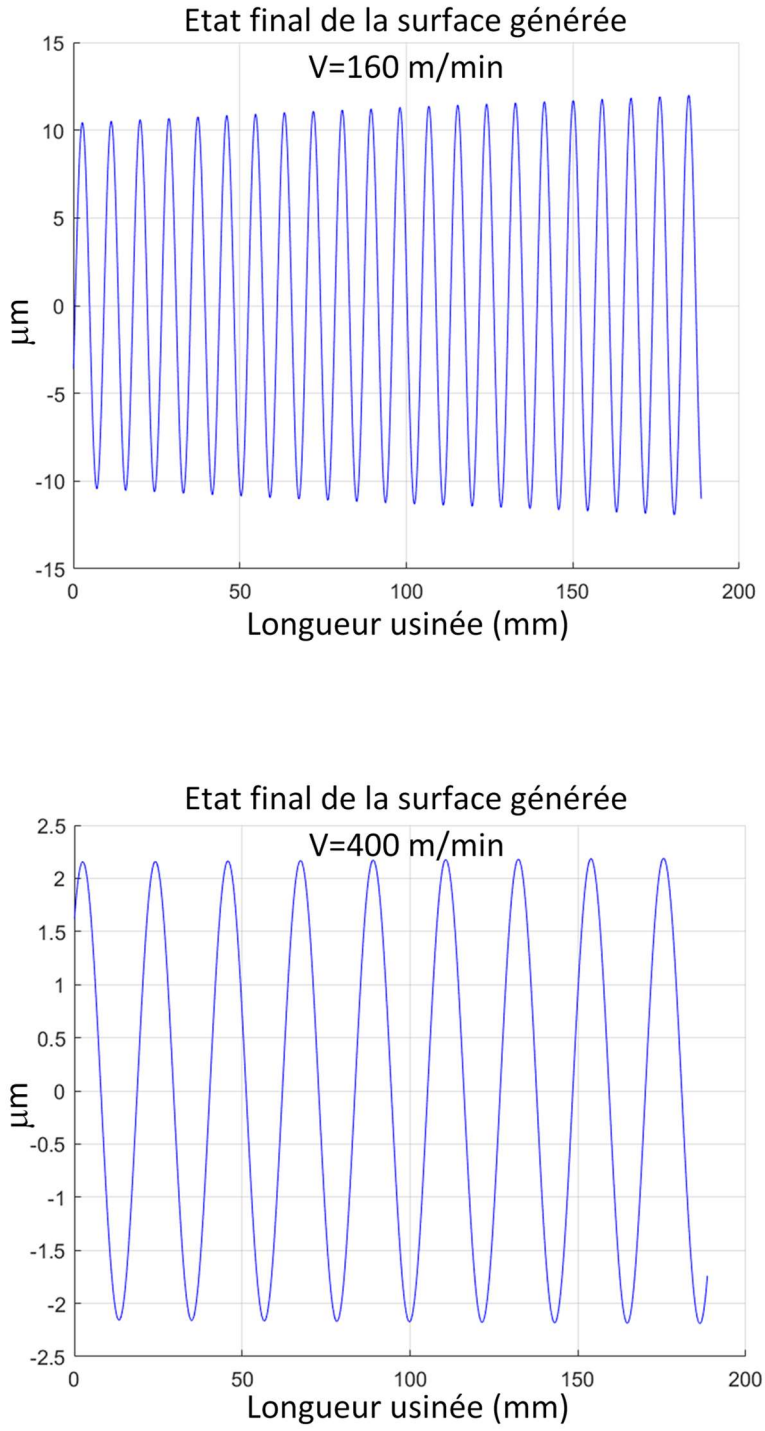
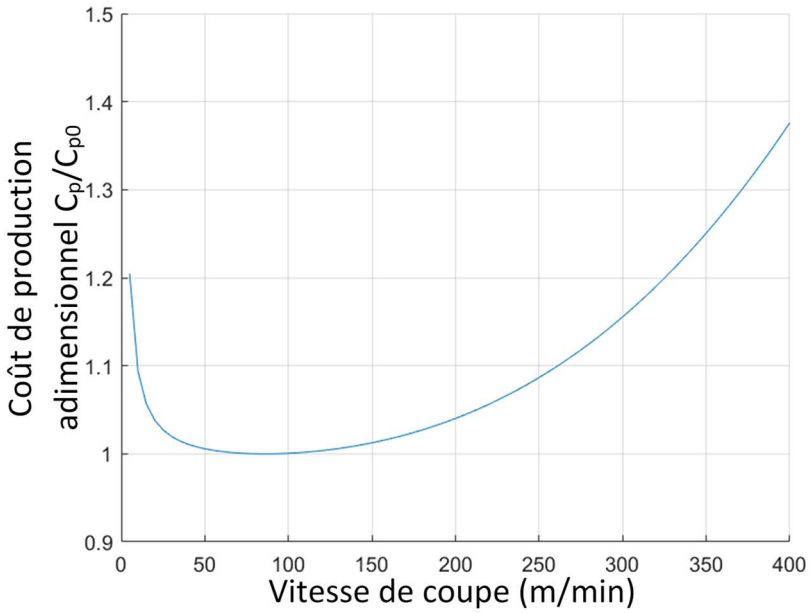


Figure 9 – Etat finale de la surface générée : effet de la vitesse de coupe.

(a)



(b)

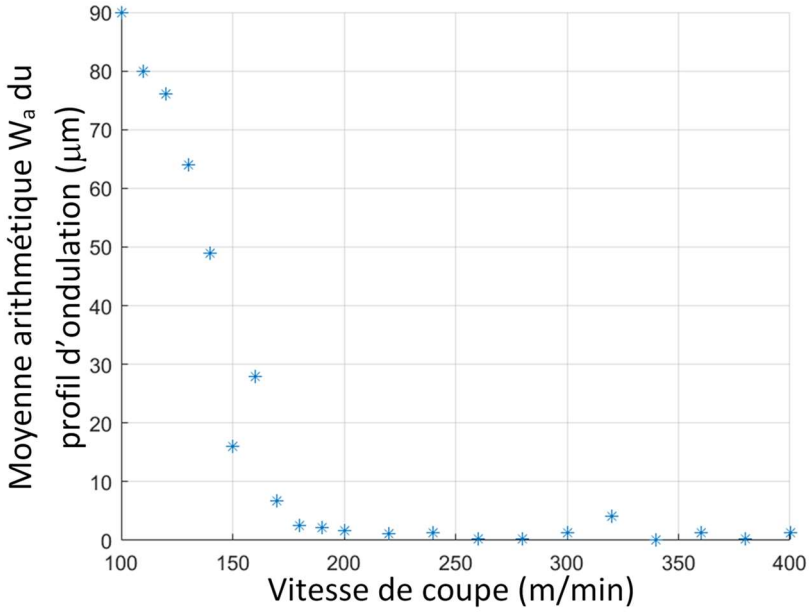


Figure 10 – Effets de la vitesse de coupe sur : (a) le coût de production et (b) l'état final de la surface générée donné par W_a [µm]. Le coût de production C_{p0} correspond la vitesse de coupe de 90 m/min.

Dans cette étude, nous considérons deux types de réglage des paramètres de production, chacun donnant un niveau de qualité du produit de sortie avec le même matériau, voir Tableau 2.

Tableau 2. Type de produit en fonction de la vitesse de coupe.

Niveau de qualité	***L'écart moyen arithmétique du profil d'ondulation [µm]***	***Vitesse de coupe [m/min]***
Premier choix	$W_a < 5\mu m$	$180m/min \leq V \leq 400m/min$
Deuxième choix	$5\mu m \leq W_a < 15\mu m$	$150m/min \leq V \leq 170m/min$

Le premier type de produits finis appelés "produits de premier choix" présente la meilleure qualité (l'état finale de surface usinée est caractérisé par une valeur de W_a faible). Ce niveau de qualité exige une vitesse de coupe élevée V1 et un temps de production assez long Tp1 dû à la réduction de la durée de vie de l'outil. Il sera vendu à un prix plus élevé. Comme l'usure de l'outil augmente plus rapidement pour une vitesse de coupe élevée, les conditions de frottement entre l'outil et la pièce se détériorent rapidement et les vibrations de l'outil peuvent devenir plus importantes, ce qui a un impact sur la dégradation du système. La réduction de la vitesse de coupe peut donc être une alternative pour réduire la dégradation du système de production. Dans ce cas, on obtient un second type de produit fini appelé "second choix". Il aura une qualité inférieure et sera vendu à un prix inférieur à celui du "premier choix". Ce type de produit nécessite une vitesse de coupe V2 plus faible et un temps de production Tp2 plus court dû au fait que la durée de vie de l'outil est plus grande.

3.2.2. Description du problème

Nous considérons un système de production composé d'une machine-outil à commande numérique qui fabrique un seul type de produit par lots. En fonction des paramètres de production (principalement la vitesse de coupe) définis dans la dernière section, le système de production peut produire sur un horizon fini *H*, deux niveaux de qualité de produit appelés respectivement "premier choix" et "deuxième choix". Il est évident que le fait d'avoir deux vitesses de coupe différentes donne deux temps de traitement différents, notés, *Proc1* et *Proc2* représentant respectivement la durée nécessaire pour produire un lot de produit de "premier choix" et un lot de produit de "second

choix". Ces temps de traitement sont estimés, comme indiqué dans la section précédente, en fonction des paramètres d'usinage, essentiellement en fonction de la vitesse de coupe. Cette dernière a un impact direct sur la dégradation du système de production. En effet, l'impact de la cadence de production sur la dégradation sera pris en compte.

Vu qu'on suppose que le système de production est caractérisé par un taux de défaillance croissant, une stratégie de maintenance préventive de type bloc avec réparation minimale en cas de panne est appliquée afin de réduire la fréquence des pannes. Le plan de maintenance consiste à effectuer une action de maintenance préventive après la production de N lots pour remettre le système dans un état aussi bon que neuf « as good as new ». Si une défaillance survient entre deux actions de maintenance préventive successives, une réparation minimale est entreprise pour remettre le système en état de fonctionnement sans agir sur l'évolution du taux de défaillance.

Dans l'horizon temporel de production finie "*H*", nous considérons deux phases. Dans la première phase, nous adoptons les paramètres de production (vitesse de coupe) qui garantissent la meilleure qualité du produit de sortie ("*premier choix*"). Ensuite, à un certain instant "*Ds*" (date de switching », nous entamons une seconde phase pour produire un produit encore acceptable mais de qualité inférieure ("*second choix*") en réduisant la vitesse de coupe. On note que le cout de production et le prix de vente des produits de "*second choix*" sont inférieurs que ceux des produits du "*premier choix*". Nous partons du principe que tous les produits fabriqués sont vendus. On rappelle que les paramètres de production dans les deux phases ont un impact sur la dégradation du système de production.

L'objectif de cette étude consiste à déterminer une stratégie optimale de maintenance intégrée à la production. Plus précisément, on cherche à déterminer simultanément trois variables de décision. La première variable consiste à déterminer la date de switching « *Ds** » (l'instant de passage de la production du premier choix vers le deuxième choix). La seconde consiste à déterminer le nombre de lots «*PMav**» à produire avant chaque action de maintenance préventive, et ce avant la date de switching (première phase). La troisième variable permet de déterminer le nombre de lots «*PMap**»

à produire avant chaque action de maintenance préventive, et ce après la date de switching (deuxième phase).

Ces variables de décision optimales (*Ds*, PMav*, PMap*)* seront obtenues par le biais de maximisation d'une fonction objective intégrant les prix de vente, de production et de maintenance. Cette fonction objective sera exprimée par un modèle analytique développé dans la section suivante, tout en tenant compte de l'impact des paramètres de d'usinage sur la qualité du produit fini, la productivité ainsi que sur la dégradation du système de production.

3.2.3. Le modèle analytique

A - Notations

Les notations utilisées pour le développement du modèle analytique sont représentées dans le tableau 3 comme suivant :

Tableau 3 - Notations du modèle analytique.

Notation	***Description***
PMav	*Nombre de lots produits entre chaque deux MP successives avant la date de switching (Variable de décision)*
PMap	*Nombre de lots produits entre chaque deux MP successives après la date de switching (Variable de décision)*
Ds	*Date de switching* à *la production des produits de "second choix" (Variable de décision)*
Nav	*Nombre d'actions de MP* à *effectuer pour switcher* à *la production des produits de "second choix"*
V1	*Vitesse de coupe pour la fabrication du produit "premier choix"*
V2	*Vitesse de coupe pour la fabrication du produit "de second choix" (V2 < V1)*
Vn	*La vitesse de coupe nominale*

λn(t)	*Le taux de défaillance nominal correspondant à la vitesse de coupe nominale*
λ1(t)	*Le taux de défaillance pendant la phase 1 (Avant le switching)*
λ2(t)	*Le taux d'échec pendant la phase 2 (Après le switching)*
H	*La durée de l'horizon de production*
N	*Nombre de produits par lot*
Tp1	*Temps de production d'une unité produite de "premier choix" (correspondant à la vitesse de coupe V1)*
Tp2	*Temps de production d'une unité produite de "second choix" (correspondant à la vitesse de coupe V2) (Tp2 < Tp1)*
Proc1	*Temps de traitement d'un lot de qualité de "premier choix" (phase 1) (Proc1= N×Tp1)*
Proc2	*Temps de traitement d'un lot de qualité de "second choix" (Proc2= N×Tp2) (Proc2 < Proc1)*
CUV1	*Prix de vente d'un lot de produit de "premier choix"*
CUV2	*Prix de vente d'un lot de produit de " second choix" (CUV2 < CUV1)*
CMP	*Coût d'une action de maintenance préventive*
CMC	*Coût d'une action de maintenance corrective*
Cp1	*Coût unitaire de production des produits de "premier choix"*
Cp2	*Coût unitaire de production des produits de "second choix"*

B - Répartition de l'horizon de planification :

Rappelons que l'enjeu essentiel est de déterminer le plan de production le plus rentable illustré par l'instant optimal de passage de la phase 1 à la phase 2 (date switching *Ds**), auquel la vitesse de coupe doit être réduite. De même, la stratégie optimale de maintenance préventive donnée par le

nombre des lots entre chaque *deux actions de maintenance préventive MP* successives dans chacune des deux phases de production sur *un horizon de temps fini H*. Nous supposons que le switching est prévu après l'achèvement d'une action *MP* comme le montre la figure 11 ci-dessous.

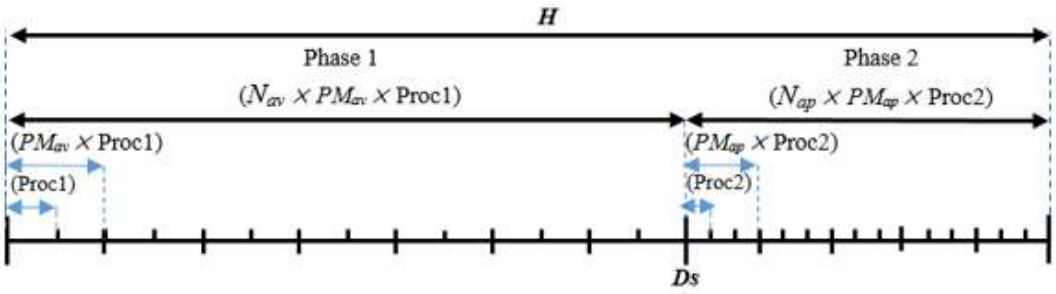


Figure 11 - Stratégie intégrée de production-maintenance sur l'horizon fini H.

La date de switching *"Ds"* peut être facilement exprimé comme suit :

$$D_s = \text{Proc1} \times PM_{av} \times N_{av} \tag{6}$$

L'expression du profit moyen par unité de temps pour la politique intégrée proposée sera exprimée comme suit :

$$\text{PRFT} = \frac{\text{Revenus} - (\text{Coûts de production} + \text{Coûts de maintenance})}{\text{Horizon de planification}}$$

Dans ce qui suit, nous allons détailler les fonctions qui expriment la fonction du profit total moyen ci-dessous.

C - Expressions de la Phase 1 (*Avant le switching*) :

Nous rappelons que dans cette première phase, les paramètres de production correspondent à la production des produits de "premier choix". Le bénéfice est calculé comme la différence entre les recettes totales et les coûts totaux de production et de maintenance.

a. <u>Le revenu :</u>

Nous rappelons que tous les produits fabriqués sont vendus. Ainsi, suite à la notation présentée ci-dessus, le revenu total dans la première phase est exprimé par :

$$C_{uv1} \times N_{av} \times PM_{av} \tag{7}$$

b. Le coût de production :

Le coût total de production pendant la première phase est donné par :

$$C_{p1} \times N \times N_{av} \times PM_{av} \tag{8}$$

Nous rappelons que le coût unitaire de production est obtenu en fonction des paramètres d'usinage adoptés dans la première phase, tels que donnés par l'équation (7).

c. Le coût de maintenance :

Comme défini avant, la stratégie de maintenance proposée consiste à effectuer périodiquement des actions de maintenance préventive parfaite de type bloc et à effectuer une réparation minimale en cas de défaillance. Selon la description de notre problème traité, pour une telle stratégie, le nombre moyen de pannes peut être exprimé en fonction du taux de défaillance du système de production comme suit :

$$\int_0^{\Pr oc1 \times PM_{av}} \lambda_1(t)dt \qquad \text{Avec :} \qquad \lambda_1 = \left(\frac{V_1}{V_n}\right)\lambda_n \tag{9}$$

Par conséquent, le coût total de la maintenance pendant la phase 1 est exprimé par :

$$N_{av} \times \left(\left(CMP + \left(\int_0^{\Pr oc1 \times PM_{av}} \lambda_1(t)dt\right) \times CMC\right)\right) \tag{10}$$

On note que le taux de défaillance dépend de la vitesse de coupe. Ainsi, puisque le taux de défaillance nominal λn(t) correspond à la vitesse de coupe nominale Vn, le taux de défaillance λ1(t) correspondant à la vitesse de coupe V1 qui est exprimé par l'équation (9).

d. Le profit :

Ainsi, l'expression du profit total dans la phase 1 est exprimé comme suit :

$$\left(C_{uv1} \times N_{av} \times PM_{av}\right) - \left(\left(C_{P1} \times N_{av} \times N \times PM_{av}\right) + N_{av} \times \left(\left(CMP + \left(\int_0^{\Pr oc1 \times PM_{av}} \lambda_1(t)dt\right) \times CMC\right)\right)\right) \tag{11}$$

D - Expressions de la Phase 2 (*Après le switching*) :

Rappelons que durant la deuxième phase, les paramètres de production (principalement la vitesse de coupe) correspondent à la production des produits finis de "second choix".

a. Le revenu :

De la même manière que la phase 1, le revenu dans cette deuxième phase est exprimé ainsi :

$$C_{uv2} \times N_{ap} \times PM_{ap} \tag{12}$$

En outre, le nombre de lots produits au cours de la deuxième phase est :

$$Nap = Ent\left[\frac{H - (\Pr oc1 \times PM_{av} \times N_{av})}{\Pr oc2}\right] \tag{13}$$

Ent[x] étant la partie entière de *x*.

b. Le coût de production :

Le coût total de production pendant la deuxième phase est donné par :

$$C_{P2} \times N \times N_{ap} \tag{14}$$

Nous rappelons que le coût unitaire de production est obtenu en fonction des paramètres d'usinage adoptés dans la deuxième phase, tels que donnés par l'équation (5).

c. Le coût de maintenance

Le coût total de maintenance prévu, y compris les *MP* et les réparations effectuées jusqu'à la dernière *MP* de la deuxième période, peut être exprimé comme suit, de la même manière que pour la phase 1 :

$$N_{ap} \times \left(\left(CMP + \left(\int_0^{\Pr oc2 \times PM_{ap}} \lambda_2(t)dt\right) \times CMC\right)\right) \tag{15}$$

Avec :

$$\lambda_2 = \left(\frac{V_2}{V_n}\right)\lambda_n \tag{16}$$

Comme dans la première phase, compte tenu de la vitesse de coupe *V2* dans la deuxième phase, le taux de défaillance dans cette phase est exprimé par l'équation (11).

Il faut noter qu'avec la réduction de la vitesse de coupe dans la deuxième phase, l'usure de l'outil et les conditions de frottement entre l'outil et la pièce augmentent moins rapidement. En conséquence, les vibrations de l'outil deviennent moins importantes et la dégradation du système est réduite (Altintas (2012), Moufki *et al.* (2006), Blekhman (2000)]). Ce fait est illustré analytiquement dans les expressions des taux de défaillances $\lambda_1(t)$ et $\lambda_2(t)$ (équations 9 et 16) Or, la dernière action de MP dans la deuxième phase ne coïncide pas forcément avec la fin de la période H. La période de production restante entre la dernière action de MP et la fin de l'horizon de planification H, est exprimée comme suit :

$$H - \left((\Pr oc1 \times N_{av} \times PM_{av}) + (\Pr oc2 \times N_{ap} \times PM_{ap})\right) \tag{17}$$

Au cours de cette période, nous pourrions connaître quelques défaillances. Le coût de maintenance prévu pour réparer ces défaillances est exprimé ainsi :

$$\left(\int_0^{Max[0,H-((\Pr oc1\times PM_{av}\times N_{av})+(\Pr oc2\times PM_{ap}\times N_{ap}))]} \lambda_2(t)dt\right) \times CMC \tag{18}$$

Ainsi, le coût total de maintenance prévu dans cette deuxième phase de production est donné par :

$$N_{ap} \times \left(\left(CMP + \left(\int_0^{\Pr oc2\times PM_{ap}} \lambda_2(t)dt\right) \times CMC\right)\right) + \left(\int_0^{Max[0,H-((\Pr oc1\times PM_{av}\times N_{av})+(\Pr oc2\times PM_{ap}\times N_{ap}))]} \lambda_2(t)dt\right) \times CMC \tag{19}$$

d. Le profit :

Ainsi, l'expression du profit total dans la seconde phase peut être exprimé ainsi :

$$\left(\left(C_{uv2}\times N_{ap}\times PM_{ap}\right)-\left(\left(C_{P2}\times N_{ap}\times N\times PM_{ap}\right)+N_{ap}\times\left(\left(CMP+\left(\int_{0}^{\Pr oc2\times PM_{ap}}\lambda_2(t)dt\right)\times CMC\right)\right)\right)+\left(\int_{0}^{Max[0,H-((\Pr oc1\times PM_{av}\times N_{av})+(\Pr oc2\times PM_{ap}\times N_{ap}))]}\lambda_2(t)dt\right)\times CMC\right) \quad (20)$$

E - Expression de la fonction du Profit moyen :

En combinant les équations des profits dans les deux phases 1 et 2 (Avant et après le switching), nous pouvons facilement exprimer la fonction du profit moyen durant l'horizon de planification H, par l'équation ci-dessous :

$$PRFT=\left(\left(\left(C_{uv1}\times N_{av}\times PM_{av}\right)-\left(\left(C_{P1}\times N_{av}\times N\times PM_{av}\right)+N_{av}\times\left(\left(CMP+\left(\int_{0}^{\Pr oc1\times PM_{av}}\lambda_1(t)dt\right)\times CMC\right)\right)\right)\right)+\left(\left(C_{uv2}\times N_{ap}\times PM_{ap}\right)-\left(\left(C_{P2}\times N_{ap}\times N\times PM_{ap}\right)+N_{ap}\times\left(\left(CMP+\left(\int_{0}^{\Pr oc2\times PM_{ap}}\lambda_2(t)dt\right)\times CMC\right)\right)\right)+\left(\int_{0}^{Max[0,H-((\Pr oc1\times PM_{av}\times N_{av})+(\Pr oc2\times PM_{ap}\times N_{ap}))]}\lambda_2(t)dt\right)\times CMC\right)\right)\Big/H \quad (21)$$

Cette expression du profit moyen a été développée sur la base des deux phases de production. Chaque phase étant caractérisée par une vitesse de coupe différente. La détermination de la période de changement de vitesse de coupe (Date de switching) est en effet le point clé de la stratégie développée dans ce chapitre.

Rappelons que notre objectif consiste à maximiser le profit moyen $PRFT^*$ déterminant les variables de décision optimales, qui sont *PMav** (*Nombre de lots produits entre chaque deux MP successives avant la date de switching*), *PMap ** (*Nombre de lots produits entre chaque deux MP successives après la date de switching*) et *Ds** (*Date pour switcher* à *la production des produits de "second*

choix"). Par conséquent, nous pouvons déterminer la période optimale de passage de la phase 1 à la phase 2 (Date de switching) en réduisant la vitesse de coupe :

$$D_s* = \Pr oc1 \times PM_{av}^{*} \times N_{av}^{*} \tag{6}$$

Trouver la stratégie optimale a été rendu possible grâce à un algorithme de résolution représenté dans la figure 13, que nous avons programmé sur le logiciel *MATHEMATICA®*.

F - Logigramme de résolution numérique

On rappelle que notre objectif est de maximiser l'expression du profit dans la section précédente. Afin de déterminer les variables de la décision optimales qui sont : la date se switching de la vitesse d'usinage, ainsi que les nombres de lots à produire avant chaque action de maintenance préventive relatives aux deux phases de production comme illustré dans la figure 13.

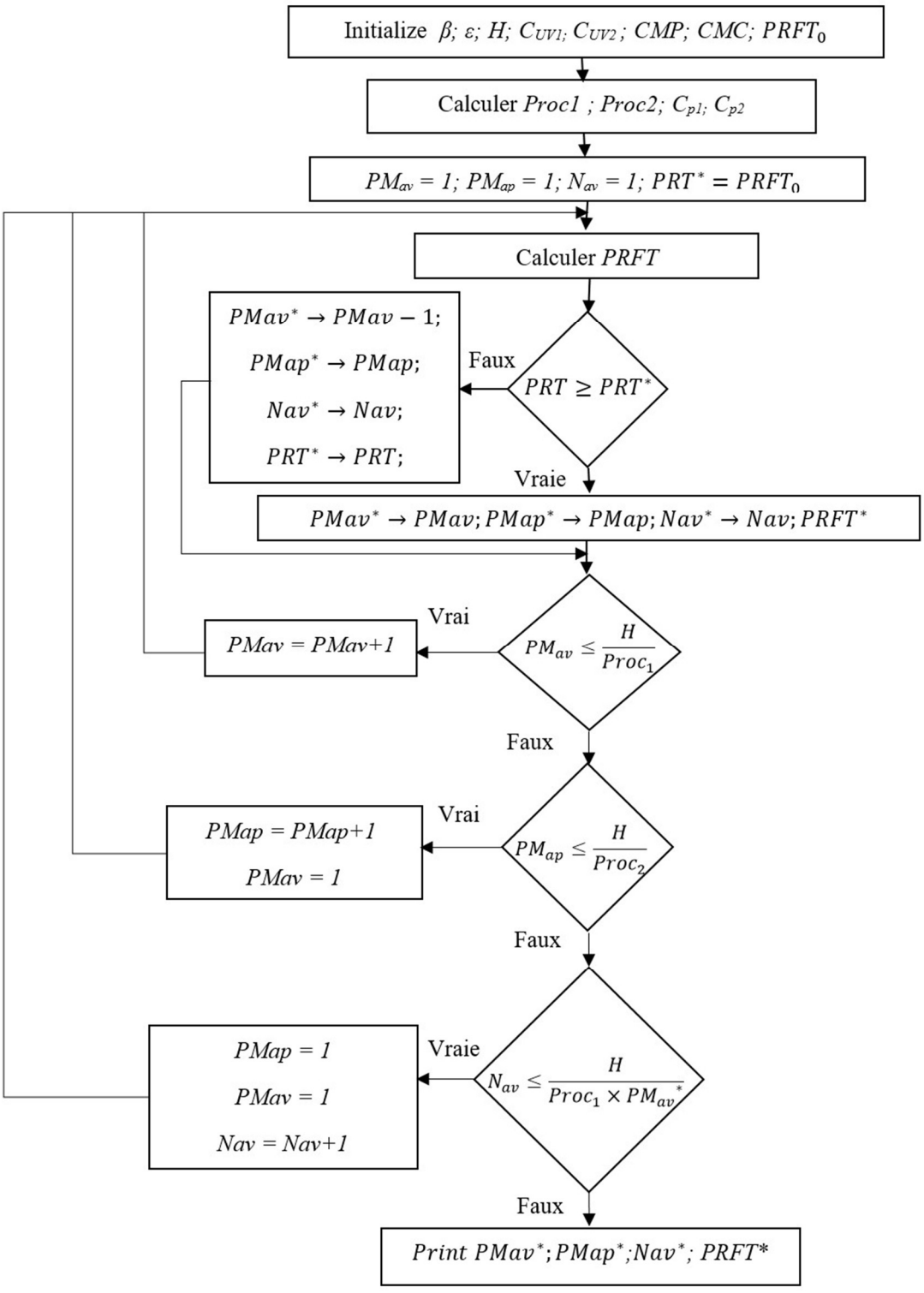


Figure 13 - Logigramme de résolution numérique

3.2.4. Exemple numérique

Dans cette section nous allons présenter un exemple numérique basée sur un processus d'usinage tournant afin d'illustrer le modèle développé.

A - Données numériques

a. Les données relatives à la production

Les données numériques relatives à l'activité de production sont présentées dans le tableau suivant :

Tableau 4 - Données numériques.

Matériel de travail	*42CrMo4 steel (un acier à teneur moyenne en carbone proche d'un acier AISI 4142)*
Outil	*Une plaquette CERMET non revêtue sans brise-copeaux*
f	*Vitesse d'avance est de 0,15 mm/tour*
D	*Diamètre de la pièce: 60 mm*
V	*Vitesse de coupe :* $10\,\text{m/min} \le V \le 400\ \text{m/min}$
Largeur de coupe	*1.5 mm*
Nombre de passes	*30*
Angle de coupe	*0°*
N	*Nombre des pièces usinés par lot =100*
V1 vitesse de coupe 1	*400 m/min*
V2 vitesse de coupe 2	*150 m/min*
Vn vitesse de coupe nominale	*90 m/min*
Tp0 [min]	*Valeur minimale du temps de production Tp pour produire une pièce. Cela correspond à V=90 m/min*
Tp1	*1.296 min /pièce*

Tp2	*1.116 min /pièce*
Proc1	*2.16 heurs*
Proc2	*1.86 heurs*
Cp0 [€/pièce]	*Minimum value of the cost production. It corresponds to V=90 m/min*
Cp1	*3 €/pièce*
Cp2	*2.5 €/pièce*
H	*8640 heures*

b. Les données relatives à maintenance

Nous supposons que le système de production a un taux de défaillance croissant suivant une distribution de probabilité de *Weibull* avec des paramètres de forme et d'échelle connus notés respectivement β et ε. On rappelle que l'expression analytique du taux de défaillance nominale pour la loi *Weibull* est exprimée comme suit :

$$\lambda_n(t) = \left(\frac{\beta}{\varepsilon}\right)\left(\frac{t}{\varepsilon}\right)^{(\beta-1)} \quad (1)$$

Les données numériques concernant la maintenance sont présentées dans le tableau suivant :

Tableau 5 - Données de maintenance.

$\boldsymbol{\beta}$	Paramètre de forme de *la loi de Weibull* = 2
$\boldsymbol{\varepsilon}$	Paramètre d'échelle de *la loi de Weibull* = 50 heures
CMP	150 €
CMC	300 €

B - Solution optimale

Il est facile de trouver les valeurs de *Cp1*, *Cp2*, *Tp1* et *Tp2* qui sont obtenues à partir des équations 2, 3 et 4 du tableau qui fournit les valeurs de *Cp* et *Tp* en fonction de la gamme des vitesses de coupe possibles (voir chapitre précédent). En utilisant l'algorithme de résolution du modèle développé, les

valeurs optimales des variables de décision ont été obtenues. Elles sont indiquées dans le tableau 6 ci-dessous.

Tableau 6 - La politique optimale obtenue.

PM_{av}* (Lots)	PM_{ap}* (Lots)	N_{av}*	Ds* (Heures)
41	36	28	2479

Ces résultats signifient que, pour assurer un profit maximum, nous devons commencer par les premiers paramètres de production "*haute vitesse*" (*400 m/min*) afin de produire des lots de "premier choix" pendant *Ds**=2479 heures. Ensuite, nous modifions les paramètres de production en adoptant une vitesse de coupe plus faible (*150 m/min*) pour produire des lots de "second choix" jusqu'à la fin de l'horizon de planification H. Quant à la maintenance, pendant la première phase de production, nous devons effectuer des actions de maintenance préventive MP après chaque 41 lots produits (*PMav**=41 lots). Durant cette première phase, nous allons devoir faire 28 actions de MP avant de switcher *switcher* à *la production des produits de "second choix" (Nav* = 28)*. Pendant la phase 2, les actions de maintenance préventive doivent être effectuées après la production de chaque 36 lots (*PMap**=36 lots). L'adoption de cette stratégie de maintenance intégrée à la production permet d'obtenir un profit maximal estimé à 278 *€/H.*

3.3 Etude de sensibilité

Nous avons étudié la sensibilité de la stratégie développée en variant certains paramètres d'entrée, tels que le *CMP* : coût d'une action de maintenance préventive, le *CUV1* : prix de vente des produits "de premier choix", le *CUV2* : prix de vente correspondant aux produits "de second choix", et enfin le paramètre de forme de *la loi Weibull* qui représente la distribution des défaillances du système de production.

A - Variation du coût des actions de MP

Nous modifions le coût unitaire des actions de maintenance préventive et nous déterminons les valeurs optimales correspondantes aux variables de décision Les résultats sont illustrés dans le tableau ci-dessous :

Tableau 7 - Obtention de stratégies optimales correspondant aux différents coûts des particules.

CMP	PM_{av}*	PM_{ap}*	N_{av}*
150	32	5	105
350	38	21	71
550	42	36	48

Il est intéressant de noter que l'augmentation du coût unitaire de l'action de MP « CMP » entraîne l'augmentation du nombre optimal de lots produits entre les actions de MP successives dans les deux phases de production. Etant donnée qu'il coûte plus cher d'effectuer une MP, la stratégie optimale encourage la réduction du nombre d'actions de MP sur l'horizon de production fini.

Le tableau 8 indique les sens de variation des variables de décision.

Tableau 8 - Les directions de variation des CMP ; PMav, PMap et Nav.

CMP	PM_{av}*	PM_{ap}*	N_{av}*
↑	↑	↑	↓

B - Variation des prix de vente

Le tableau 9 présente les résultats relatifs à la variation des prix de vente du produit de "premier choix" (*CUV1*) et du produit de "deuxième choix" (*CUV2*).

Tableau 9 - Résultats de l'étude de sensibilité en fonction de CUV1 et CUV2.

C_{UV1}	***Ds****	C_{UV2}	***Ds****
100	1944,00	100	8372,16
600	2391,12	900	3952,80
1200	5754,24	1300	2948,40

On peut remarquer que lorsque le prix de vente des produits de " premier choix" augmente, la date de switching Ds* augmente également. Ainsi, le décideur est encouragé à passer plus de temps à produire des produits de "premier choix" pour augmenter ses revenus. D'autre part, à mesure que le

prix de vente des produits de "second choix" augmente, la stratégie tend à réduire la durée de la phase 1 afin de produire plus de produits "second choix". Le tableau 10 illustre le sens de variation des variables de décision.

Tableau 10 - L'impact de la variation des CUV1 et CUV2 sur l'instant de commutation DS.

C_{UV1}	Ds^*	C_{UV2}	Ds^*
↑	↑	↑	↓

C - Variation du paramètre de forme de la loi Weibull

Tout d'abord, nous rappelons qu'il est bien connu que lorsque la vitesse du processus de dégradation d'un système dont le taux de défaillance suit une distribution de Weibull est plus importante, le paramètre de forme augmente. Le tableau 11 ci-dessous montre les résultats obtenus en faisant varier le paramètre de forme.

Tableau 11 - L'impact de la variation du paramètre de forme sur la stratégie intégrée optimale.

Paramètre de forme β	PM_{av}^*	PM_{ap}^*	N_{av}^*	Ds^*
2	41	36	28	2479,68
4	35	28	48	3628.80
6	32	5	118	8156.16

On rappelle que l'augmentation de la valeur du paramètre de forme signifie l'amplification de la dégradation du système. On remarque d'après les résultats obtenus dans le tableau 10 que l'augmentation du paramètre de forme entraine une diminution du nombre de lots à produire entre des actions de MP (*PMav** et *PMap**) dans les deux phases de production, par conséquent les périodes de maintenance préventive dans les deux phases. , Cela semble bien logique, vu qu'il est recommeté de faire plus d'actions de MP lorsque la dégradation du système augmente. Dans le même sens, on note que le nombre d'actions de MP à réaliser pendant la première phase de production diminue avec l'augmentation du paramètre de forme.

Le tableau 12 indique le sens de variation des variables de décision.

Tableau 22 - L'impact de la variation des paramètres de forme sur les variables de décision.

Paramètre de forme β	PM_{av}*	PM_{av}*	N_{av}*
↑	↓	↓	↑

D - Variation du coût de l'action de maintenance corrective

Dans cette section, nous varions le coût des actions de maintenance corrective pour évaluer l'évolution des variables de décision, les résultats obtenus sont illustrés dans le tableau ci-dessous :

Tableau 13 - Etude de sensibilité en fonction du coût unitaire de la CM (CMC).

CMC	PM_{av}*	PM_{ap}*	N_{av}*
100	36	23	66
250	29	21	108
300	23	18	120

On remarque que l'augmentation du coût de maintenance corrective entraîne la diminution du nombre de lots à produire entre des actions de MP (*PMav** et *PMap**) dans les deux phases de production. Comme il est plus coûteux d'effectuer les actions de maintenance corrective, la stratégie optimale encourage l'augmentation du nombre d'actions MP sur l'horizon de planification H.

Le tableau 14 illustre les variations des variables de décision en fonction du coût des actions de maintenance corrective.

Tableau 14 - L'impact du CMC sur les PMav, PMap et Nav.

CMC	PM_{av}*	PM_{ap}*	N_{av}*
↑	↓	↓	↑

3.2.7 – Synthèse

Ce chapitre porte essentiellement sur le développement d'une stratégie optimale de maintenance intégrée à la production pour une machine d'usinage, en particulier « la coupe ». Nous rappelons que nous nous sommes basés sur les modèles mathématiques développés dans le chapitre précédent, illustrant l'impact des paramètres de ce type de production (vitesse, angle…) sur la durée de production, sur la dégradation du système ainsi que sur la qualité du produit ont posé notre problème

en se basant sur ces résultats. En effet, nous avons supposé qu'on dispose d'un système de production qui effectue des opérations de coupes. La production peut être assurée par deux vitesses différentes. Une vitesse assure un produit de qualité supérieur noté « premier choix » et la deuxième assure la production d'un produit de qualité inférieur, notée « second choix ». Il est évident que chacune des deux vitesses impacte la durée de production et la dégradation du système, ce qui est illustré par les modèles mathématiques développés.

Pour faire face à l'évolution de la dégradation du système et réduire les pannes, une politique de Maintenance Préventive parfaite de type bloc avec réparation minimale à la panne est adoptée. La stratégie de production adoptée consiste à produire avec la vitesse qui assure la meilleure qualité (premier choix) et puis à une certaine date de « switching », noté « Ds », on change de vitesse pour assurer la production des produits de qualité inférieure (second choix). Un modèle de maximisation du profil moyen, intégrant les coûts de vente, de production et de maintenances est développé analytiquement. Un algorithme est proposé pour obtenir les variables de décision optimales ,à savoir, la date de switching (*Ds*), le nombre de lots produits entre chaque deux actions de MP successives avant et après la date de switching (*PMav) et (PMap*). Ainsi, une stratégie économique de maintenances intégrée à la production est établie en tenant compte de l'impact des paramètres d'usinage sur la dégradation du système, la durée de production ainsi que sur la qualité du produit fini.

3.4 Conclusion

À travers ce chapitre nous avons exposé les principes sur lesquels cette thèse est basée. Dans la première partie, nous avons présenté les stratégies de production qui sont fréquemment utilisés dans la littérature, ainsi que les différentes politiques de maintenances utilisées dans le domaine industriel. Des principaux travaux de recherche liés au couplage de la gestion de la maintenance, la production et la qualité ont été présentés, Enfin, nous avons décrit le positionnement scientifique et la motivation industrielle de cette thèse. Cet état de l'art a permis de distinguer les travaux cités afin de montrer un manque des études qui ont pris en considération le choix des conditions de coupe

dans les modèles d'optimisation qui couplent la production, la maintenance et la prise en compte des contraintes des qualités dans l'usinage à sec.

Dans la deuxième partie de ce chapitre, une nouvelle stratégie de maintenance intégrée a la production et qui pris en compte les contraintes de qualité liées à l'usinage à sec. Dans un premier temps un contexte technique lié à l'usinage est présenté afin de montrer une approche mécanique basée sur la loi de Taylor afin de déterminer le temps et les coûts de productions, l'objectif est d'utiliser les résultats obtenus par le modèle thermomécanique du chapitre 2 comme données relatives à la production, après nous avons présenté une description du problème traité dans ce chapitre.

Dans un second temps, nous avons présenté le modèle analytique de la nouvelle stratégie de maintenance. Rappelons que la solution optimale de notre modèle a pour but de maximiser une expression de profit moyen de production calculée selon deux phases de production séparées par une date de swtching 'Ds'. Un algorithme numérique d'optimisation est présenté pour illustrer les étapes de résolutions numériques, ce dernier est basé sur des données relatives à la production liés à la proche mécanique présenté dans la première section de la deuxième partie du chapitre, les données de maintenance, ainsi que l'horizon de planification de planification, Fig. 11.

Une étude de sensibilité a été faite pour montrer les différentes variations des coûts de MP, les prix de vente, les paramètres liés à la maintenance (paramètre de forme de loi de Weibull) et les coûts actions de maintenance corrective. Enfin, nous avons présenté une synthèse pour résumer les différentes étapes de notre étude.

Références bibliographiques

Agapiou J. S. (1992) The optimization of machining operations based on a combined criterion, part 1: The use of combined objectives in single-pass operations. *Journal of Engineering for Industry*. 114, 500-507.

Aghezzaf, E.-H. et Najid, N. M. (2008) Integrated production planning and preventive maintenance in deteriorating production systems. *Information Sciences*. 178(17), 3382−3392.

Aït-Kadi, D. et Chelbi, A. (2006) Inspection strategy for availability improvement. *IFAC Proceedings Volumes.* 39(3). 9−13.

Altintas, Y. (2012) Manufacturing Automation. *Cambridge University Press*.

Altiok, T., Shiue, G. A. (2000) Pull-type manufacturing systems with multiple product types. *Iie Transactions*. 32(2), 115−124.

Ayed, S., Sofiene, D. et Nidhal, R. (2012) Joint optimisation of maintenance and production policies considering random demand and variable production rate. *International Journal of Production Research*. 50(23), 6870−6885.

Bahria, N., Chelbi, A., Bouchriha, H., Dridi, I. H. (2019). Integrated production, statistical process control, and maintenance policy for unreliable manufacturing systems. *International Journal of Production Research*.57(8), 2548−2570.

Barlow, R. E., Marshall, A. W. (1965) Tables of bounds for distributions with monotone hazard rate. *Journal of the American Statistical Association*. 60(311), 872−890.

Barlow, R. E., Proschan, F. (1966) Inequalities for linear combinations of order statistics from restricted families. *The Annals of Mathematical Statistics*. 37(6), 1574−1592.

Barlow, R., Hunter, L. (1960) Optimum preventive maintenance policies. *Operations research.* 8(1), 90−100.

Beheshti-Fakher, H., Nourelfath, M., Gendreau, M. (2016) Joint planning of production and maintenance in a single machine deteriorating system. *IFAC-PapersOnLine*. 49(12), 745−750.

Ben-Daya, M. (1999) Integrated production maintenance and quality model for imperfect processes. *IIE transactions.* 31(6), 491−501.

Ben-Daya, M., Rahim, M. A. (2000) Effect of maintenance on the economic design of x-control chart. *European Journal of Operational Research*. 120(1),131−143.

Ben-Daya, M., Rahim, M. A. (2001) Integrated production, quality & maintenance models: an overview. *Integrated models in production planning, inventory, quality, and maintenance*. 3−28.

Ben-Daya, M., Duffuaa, S. O. (1995) Maintenance and quality: the missing link. *Journal of quality*

in maintenance engineering.

Blekhman, I. I. (2000) Vibrational mechanics: nonlinear dynamic effects, general approach, applications. *World Scientific*.

Bouslah, B. (2015) Conception conjointe des politiques de contrôle de production, de qualité et de maintenance des systèmes manufacturiers en dégradation. *École Polytechnique de Montréal.*

Britain, G. (1984) British standard glossary of maintenance management terms in terotechnology. *British Standards Institution*.

Buzacott, J. A., Yao, D. D. (1986) Flexible manufacturing systems: a review of analytical models. *Management science*, 32(7), 890−905.

Cárdenas-Barrón, L. E. (2008) Optimal manufacturing batch size with rework in a single-stage production system–a simple derivation. *Computers & Industrial Engineering*. 55(4), 758−765.

Chelbi, A., Rezg, N., Radhoui, M. (2008) Simultaneous determination of production lot size and preventive maintenance schedule for unreliable production system. *Journal of Quality in Maintenance Engineering*.

Cho, D. I., Parlar, M. (1991) A survey of maintenance models for multi-unit systems. *European journal of operational research*, 51(1), 1−23.

Chung, K.-J. (2011) The economic production quantity with rework process in supply chain management. *Computers & Mathematics with Applications*, 62(6), 2547−2550.

Dekker, R. (1996) Applications of maintenance optimization models: A review and analysis. *Reliability Engineering and System Safety*. 51(3), 229−240.

Dellagi, S., Chelbi, A., Trabelsi, W. (2017) Joint integrated production-maintenance policy with production plan smoothing through production rate control. *Journal of Manufacturing Systems.* 42, 262−270.

Dellagi, S., Rezg, N., Xie, X. (2007) Preventive maintenance of manufacturing systems under environmental constraints. *International Journal of Production Research.* 45(5), 1233−1254.

Finch, B. J., Gilbert, J. P. (1986) Developing maintenance craft labor efficiency through an integrated planning and control system: a prescriptive model. *Journal of Operations Management*. 6(3−4), 449−459.

Freiheit, T., Hu, S. J. (2002) Impact of machining parameters on machine reliability and system productivity. *J. Manuf. Sci. Eng.* 124(2), 296−304.

Gara S., Ben Amar M., Bouzid W., Lahbaieb M. (2006) Production Time And Cost In High Speed Face Turning. *Materials Technology* 21(3), 156-163.

G. Zwingelstein (1995) *Diagnostic des défaillances: théorie et pratique pour les systèmes*

industriels. Editions H. Editions Hermes.

Gertsbakh, I. B. (1977) Models of preventive maintenance.

Giard, V. (2003) Gestion de la production et des flux. *Economica Paris*.

Gouiaa-Mtibaa, A., Dellagi, S., Achour, Z., Erray, W. (2018). Integrated Maintenance-Quality policy with rework process under improved imperfect preventive maintenance. *Reliability Engineering & System Safety*. *173*, 1−11

Groenevelt, H., Pintelon, L. et Seidmann, A. (1992) Production lot sizing with machine breakdowns. *Management Science*, 38(1), p. 104−123.

Hajej, Z. (2010) Contribution au développement de politiques de maintenance intégrée avec prise en compte du droit de rétractation et du remanufacturing. *Université Paul Verlaine, Metz, France*.

Hajej, Z., Dellagi, S. (2014) Production/maintenance control of multiple-product manufacturing system. *2014 Second World Conference on Complex Systems (WCCS)*. IEEE, p. 304−310.

Héng, J. (2002) Pratique de la maintenance préventive: Mécanique-Pneumatique-Hydraulique-Electricité-Froid (éd. 2e édition). *J. Heng, Éd.) Dunod*.

Jang, Y. J. (2007) Mathematical modeling and analysis of flexible production lines. Massachusetts Institute of Technology.

Kader, B., Sofiene, D., Nidhal, R., Walid, E. (2013). Jointly optimal preventive maintenance under spare parts order strategy. *IFAC Proceedings Volumes*. *46*(9), 1376−1380.

Krieg, G. N., Kuhn, H. (2004) Analysis of multi-product kanban systems with state-dependent setups and lost sales. *Annals of Operations Research*. 125(1), 141−166.

Lee, H. H. (2005) A cost/benefit model for investments in inventory and preventive maintenance in an imperfect production system. *Computers and Industrial Engineering*. 48(1 SPEC. ISS.), 55−68.

Linderman, K., McKone-Sweet, K. E. et Anderson, J. C. (2005) An integrated systems approach to process control and maintenance. *European Journal of Operational Research*. 164(2),324−340.

Lo, S.-T., Wee, H.-M. et Huang, W.-C. (2007) WITHDRAWN: An integrated production-inventory model with imperfect production processes and Weibull distribution deterioration under inflation. *International Journal of Production Economics*. 106(2), 493−505.

McCall, J. J. (1965) Maintenance policies for stochastically failing equipment: a survey. *Management science*. 11(5),493−524.

Mifdal, L., Hajej, Z. et Dellagi, S. (2015) Joint optimization approach of maintenance and

production planning for a multiple-product manufacturing system. *Mathematical Problems in Engineering*, 2015.

Moufki, A., Devillez, A., Segreti, M., Dudzinski, D. (2006). A semi-analytical model of non-linear vibrations in orthogonal cutting and experimental validation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. *46*(3−4), 436−449

Mtibaa, A. (2017) Développement de nouvelles politiques de maintenance intégrée à la qualité en tenant compte de diverses contraintes opérationnelles. *Université Paul Verlaine, Metz, France*.

Nakagawa, T. (1986) Periodic and sequential preventive maintenance policies. *Journal of Applied probability*. 536−542.

Ollila, A., Malmipuro, M. (1999) Maintenance has a role in quality. *The TQM magazine*.

Pierskalla, W. P., Voelker, J. A. (1976) A survey of maintenance models: The control and surveillance of deteriorating systems. *Naval Research Logistics Quarterly*. 23(3),353−388.

Radhoui, M., Rezg, N., Chelbi, A. (2010) Integrated maintenance and control policy based on quality control. *Computers & Industrial Engineering*. 58(3),443−451.

Rahim, M. A., Ben-Daya, M. (2001) Joint determination of production quantity, inspection schedule, and quality control for an imperfect process with deteriorating products. *Journal of the Operational Research Society*. 52(12), 1370−1378.

Rezg, N., Xie, X., Mati, Y. (2004) Joint optimization of preventive maintenance and inventory control in a production line using simulation. *International Journal of Production Research.* 42(10), 2029−2046.

Roger, B., P., Muhlemann. A., H.R., Price. D., Andrew, P.,A., Sharp. J. (2000) Manufacturing operations and strategic flexibility:survey and cases. *International Journal of Operations & Production Management*. 20(1), 7−30

Rosenblatt, M. J., Lee, H. L. (1986) Economic production cycles with imperfect production processes. *IIE transactions*. 18(1), 48−55.

Sarkar, B., Cárdenas-Barrón, L. E., Sarkar, M., Singgih, M. L. (2014). An economic production quantity model with random defective rate, rework process and backorders for a single stage production system. *Journal of Manufacturing Systems*. *33*(3), 423−435

Sarker, B. R., Jamal, A. M. M., Mondal, S. (2008) Optimal batch sizing in a multi-stage production system with rework consideration. *European Journal of Operational Research*. 184(3), p. 915−929.

Sassine, C. (1998) Intégration des politiques de maintenance dans les systèmes de production

manufacturiers. *Grenoble INPG*.

Sherif, Y. S., Smith, M. L. (1981) Optimal maintenance models for systems subject to failure–A Review. *Naval Research Logistics Quarterly*. 28(1), 47−74.

Taylor F. W. (1907) The Art of Cutting Metals. *Scientific American.*

Wang, S. (2013) Integrated model of production planning and imperfect preventive maintenance policy for single machine system. *International Journal of Operational Research*. 18(2), 140−156.

Zied, H., Sofiene, D., Nidhal, R. (2011) Optimal integrated maintenance/production policy for randomly failing systems with variable failure rate. *International Journal of Production Research*. 49(19),5695−5712.

Chapitre 4

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Dans ce mémoire, nous avons proposé deux modèles analytiques. Le premier concerne la modélisation des vibrations en coupe oblique. Le deuxième modèle correspond au développement et à l'optimisation d'une stratégie de maintenance intégrée à la production tout en tenant compte de l'impact des conditions d'usinage sur la dégradation du système d'usinage, les durées et les coûts de production ainsi que la qualité du produit fini. Le plan optimal de maintenance intégrée à la production est obtenu par le biais de maximisation d'une fonction profil intégrant les coûts de ventes du produit fini ainsi que les coûts de maintenance et de production.

Par rapport aux travaux de la littérature, le modèle de coupe oblique avec vibration représente une nouvelle approche thermomécanique qui prend compte le couplage entre les vibrations de l'outil et le processus de formation du copeau. Le système vibratoire outil-porte outil est assimilé à un système à un seul degré de liberté dans la direction d'avance. Dans cette première approche, on prend en compte l'interaction entre les oscillations de l'outil et les mécanismes de coupe suivants : l'écoulement thermomécanique de matière dans la zone primaire de cisaillement (ZPC) et le frottement à l'interface outil-copeau où le coefficient de frottement dépend de la vitesse du copeau par rapport à l'outil qui oscille. En effet, les vitesses d'une particule de matière, par rapport à l'outil qui vibre, à l'entrée et à la sortie de la ZPC changent en fonction du temps. Ceci se traduit par le fait que le cisaillement primaire et la vitesse du copeau par rapport à l'outil dépendent des oscillations de l'outil de coupe. L'écoulement thermomécanique de matière dans la ZPC change donc en fonction du temps à travers les paramètres suivants qui dépendent des vibrations de l'outil : l'angle de coupe normal, l'angle de cisaillement normal, l'angle qui caractérise la direction de cisaillement, l'angle d'écoulement du copeau et le frottement à l'interface outil-copeau. L'effet régénératif,

résultant de la variation de l'épaisseur du copeau non déformé entre deux passes successives, et les sorties de l'outil de la zone de coupe ont également été pris en compte. Dans ce travail, nous avons montré que le couplage entre la formation du copeau en coupe oblique et les vibrations de l'outil se fait à travers l'angle $\delta_n(t)$, mesuré dans le plan normal à l'arête de coupe, entre la direction instantanée de coupe (vitesse de la matière par rapport à l'outil) et la direction de coupe dans le cas où l'outil ne vibre pas, voir Chapitre 2 – Fig. 17.

L'équation différentielle non linéaire gouvernant les oscillations de l'outil en fonction du temps a été résolue d'une manière discrète en utilisant le schéma explicite de Runge-Kutta d'ordre 4. Le temps d'usinage est discrétisé en plusieurs instants $t_i = i\,\Delta t$ (Δt est le pas de temps, suffisamment petit, pour assurer la stabilité du schéma numérique.). Dans les simulations réalisées, la valeur de Δt est toujours inférieur au centième de la période propre du système vibratoire. Afin de prendre en compte l'effet de ces oscillations sur le processus de formation du copeau, l'évolution dans le temps de l'écoulement de matière dans la ZPC a été traitée d'une manière discrète. A partir d'une approche unidimensionnelle, l'ensemble des équations gouvernant le problème thermomécanique dans la ZPC a été résolu pour chaque intervalle de temps $t_i - \Delta t \le t \le t_i$ en négligeant la variation de $\delta_n(t)$ pour $t_i - \Delta t \le t \le t_i$. Cette approximation se justifie par le fait que Δt est suffisamment faible pour que dans l'intervalle $t_i - \Delta t \le t \le t_i$, la variation de $\delta_n(t)$ reste négligeable. Ceci a permis de prendre en compte, d'une manière simplifiée, l'évolution dans le temps de l'écoulement de matière dans la ZPC due aux vibrations de l'outil.

Pour disposer d'un outil de simulation qui permet d'analyser rapidement les effets des conditions de coupe, nous avons mis en place un algorithme de résolution, en quatre étapes, qui permet de réduire le temps de calcul. Les résultats du modèle, à travers des études paramétriques, ont montré comment les vibrations de l'outil affectent la qualité de la surface générée ainsi que différents mécanismes : (i) l'écoulement thermomécanique de matière dans la zone primaire de cisaillement,

(ii) la direction d'écoulement du copeau le long de la face de coupe de l'outil et (iii) les conditions de frottement à l'interface outil-copeau. On peut noter que le modèle proposé peut être appliqué à l'étude des vibrations dans les procédés industriels comme le fraisage de surfaces complexe (fraisage 5 axes) où les conditions de coupe peuvent varier tout le long de l'opération d'usinage. Pour ce faire, la partie engagée de l'arête de coupe de l'outil peut être discrétisée en un ensemble d'arêtes élémentaires où l'interaction outil-matière correspond à une opération de coupe oblique. Le modèle permet également d'analyser la stabilité de la coupe dans le cas où les conditions de coupe resettent fixes durant l'opération d'usinage.

Concernant les perspectives pour le modèle de coupe, on peut citer :

- La prise en compte de l'effet amortissant résultant du contact en dépouille de l'outil avec la surface générée
- L'introduction des effets des conditions de coupe sur l'épaisseur de la bande primaire de cisaillement
- Modéliser l'effet des vibrations sur la température à l'interface outil-copeau et sur l'échauffement de l'outil qui affectent respectivement le frottement outil-copeau et l'usure de l'outil
- Généraliser la loi de frottement via la loi de frottement fonction de la température moyenne à l'interface outil-copeau de Moufki et al. (1998)
- Considérer un système à deux degrés de libertés suivants les directions de la vitesse de coupe et d'avance
- Appliquer le modèle aux opérations de fraisage comme le fraisage de périphérique

Dans ce travail de thèse, nous avons également proposer, dans le troisième chapitre, une approche analytique qui prend en compte le couplage entre : (i) l'opération d'usinage et (ii) la partie «

optimisation simultanée des coûts de production et de maintenance ». Ce couplage se fait à travers la prise en compte de l'effet des conditions de coupe sur l'état de la surface généré et sur l'usure de l'outil de coupe. Dans le modèle proposé, l'usure est prise en compte via la loi empirique de Taylor et l'état de la surface usinée est prédite à travers une nouvelle modélisation des vibrations en coupe oblique.

Le deuxième modèle concerne une stratégie de maintenance intégrée à la production tenant compte de la qualité du produit fini. Le système de production adopté est celui de l''usinage à sec fabriquant un seul type de produit avec deux niveaux de qualité appelés respectivement "produits de premier choix" et "produits de second choix", ayant des prix de vente différents. Dans un premier temps on a posé les relations entre les conditions d'usinage (via la vitesse de coupe) et les conséquences sur des aspects opérationnelles et économiques liées à la productivité telles que la durée et le coût de production, la dégradation du système de production, et la qualité des produits fini. Ces relations nous ont permis de développer une stratégie optimale de maintenance intégrée à la production tenant compte de la qualité du produit fini. Le système de production est composé d'une machine-outil à commande numérique qui fabrique un seul type de produit commandé par lots. En fonction des paramètres de production (principalement la vitesse de coupe), le système de production peut produire sur un horizon fini H, deux niveaux de qualité de produit appelés respectivement "premier choix" et "deuxième choix". Il est évident que le fait d'avoir deux vitesses de coupe différentes donne deux temps de traitement différents, notés, Proc1 et Proc2 représentant respectivement la durée nécessaire pour produire un lot de produits "de premier choix" et un lot de produits "de second choix". Ces temps de traitement sont estimés en fonction des paramètres d'usinage, essentiellement en fonction de la vitesse de coupe. Cette dernière a un impact direct sur la dégradation du système de production. En effet l'impact de la cadence de production sur la dégradation est pris en compte dans le modèle.

Sachant qu'on suppose que le système de production possède un taux de défaillance croissant, une stratégie de maintenance préventive de type bloc avec réparation minimale à la panne est appliquée afin de réduire la fréquence des pannes. Le plan de maintenances consiste à effectuer une action de maintenance préventive après la production de N lots pour remettre le système dans un état aussi bon que neuf « as good as new ». Si une défaillance survient entre deux actions de maintenance préventive "PM" successives, une réparation minimale est entreprise pour remettre le système en état de fonctionnement sans agir sur l'évolution du taux de défaillance.

Dans l'horizon temporel de production finie "H", nous considérons deux phases. Dans la première phase, nous adoptons les paramètres de production (vitesse de coupe) qui garantissent la meilleure qualité du produit de sortie ("premier choix"). Ensuite, à un certain instant "Ds" (date de switchning), nous entamons une seconde phase pour produire un produit encore acceptable mais de qualité inférieure ("second choix") en réduisant la vitesse de coupe. Il est évident que les produits de second choix coûtent moins cher à produire et qu'ils sont vendus à un prix inférieur à celui des produits de "premier choix". Nous partons du principe que tous les produits fabriqués sont vendus. On rappelle que les paramètres de production dans les deux phases engendrent un impact direct sur la dégradation du système cde production. L'objectif consiste donc à établir une stratégie économique de maintenance intégrée à la production. Plus précisément on cherche à déterminer simultanément, la date de switchning «Ds» (l'instant de passage de la production du premier choix vers le deuxième choix) et les nombres d'actions PM (Nav* et Nap*) à effectuer pour chacune des deux phases de production. Le nombre d'action de PM est illustré par le nombre de lot à produire entre deux actions de PM successives. Ces variables de décision optimales (Ds*, PMav*, PMap*) sont obtenues par le biais de maximisation d'une fonction objective bénéfice intégrant les coûts de vente, de production et de maintenance. Cette fonction objective est exprimée par un modèle analytique, développé dans le troisième chapitre, tout en tenant compte de l'impact des paramètres

d’usinage sur la qualité du produit fini, la productivité ainsi que sur la dégradation du système de production.

Concernant les perspectives pour cette partie de la thèse, on peut envisager les améliorations suivantes :

- Les coûts de maintenance ont été supposés constants le long de l’horizon de production. Si on considère un horizon assez long, il est clair que les coûts de maintenance préventive ou corrective évoluent selon les pièces de rechanges, main d’œuvre et autres. Par conséquent, tenir compte de l’évolution des coûts d’action de maintenance préventive peut aboutir à une stratégie de maintenance intégrée à la production différente que celles obtenus dans notre étude.
- Les politiques de maintenance ont été supposées parfaites. En littérature, il existe des politiques de maintenance imparfaites qui sont plus réalistes au niveau industriel. La prise en compte de ces politiques peut aboutir à de nouvelles stratégies de maintenance intégrée à la production plus économiques et surtout plus réalistes.
- Concernant la partie qualité, on a considéré dans cette thèse qu’on a des produits de premier et de second choix avec des prix de vente différents. Cependant il y a la possibilité de considérer des opérations de retouche pour améliorer la qualité des produits de second choix. La prise en compte de ces opérations peut aboutir à de nouvelles stratégies plus économiques.

Annexe1 :

V (m/min)	Cp/Cp0	Tp/Tu0	V (m/min)	Cp/Cp0	Tp/Tu0	V (m/min)	Cp/Cp0	Tp/Tu0
5	1,2048	1,2060	**140**	1,0089	1,0063	**275**	1,1180	1,0929
10	1,0937	1,0948	**145**	1,0107	1,0076	**280**	1,1250	1,0985
15	1,0566	1,0577	**150**	1,0125	1,0090	**285**	1,1323	1,1042
20	1,0382	1,0392	**155**	1,0145	1,0106	**290**	1,1398	1,1102
25	1,0271	1,0281	**160**	1,0167	1,0123	**295**	1,1475	1,1164
30	1,0198	1,0208	**165**	1,0191	1,0141	**300**	1,1555	1,1228
35	1,0146	1,0156	**170**	1,0216	1,0161	**305**	1,1638	1,1294
40	1,0108	1,0117	**175**	1,0242	1,0182	**310**	1,1723	1,1363
45	1,0079	1,0088	**180**	1,0271	1,0204	**315**	1,1811	1,1433
50	1,0057	1,0065	**185**	1,0301	1,0228	**320**	1,1902	1,1506
55	1,0040	1,0047	**190**	1,0333	1,0253	**325**	1,1996	1,1581
60	1,0026	1,0033	**195**	1,0366	1,0280	**330**	1,2092	1,1658
65	1,0016	1,0022	**200**	1,0402	1,0308	**335**	1,2192	1,1737
70	1,0009	1,0014	**205**	1,0439	1,0338	**340**	1,2294	1,1819
75	1,0004	1,0008	**210**	1,0479	1,0369	**345**	1,2399	1,1903
80	1,0001	1,0004	**215**	1,0520	1,0402	**350**	1,2507	1,1989
85	0,9999	1,0001	**220**	1,0563	1,0436	**355**	1,2618	1,2078
90	1,0000	1,0000	**225**	1,0608	1,0472	**360**	1,2732	1,2170
95	1,0002	1,0000	**230**	1,0656	1,0510	**365**	1,2850	1,2263
100	1,0006	1,0002	**235**	1,0705	1,0549	**370**	1,2970	1,2360
105	1,0011	1,0005	**240**	1,0757	1,0590	**375**	1,3093	1,2458
110	1,0018	1,0010	**245**	1,0810	1,0633	**380**	1,3220	1,2560
115	1,0026	1,0016	**250**	1,0866	1,0678	**385**	1,3350	1,2664
120	1,0036	1,0023	**255**	1,0924	1,0724	**390**	1,3483	1,2771
125	1,0047	1,0031	**260**	1,0985	1,0773	**395**	1,3620	1,2880
130	1,0060	1,0040	**265**	1,1048	1,0823	**400**	1,3760	1,2992
135	1,0074	1,0051	**270**	1,1113	1,0875			

Annexe 2 : Production Scientifique dans le cadre de cette thèse

Revues internationales à comité de lecture

Kibbou, E. M., Dellagi, S., Majdouline, I., & Moufki, A. (2019) Prediction of surface quality based on the non-linear vibrations in orthogonal cutting process: Time domain modeling. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, *3*(3).

Majdouline, I., Dellagi, S., Mifdal, L., Kibbou, E. M., & Moufki, A. (2021) Integrated production-maintenance strategy considering quality constraints in dry machining. *International Journal of Production Research*, 1-15.

Communications dans des conférences internationales

Kibbou, E. M., Dellagi, S., Majdouline, I., & Moufki, A. (2019) Influence des vibrations non-lineaires sur l'etat des surfaces en usinage a sec : MODELE ANALYTIQUE. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, *3*(3).

Majdouline, I., Dellagi, S., Mifdal, L., Kibbou, E. M., & Moufki, A. (2019). Optimisation des coûts de production en usinage. Couplage entre un modèle analytique de coupe et une stratégie de maintenance. *Conférence Internationale sur la Mécanique des Matériaux et des Structures MSM 2019* .

Contribution à la Modélisation Thermomécanique des Vibrations en Coupe Oblique et à l'Etablissement d'un Plan Optimal de Maintenance Intégré à la Production tenant compte des Conditions d'Usinage

Résumé : Dans cette étude, on s'intéresse à un système de production par usinage qui est l'un des procédés de fabrications les plus adoptés par les différentes industries mécaniques (automobile, aéronautique, ferroviaire…). L'objectif de cette thèse pluridisciplinaire (Mécanique et Génie Industriel) est double : (1) le développement d'un nouveau modèle thermomécanique de la coupe oblique, avec vibration, en usinage à sec et (2) la maximisation du profit afin d'établir conjointement une stratégie de production et un plan de maintenance préventive. Le couplage entre l'opération d'usinage et la partie « optimisation simultanée des coûts de production et de maintenance » se fait à travers la prise en compte de l'effet des conditions de coupe sur l'état de la surface généré et sur l'usure de l'outil de coupe. Dans l'approche proposée, l'usure est prise en compte via la loi empirique de Taylor et l'état de la surface usinée est prédite à travers une nouvelle modélisation des vibrations en coupe oblique.

Le premier objectif de la thèse concerne le développement d'une nouvelle modélisation thermomécanique de la coupe oblique avec vibration. Dans ce modèle analytique de coupe, le système vibratoire outil-porte outil est assimilé à un système à un seul degré de liberté dans la direction d'avance. On prend en compte le couplage entre les oscillations de l'outil, le processus thermomécanique de formation du copeau ainsi que l'effet régénératif. Ce dernier résulte de la variation de la quantité de matière à usiner entre deux passes successives. Les sorties de l'outil de la zone de coupe en fonction des conditions de coupe sont également considérées. Le couplage entre l'ensemble de ces mécanismes rend le problème à résoudre fortement non linéaire. Un algorithme de résolution permettant de réduire le temps de calcul a été mis en place. Le deuxième objectif de la thèse est réalisé par le biais du développement d'un modèle analytique. Dans ce modèle, le profit à maximiser, intègre les revenus de vente du produit fini, les coûts de production et de maintenance tout en considérant l'impact des conditions d'usinage sur les coûts de production, la qualité des pièces usinées ainsi que la dégradation du système de production. On prend donc en compte d'une manière simultanée l'impact des conditions d'usinage sur trois aspects fondamentaux pour la partie « optimisation simultanée des coûts de production et de maintenance ». Le premier concerne l'impact des conditions d'usinage sur la durée et les coûts de production. Le deuxième concerne l'impact sur la dégradation du système d'usinage et par conséquent sur le plan de maintenance optimal à adopter. Le troisième concerne l'impact sur la qualité du produit fini qui affecte directement les coûts de vente et plus précisément les coûts de reviens. Ces interactions sont prises en considération par le biais du développement d'un modèle analytique afin d'établir un plan optimal de maintenance intégrée à la production pour le système d'usinage.

Mots-clés : **Modélisations Analytiques, Usinage, Vibrations, Thermomécanique, Productivité, Stratégie de Maintenance, Profit, Optimisation**

Contribution to the Thermomechanical Modeling of Vibrations in Oblique Cutting and to the Establishment of an Optimal Integrated Maintenance Plan in Production taking into account the Machining Conditions

Abstract : In this study, we are interested in a machining production system which is one of the manufacturing processes most adopted by the various mechanical industries (automotive, aviation…etc.). The objective of this multidisciplinary thesis (Mechanics and Industrial Engineering) is double: (1) the development of a new thermomechanical model of oblique cutting in dry machining and (2) the maximization of profit in order to establish a strategy production and a preventive maintenance plan. The coupling between the machining operation and the part "simultaneous optimization of production and maintenance costs" is done by considering the effect of cutting conditions on the generated surface quality and on the tool wear. In the proposed approach, wear is taken into account through Taylor's empirical law and the machined surface quality is predicted via a new model of vibrations in oblique cutting.

The first objective of this work concerns the development of a new thermomechanical model of the oblique cutting with vibration. In this analytical cutting model, the vibratory system is assimilated to a system with a single degree of freedom in the tool feed direction. We take into account the coupling between tool oscillations, the thermomechanical process of chip formation as well as the regenerative effect. The latter results from the variation in the material quantity to be machined between two successive passes. The coupling between all of these mechanisms makes the problem to be solved strongly nonlinear. A resolution algorithm making it possible to reduce the computation time has been implemented.

The second objective of the thesis is achieved through the development of an analytical model where the optimization consists in maximizing a profit integrating selling price of finished product, production and maintenance costs. We note the originality of this part consists in considering the impact of the machining conditions, especially the cutting speed, on the production durations and costs, the quality of the machined parts as well as the degradation of the production system. The impact of machining conditions on three fundamental aspects is therefore considered simultaneously for the "simultaneous optimization of production and maintenance costs" part. The first concerns the impact of machining conditions on production time and costs. The second concerns the impact on the degradation of the machining system and therefore on the optimal maintenance plan to be adopted. The third concerns the impact on the quality of the output product which directly affects the selling costs and more specifically the total profit. These interactions are taken into account through the development of an analytical model to establish an optimal integrated production maintenance plan for the machining system, illustrated by the optimal switching date for changing cutting speed and the optimal numbers of batches to produce before every preventive maintenance action for every production phase. Every production phase is characterized by a cutting speed.

Keywords : Analytical Modeling, Machining, Vibrations, Thermomechanical process, Productivity, Maintenance Strategy, Profit, Optimization