



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>

Ecole Doctorale N° 409 : ENERGIE MECANIQUE MATERIAUX

THESE COTUTELLE POUR OBTENIR LE GRADE DE
DOCTEUR DE L'UNIVERSITE MOHAMED PREMIER – FACULTE DES SCIENCES
ET
DE L'UNIVERSITE DE LORRAINE – GIP-InSIC

Présentée par
Monsieur **ATLATI Samir**

Spécialité : **Mécanique & Energétique**

DÉVELOPPEMENT D'UNE NOUVELLE APPROCHE HYBRIDE POUR LA
MODÉLISATION DES ÉCHANGES THERMIQUES À L'INTERFACE OUTIL-COPEAU :
APPLICATION À L'USINAGE DE L'ALLIAGE D'ALUMINIUM AÉRONAUTIQUE
AA2024-T351

Directeur de thèse (France) : **Mohammed NOUARI**
Directeur de thèse (Maroc) : **Mohammed ZENASNI**
Co-encadrant de thèse (France) : **Badis HADDAG**

Thèse présentée et soutenue à Oujda le 11 juillet 2012 devant le jury composé de :

A. ZEGHLOUL	Professeur, Université de Lorraine/ Université internationale de Rabat	Président
O. OUSSOUADDI	Professeur, Université de Meknès	Rapporteur
A. GAVRUS	Maitre de Conférences et HDR, INSA Rennes	Rapporteur
M. EL HAMMOUTI	Professeur, Doyen de la faculté pluridisciplinaire de Nador	Examineur
A. KUSIAK	Maitre de Conférences, ENSAM Bordeaux	Examineur
B. HADDAG	Enseignant-Chercheur, GIP-InSIC/LEMETA, Saint Dié des Vosges	Examineur
M. NOUARI	Professeur, Directeur de recherche du GIP-InSIC/LEMETA, ENSMN, Nancy	Examineur
M. ZENASNI	Professeur, Ecole Nationale des Sciences Appliquées d'Oujda	Examineur

LEMETA CNRS-UMR 7563

GIP-InSIC – 27, rue d'Hellieule -88100 Saint-Dié des Vosges



Ecole Doctorale N° 409 : ENERGIE MECANIQUE MATERIAUX

THESE COTUTELLE POUR OBTENIR LE GRADE DE
DOCTEUR DE L'UNIVERSITE MOHAMED PREMIER – FACULTE DES SCIENCES
ET
DE L'UNIVERSITE DE LORRAINE – GIP-InSIC

Présentée par
Monsieur **ATLATI Samir**

Spécialité : **Mécanique & Energétique**

DÉVELOPPEMENT D'UNE NOUVELLE APPROCHE HYBRIDE POUR LA
MODÉLISATION DES ÉCHANGES THERMIQUES À L'INTERFACE OUTIL-COPEAU :
APPLICATION À L'USINAGE DE L'ALLIAGE D'ALUMINIUM AÉRONAUTIQUE
AA2024-T351

Directeur de thèse (France) : **Mohammed NOUARI**
Directeur de thèse (Maroc) : **Mohammed ZENASNI**
Co-encadrant de thèse (France) : **Badis HADDAG**

Thèse présentée et soutenue à Oujda le 11 juillet 2012 devant le jury composé de :

A. ZEGHLOUL	Professeur, Université de Lorraine/ Université internationale de Rabat	Président
O. OUSSOUADDI	Professeur, Université de Meknès	Rapporteur
A. GAVRUS	Maitre de Conférences et HDR, INSA Rennes	Rapporteur
M. EL HAMMOUTI	Professeur, Doyen de la faculté pluridisciplinaire de Nador	Examineur
A. KUSIAK	Maitre de Conférences, ENSAM Bordeaux	Examineur
B. HADDAG	Enseignant-Chercheur, GIP-InSIC/LEMMA, Saint Dié des Vosges	Examineur
M. NOUARI	Professeur, Directeur de recherche du GIP-InSIC/LEMMA, ENSMN, Nancy	Examineur
M. ZENASNI	Professeur, Ecole Nationale des Sciences Appliquées d'Oujda	Examineur

LEMMA CNRS-UMR 7563

GIP-InSIC – 27, rue d'Hellieule -88100 Saint-Dié des Vosges



Remerciement

Ce travail a été réalisé au sein de l'Equipe de Mécanique et Calcul Scientifique 'EMCS' de l'Ecole Nationale des Sciences Appliquées d'Oujda 'ENSAO' et au Laboratoire d'Energétique et de Mécanique Théorique et Appliquée (LEMETA), Equipe de Recherche en Mécanique et Plasturgie (ERMeP) de l'Institut Supérieur d'Ingénierie et de la Conception 'InSIC', de Saint Dié des Vosges-France. Il rentre dans le cadre d'une convention de cotutelle internationale entre l'Université Mohammed Premier et l'Université de Lorraine, France.

Ma gratitude et ma profonde reconnaissance s'adressent au professeur M. Zenasni directeur de l'EMCS et M. Nouari directeur de recherche du GIP-InSIC, pour la confiance et le soutien qu'ils m'ont apportés en me permettant de réaliser ces travaux et pour leur disponibilité et générosité exceptionnelles.

Je tiens à remercier également Monsieur Badis Haddag, Enseignant-Chercheur du GIP-InSIC/LEMETA, Saint Dié des Vosges-France, Co-encadrant de ma thèse pour son précieux soutien et son amitié qui m'ont été accordées durant mon séjour à l'InSIC. Je n'oublierai pas ses qualités humaines, sa rigueur scientifique et l'impact qu'elles ont pu avoir sur l'ensemble de mon travail.

Je remercie sincèrement Monsieur Abderrahim Zegloul, professeur à l'Université de Lorraine-France/ Université internationale de Rabat qui m'a fait l'honneur de présider le jury de thèse.

Mes remerciements les plus vifs à Messieurs Adinel Gavrus, maitre de conférences à l'INSA de Rennes-France, Omar Oussouaddi, professeur à l'Université de Meknès-Maroc, qui m'ont fait l'honneur de se charger de la lourde tâche de rapporteurs.

Je tiens à remercier également Monsieur Andrzej Kusiak, maitre de conférences à l'ENSAM de Bordeaux-France et Mimoun El Hammouti, professeur, Doyen de la faculté pluridisciplinaire de Nador-Maroc, qui m'ont fait l'honneur d'examiner mon travail et participer au jury de thèse.

J'adresse également mes sincères remerciements à tous les membres de l'InSIC-France et l'ENSAO-Maroc pour leur soutien, leur enthousiasme et pour tous les moments agréables passés ensemble. Je tiens à remercier tous ceux qui m'ont soutenu et aidé au quotidien.

Enfin, je remercie chaleureusement toute ma famille et particulièrement mes parents pour leur soutien et leurs encouragements.

Table des matières

Remerciement	3
Table des matières.....	1
Liste des figures	5
Liste des tableaux	9
Introduction générale	11
Chapitre1	15
Etude bibliographique : Usinage des matériaux métalliques	15
1.1. Introduction	17
1.2. Généralités sur le procédé d'usinage et le processus de formation des copeaux ...	17
1.2.1. Généralités	17
1.2.2. Usinage des alliages d'aluminium aéronautiques : AA2024-T351.....	20
1.2.3. Processus de formation de copeaux	23
1.2.4. Définition des zones de cisaillements gouvernant la formation des copeaux et l'intégrité des surfaces usinées	24
1.2.5. Morphologie des copeaux.....	25
1.2.6. Mécanismes physiques régissant la formation du copeau	28
1.3. Dispositifs expérimentaux mis en place pour l'analyse de la formation du copeau et mesure des paramètres d'usinage	29
1.3.1. Dispositifs de coupe orthogonale	29
1.3.2. Dispositif du canon à gaz : coupe par impact	30
1.3.3. Instrumentation de l'essai de coupe et mesure des paramètres d'usinage....	32
1.4. Modélisation du procédé d'usinage et simulation de la formation de copeau	37
1.4.1. Modélisation analytique de l'usinage	39
1.4.2. Simulation numérique de l'usinage	40
1.4.3. Modèles numériques de la coupe.....	42
1.4.4. Lois de comportement de l'outil et du matériau usiné	44
1.4.5. Lois de contact/frottement outil-copeau.....	46
1.5. Conclusion	51

Chapitre 2	53
Modélisation de l'usinage de l'alliage d'aluminium AA2024-T351	53
2.1. Introduction	55
2.2. Description des essais expérimentaux de la coupe orthogonale	56
2.2.1. Essais de rabotage – Effet de l'angle de coupe et de l'avance sur la morphologie des copeaux	56
2.2.2. Essais de tournage – Effet de la vitesse de coupe	59
2.3. Modélisation du processus d'usinage	61
2.3.1. Equations d'équilibre	62
2.3.2. Comportement du matériau usiné et de l'outil de coupe	62
2.3.3. Comportement de l'interface outil-pièce	68
2.4. Etude préliminaire sur l'influence des paramètres numériques sur la formation du copeau	71
2.4.1. Description du modèle	72
2.4.2. Formulation Eléments Finis.....	74
2.4.3. Morphologie des copeaux.....	76
2.4.4. Grandeurs thermomécaniques	77
2.4.5. Temps de calcul ou CPU	80
2.4.6. Discussion sur les paramètres de la MEF.....	80
2.5. Analyse du processus de la coupe	81
2.5.1. Description du modèle	83
2.5.2. Analyse des paramètres critiques d'endommagement.....	84
2.5.3. Analyse de la morphologie des copeaux.....	85
2.5.4. Température à l'interface outil-copeau	86
2.5.5. Effort de coupe et longueur de contact.....	87
2.5.6. Analyse de la segmentation des copeaux	90
2.5.7. Corrélation segmentation des copeaux/efforts de coupe.....	96
2.5.8. Effet du coefficient de frottement sur la segmentation	99
2.6. Conclusion	102
Chapitre 3	103
Echange thermique à l'interface outil-pièce – proposition et identification d'une loi de partage de la chaleur	103
3.1. Introduction	105
3.2. Estimation du flux de chaleur transmis dans l'outil	107

3.3. Bilan thermique pour l'identification du partage de la chaleur à l'interface outil-pièce.....	110
3.3.1. Chaleur générée par frottement à l'interface outil-pièce	110
3.3.2. Chaleur générée par la déformation plastique dans la pièce	111
3.3.3. Bilan thermique total à l'interface outil-pièce	111
3.4. Identification d'une loi d'échange thermique à l'interface outil-copeau	112
3.4.1. Procédure d'identification	112
3.4.2. Modèle EF pour l'estimation du flux thermique.....	116
3.5. Proposition d'une loi d'évolution du coefficient de partage de la chaleur.....	116
3.5.1. Influence du coefficient de partage de la chaleur sur la température de coupe et le flux thermique transmis dans l'outil	117
3.5.2. Influence du coefficient de transfert de la chaleur sur la température de coupe et le flux thermique transmis dans l'outil	118
3.5.3. Coefficient de partage identifié pour chaque vitesse de coupe	119
3.5.4. Lois d'évolution du coefficient de partage proposées.....	122
3.5.5. Paramètres identifiés de la loi d'évolution du coefficient de partage.....	123
3.5.6. Validation des lois proposées en se basant sur les flux expérimentaux.....	124
3.6. Conclusion	127
Chapitre 4	129
Implantation des lois d'échange thermique proposées dans un code d'EF.....	129
4.1. Introduction	131
4.2. Cinématique de contact.....	131
4.2.1. Contact normal.....	132
4.2.2. Contact tangentiel.....	135
4.3. Lois de contact thermomécanique	138
4.3.1. Loi de contact unilatéral.....	138
4.3.2. Lois de frottement.....	140
4.3.3. Contact thermique	143
4.4. Méthodes de résolution d'un problème de contact	146
4.4.1. Méthode de la pénalisation	146
4.4.2. Méthode des multiplicateurs de Lagrange	149
4.4.3. Méthodes mixtes ou hybrides.....	151
4.5. Implantation d'un contact thermomécanique dans Abaqus via l'interface VUINTER .	152
4.5.1. Développement de l'interface VUINTER du code Abaqus/Explicit	152

4.5.2.	Validation de l'interface VUINTER avec des cas tests	154
4.6.	Implantation des lois d'échange thermique proposées dans Abaqus via la VUINTER.	160
4.6.1.	Démarche d'implantation	160
4.6.2.	Résultats de l'implantation : comparaison des flux numériques et expérimentaux.....	161
4.7.	Conclusion	164
	Conclusion générale et perspectives	165
	Références bibliographiques.....	169
	Résumé.....	179
	Abstract	179

Liste des figures

Figure 1. 1: Exemples des procédés d'usinage par enlèvement de matière, [San].....	18
Figure 1. 2 : Exemples d'outils de coupe utilisés dans les différents procédés de la Figure 1. 1, [Chi02].....	18
Figure 1. 3 : Dureté des outils en fonction de la température, [Chi02].	19
Figure 1. 4 : Schéma récapitulatif de l'état thermique de l'alliage 2024, [Pau08].	22
Figure 1. 5 : (a) Géométrie des éprouvettes ; (b) courbes de traction à l'air, [Pau08].	23
Figure 1. 6 : (a) Formation et écoulement du copeau à la surface de l'outil. (b) Processus de cisaillement, [Gwo05].....	24
Figure 1. 7 : (a) Visualisation de la formation du copeau à l'aide d'une caméra vidéo rapide (CCD), [Nou06]. (b) Schématisation des différentes bandes de cisaillement lors de la formation du copeau.	24
Figure 1. 8 : (a) Morphologie des copeaux observée par Childs et al. [Chi02], (b) Corrélation entre la morphologie des copeaux et leurs comportements constitués selon Vieregge [Vie70].	27
Figure 1. 9 : Dispositif de coupe brusquement interrompue « Quick- Stop » monté sur un tour CN. Manipulation réalisée par Poulachon et al. [Pou99]. Le système d'interruption est déclenché par un tir de pistolet.....	27
Figure 1. 10 : Copeau en cours de formation pendant la coupe de l'alliage aéronautique AA2024-T351, [Lis04].	28
Figure 1. 11 : Dispositif de coupe orthogonale. (a) opération de rabotage, (b) opération de tournage orthogonale implémentée dans un tour à commandes numériques SOMAB 500, ([Lis04], [Cal08], [Bah10]). ...	30
Figure 1. 12 : Dispositif dynamique pour la simulation de l'usinage grande à vitesse (UGV) développé par l'équipe "Conditions extrêmes" du laboratoire LPMM de l'Université de Metz, [Sut05]. (a) Vue générale du banc expérimental. (b) Schématisation du lancement d'un échantillon fixé à un projectile sur l'outil pour former un copeau sous conditions extrêmes.....	30
Figure 1. 13 : Evolution de la largeur de la bande de cisaillement dans le copeau en fonction de la vitesse de coupe. Le matériau testé est l'alliage de titane aéronautique Ti-6Al-4V, [Mol02].	31
Figure 1. 14 : Evolution de la distance $L_c = l_s$ entre deux bandes de cisaillement consécutives (longueur de segmentation) en fonction de la vitesse de coupe. Le matériau testé est l'alliage aéronautique Ti-6Al-4V, [Mol02].....	31
Figure 1. 15 : Paramètres d'usinage en configuration de coupe orthogonale.....	32
Figure 1. 16 : Diagramme des efforts de coupe et d'avance. (a) Lors d'une coupe stable. (b) Lors d'une coupe perturbée par l'usure de l'outil, [List04].	33
Figure 1. 17 : Influence des conditions de coupe sur les efforts de coupe, [Klo11].....	34
Figure 1. 18 : Instrumentation de l'outil de coupe pour la mesure de la température et du flux thermique, selon les travaux de List [Lis04], et Calamaz et al. [Cal08].	35
Figure 1. 19 : Technique de mesure du flux thermique transmis dans l'outil, [Pui02].	36
Figure 1. 20 : Flux thermiques transmis à un outil carbure de tungstène non revêtu à 6% de cobalt lors de l'usinage de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024. Mesure pour différentes conditions de coupe et différentes géométries d'outil, [Lis04].	37
Figure 1. 21 : Schématisation de la coupe orthogonale et de l'écoulement du copeau à la surface de coupe de l'outil. (a) Schématisation en 2D. (b) Schématisation en 3D.....	38
Figure 1. 22 : Formulation Eulérienne (écoulement dans un domaine fixe) : (a) modèle géométrique, (b) maillage et (c) distribution de la vitesse de déformation, [Kim99].	40
Figure 1. 23 : Formulation lagrangienne, [Mab08].	41
Figure 1. 24 : Formulation ALE : Arbitraire Lagrangienne Eulérienne, [Pan05].	41
Figure 1. 25 : Critère géométrique de séparation du copeau, [Mam01].	42
Figure 1. 26 : Simulation de la formation du copeau, (a) configuration initiale, (b) configuration intermédiaire de la coupe orthogonale 2D, [Mam01].	42
Figure 1. 27 : Formation du copeau dentelé pour différents angles de coupe, [Ohb03].	43
Figure 1. 28 : Maillage raffiné, [Owe99].	43

Figure 1. 29 : Contrainte normale et tangentielle sur la face de contact outil–copeau, [Vaz07].	47
Figure 1. 30 : Génération de chaleur à l’interface outil-copeau, [Cer07].	49
Figure 1. 31 : Distribution du flux thermique et de la température dans le copeau, l’outil et la pièce usinée, [Vie70].	50
Figure 2.1 : Raboteuse GSP 2108 R.20, [Lis04].	57
Figure 2.2 : Dispositif expérimental pour analyser la coupe, (a) Géométrie des outils de coupe pour différents angles de coupe, (b) Dispositif de la coupe orthogonale, [Lis04].	57
Figure 2.3 : Caractéristiques géométriques (a) de l’outil de coupe et (b) de la pièce usinée, [Lis04].	57
Figure 2.4 : (a) Image MEB d’une surface polie de l’outil de coupe (6wt% Co), (b) Micrographie de l’alliage d’aluminium AA2024-T351, [Lis04].	58
Figure 2.5 : Morphologie des copeaux pour la vitesse de coupe de 60 m/min, [Lis04].	59
Figure 2.6 : (a) Tour à commande numérique SOMAB 500, (b) Dispositif de la coupe orthogonale en tournage, [Lis04].	60
Figure 2.7 : Evolution de l’effort de coupe et de la longueur de contact en fonction de la vitesse de coupe.	61
Figure 2.8 : Schématisation du comportement d’un matériau ductile.	63
Figure 2.9: Endommagement basé sur l’énergie à la rupture G_f , a) évolution de la contrainte d’écoulement après initiation de l’endommagement, b) évolution linéaire de l’endommagement.	65
Figure 2.10 : Endommagement basé sur l’énergie à la rupture G_f , (a) évolution de la contrainte d’écoulement après initiation de l’endommagement, (b) évolution exponentielle de l’endommagement.	65
Figure 2.11 : Schématisation des modes de rupture en configuration de coupe orthogonale.	66
Figure 2.12 : Variation de la pression de contact et de la contrainte de glissement le long de la longueur de contact.	69
Figure 2.13 : Influence de la vitesse de glissement sur la densité du flux thermique transmise dans l’outil de coupe.	71
Figure 2.14 : Caractéristiques géométriques du modèle de la coupe orthogonale 3D.	73
Figure 2.15 : Maillage considéré pour le couple outil–pièce.	73
Figure 2.16 : Élément Hexaèdre de premier ordre dans un système de coordonnées cartésiennes avec ses huit modes de déplacement.	75
Figure 2.17 : Courbures des copeaux obtenus pour quatre formulations EF.	77
Figure 2.18 : Courbures des copeaux au temps de coupe égal à $6\mu s$.	77
Figure 2.19 : Distribution de la température dans l’outil de coupe pour un temps de calcul de $4\mu s$.	78
Figure 2.20 : Distribution de la température dans le copeau pour un temps de calcul de $4\mu s$.	79
Figure 2.21 : Distribution de la pression de contact pour un temps de calcul de $4\mu s$.	79
Figure 2.22 : Efforts de coupe obtenus pour chaque formulation EF et densité du maillage.	80
Figure 2.23 : Caractéristiques géométriques du couple outil–pièce.	83
Figure 2.24 : Modèle éléments finis de la coupe orthogonale 2D.	83
Figure 2.25 : Morphologie des copeaux pour différentes valeurs critiques de l’endommagement dans le copeau (partie 1 dans le modèle EF).	85
Figure 2.26 : Comparaison entre la morphologie expérimentale et numérique des copeaux pour des conditions de coupe indiquées dans la section 2.2.1.	86
Figure 2.27 : Température le long de l’arête de coupe de l’outil : (a) $f=0,05\text{mm}$ et (b) $f=0,3\text{mm}$.	87
Figure 2.28 : Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques : (a) les efforts de coupe et (b) la longueur de contact.	88
Figure 2.29 : (a) Efforts de coupe et (b) longueur de contact en fonction de la vitesse de coupe pour une avance de 0,1 mm et un angle de coupe de 0° .	89
Figure 2.30 : Effet de la segmentation du copeau sur la fluctuation de l’effort de coupe et de la longueur de contact pour trois vitesses de coupe, dans le cas d’une avance de 0,3 mm et un angle de coupe 15° .	90
Figure 2.31 : Effet de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe pour trois angles de coupe et une avance fixe de 0,3 mm.	91
Figure 2.32 : Quelques paramètres pour quantifier le phénomène de segmentation : (a) fréquence de segmentation et (b) la longueur de segmentation pour une avance de 0,3 mm et des angles de coupe de 0° et 15° .	93

Figure 2.33 : (a) Définition d'un trajet le long de la mi-épaisseur du copeau pour estimer la déformation plastique équivalente à l'intérieur et à l'extérieur des bandes de cisaillement et (b) illustration de l'évolution du paramètre RIS.	94
Figure 2.34 : Déformation plastique équivalente le long du trajet d'une distance définie sur la Figure 2.33 (a) pour trois angles de coupe ($0^\circ, 15^\circ$ et 30°), une avance de 0,3 mm et une vitesse de coupe de 60 m/min.	94
Figure 2.35 : Rapport d'intensité de la segmentation RIS en fonction de l'angle de coupe et de la vitesse de coupe pour une avance de 0,3 mm.....	96
Figure 2.36 : Définition des domaines d'évolution du paramètre RIS en fonction de la vitesse de coupe et de l'angle de coupe.	96
Figure 2.37 : Corrélacion entre l'effort de coupe et le paramètre RIS pour une avance de 0,3 mm.	97
Figure 2.38 : Correction entre l'oscillation de l'effort de coupe et la formation d'un segment dans le copeau. .	98
Figure 2.39 : Distribution de la température le long de la face de coupe de l'outil à différents instants de coupe.	98
Figure 2.40 : Distribution de température le long de la face de coupe de l'outil dans le régime stationnaire pour trois vitesses de coupe.	99
Figure 2.41 : Effet du coefficient de frottement sur les efforts de coupe pour les conditions de coupe suivantes : $V=60\text{m/min}$, $f=0,3\text{mm}$ et $\alpha =15^\circ$	100
Figure 2.42 : Effet du coefficient de frottement sur la courbure du copeau pour les conditions de coupe suivantes : $V=60\text{m/min}$, $f=0,3\text{mm}$ et $\alpha =15^\circ$	100
Figure 2.43 : Influence du coefficient de frottement sur (a) la distribution de la déformation plastique le long de la mi-épaisseur du copeau et sur (b) le rapport d'intensité de segmentation RIS.....	101
Figure 3. 1 : Répartition des flux thermiques dans la zone de coupe.	108
Figure 3. 2 : Outil de coupe en tournage instrumenté en température.	108
Figure 3. 3 : Variation du flux thermique expérimental transmis dans l'outil de coupe avec la vitesse de coupe pour une avance de $f = 0.1 \text{ mm}$, [Lis04].	109
Figure 3. 4 : (a) Nœuds de contact de l'outil où la densité du flux thermique nodale est évaluée, (b) évolution de la densité du flux thermique dans chaque nœud et (c) évolution de la valeur moyenne de la densité du flux thermique en fonction du temps et définition de l'intervalle de calcul de la valeur stable du flux moyen transmis dans l'outil.....	113
Figure 3. 5. Organigramme d'identification du coefficient de partage de la chaleur (CPC) pour une valeur fixe du coefficient de transfert de la chaleur (CTC).	115
Figure 3. 6 : Modèle géométrique et maillage EF considéré pour l'estimation du flux thermique transmis dans l'outil.	116
Figure 3. 7 : Influence du coefficient de partage de la chaleur (CPC) sur (a) l'évolution de la température de coupe et (b) sur l'évolution du flux thermique transmis dans l'outil de coupe pour un CTC fixe ($100 \text{ mW}/^\circ\text{C}/\text{mm}^2$).....	117
Figure 3. 8 : Influence du coefficient de transfert de la chaleur (CTC) sur (a) l'évolution de la température de coupe et (b) l'évolution du flux thermique transmis dans l'outil pour un CPC fixe (0,1).....	119
Figure 3. 9 : Variation du coefficient de partage avec la vitesse de coupe pour un CTC donné.	120
Figure 3. 10 : Variation de la vitesse relative de glissement avec la vitesse de coupe utilisée.....	120
Figure 3. 11 : Variation du CTP avec la vitesse relative de glissement pour quatre valeurs du CTC.	121
Figure 3. 12 : Variation du CTP avec (a) la vitesse de coupe et (b) avec la vitesse de glissement pour chaque valeur du CTC.	124
Figure 3. 13 : Comparaison entre le flux numérique correspondant à une vitesse de coupe de (a) de 80 m/min, (b) de 160 m/min et (c) de 390 m/min avec celui expérimental pour différentes valeurs du CPC et CTC.	126
Figure 4. 1 : Contact en déformation finie, [Wri06].	132
Figure 4. 2 : Configuration de contact en déformation finie, distance minimale de contact, [Wri06].	132
Figure 4. 3 : Distance minimale de contact en coordonnées du système, [Wri06].....	135
Figure 4. 4 : Chemin du point x^2 de la surface Γ_c^2 (surface esclave) sur la surface Γ_c^1 (surface maitre), [Wri06].	137
Figure 4. 5 : Evolution du chemin de frottement, [Wri06].....	137
Figure 4. 6 : Schéma de la loi de contact de Signorini, [Sig33].	139
Figure 4. 7 : Relation entre la pression de contact et la distance minimale de contact normal.	140
Figure 4. 8 : Schéma de la loi de frottement.	141

Figure 4. 9 : Flux thermique à l'interface de contact, [Wri06].	144
Figure 4. 10 : Homogénéisation des données constitutives de l'interface de contact, [Wri06].	145
Figure 4. 11 : Conduction thermique à travers les surfaces réelles de contact, [Wri06].	145
Figure 4. 12 : Partage de la chaleur générée par frottement à l'interface de contact.	146
Figure 4. 13 : Régularisation de la loi de contact normal par la méthode de pénalisation.	147
Figure 4. 14 : La pénétration se produit si la condition de non-pénétration n'est pas appliquée, [Pen09].	147
Figure 4. 15 : Rigidité de contact dans la direction normale ou paramètre de pénalité (ϵ_n), [Pen09].	148
Figure 4. 16 : Oscillations dans la convergence du problème de contact à cause d'une valeur du coefficient de pénalisation très élevée, [Pen09].	148
Figure 4. 17 : Régularisation de la loi de contact tangentiel par la méthode de pénalisation.	149
Figure 4. 18 : Un degré de liberté auxiliaire (pression de contact) est ajouté pour satisfaire la condition d'imperméabilité, [Pen09].	150
Figure 4. 19 : Organigramme général de l'interface VUINTER.	154
Figure 4. 20 : (a) Test de validation du comportement mécanique à l'interface de contact et (b) nœud choisi pour représenter l'évolution des paramètres de l'interface.	155
Figure 4. 21 : Comparaison (a) de la pression de contact et (b) de la contrainte de glissement.	156
Figure 4. 22 : Distribution de la contrainte de Von Mises en utilisant la loi de frottement de Coulomb ($\mu = 0,1$) : (a) Abaqus et (b) VUINTER.	156
Figure 4. 23 : (a) Test de validation du comportement thermique à l'interface de contact et (b) nœud choisi pour représenter l'évolution des paramètres de l'interface.	157
Figure 4. 24 : Comparaison Abaqus vs. VUINTER : (a) température nodale et (b) densité du flux thermique.	158
Figure 4. 25 : Champs de température obtenus par (a) Abaqus et (b) VUINTER.	158
Figure 4. 26 : Comparaison Abaqus vs. VUINTER : (a) température nodale et (b) densité du flux thermique.	159
Figure 4. 27 : Distribution de la contrainte de Von Mises : (a) Abaqus et (b) VUINTER.	160
Figure 4. 28 : Distribution de la température : (a) Abaqus et (b) VUINTER.	160
Figure 4. 29 : Comparaison entre les flux numériques et expérimentaux pour différentes valeurs du CTC.	163

Liste des tableaux

Tableau 1. 1 : Composition chimique de l'alliage 2024-T351, [Lis04].	20
Tableau 1. 2 : Propriétés physiques de l'alliage AA2024-T351 selon Mabrouki et al. [Mab08].	21
Tableau 1. 3 : Paramètres de coupe en configuration de coupe orthogonale.	39
Tableau 2. 1 : Composition chimique du carbure de tungstène, [Lis04].	58
Tableau 2.2 : Effort moyen de coupe et longueur de contact pour une vitesse de coupe de 60 m/min, [Lis04].	59
Tableau 2. 3 : Efforts de coupe et longueur de contact en fonction de la vitesse de coupe pour une avance de 0,1 mm et un angle de coupe de 0°, [Lis04].	61
Tableau 2. 4 : Propriétés thermomécaniques de la pièce usinée et de l'outil de coupe, [Mab08].	67
Tableau 2. 5 : Paramètres de la loi de Johnson-Cook pour l'AA2024-T351, [Mab08].	68
Tableau 2. 6 : Paramètres d'initiation et d'évolution de l'endommagement pour l'AA2024-T351, [Mab08].	68
Tableau 2.7 : Paramètres thermomécaniques de l'interface outil-pièce.	71
Tableau 2.8 : Condition de coupe utilisée.	72
Tableau 2. 9 : Temps de calcul ou CPU.	80
Tableau 2. 10 : Comportement associé à chaque partie de la pièce, voir la Figure 2.24.	84
Tableau 2. 11 : Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques : les efforts de coupe et la longueur de contact.	88
Tableau 2.12 : Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques : effort de coupe et longueur de contact en fonction de la vitesse de coupe.	89
Tableau 3. 1 : Flux thermique transmis dans l'outil, estimé par l'approche inverse de [chapitre 1 section 1.3.3.2], en fonction de la vitesse de coupe pour une avance $f = 01$ mm, [Lis04].	109
Tableau 3. 2 : Valeurs identifiées du CPC en fonction de la vitesse de coupe pour quatre valeurs du CTC.	119
Tableau 3. 3 : Valeurs du CPC en fonction de la vitesse relative de glissement pour quatre valeurs du CTC.	121
Tableau 3. 4 : Constantes identifiées de la loi d'évolution du CPC avec la vitesse de coupe pour chaque valeur du CTC.	123
Tableau 3. 5 : Constantes identifiées de la loi d'évolution du CPC avec la vitesse de glissement pour chaque valeur du CTC.	123
Tableau 3. 6 : Validation de la loi du CPC avec les flux expérimentaux non utilisés dans la procédure d'identification.	125
Tableau 4. 1 : Coefficient de frottement pour différents couples de matériaux, [Wri06].	142
Tableau 4. 2 : Algorithme d'implantation du contact thermomécanique dans l'interface VUINTER du code Abaqus/Explicit.	153
Tableau 4. 3 : Propriétés thermomécaniques relatives aux deux blocs de contact.	155
Tableau 4. 4 : Paramètres de la relation du CTC.	161
Tableau 4. 5 : Paramètres identifiés de la loi du CPC exprimée en fonction de la vitesse de coupe.	162
Tableau 4. 6 : Paramètres identifiés de la loi du CPC exprimée en fonction de la vitesse de glissement.	162

Introduction générale

Bien qu'il soit l'un des procédés de fabrication les plus anciens, l'usinage ne fait pas encore l'objet de modélisations prédictives fiables. Ceci est principalement dû à la complexité des interactions qu'il implique, à la fois mécaniques, thermiques et physicochimiques. Les difficultés majeures rencontrées dans la compréhension de ces interactions sont dues aux sollicitations extrêmes appliquées aux deux matériaux antagonistes (grandes déformations, grandes vitesses de déformation, hautes températures). En effet, sous l'action de l'outil de coupe, le matériau de la pièce subit des grandes déformations de l'ordre de 300%, et des vitesses de déformation supérieures à 10^5 s^{-1} . Les conditions de frottement à l'interface outil-copeau engendrent une élévation de la température de contact, et la grande vitesse de coupe peut conduire à des vibrations importantes du système usinant. Aussi, la sensibilité du procédé d'usinage aux facteurs d'échelle (mécanismes physiques et chimiques à l'échelle microscopique, comportement dynamique à l'échelle macroscopique), et la difficulté d'accéder à certains paramètres clés (température, pression, vitesse de glissement, etc.) compliquent davantage l'étude du procédé considéré.

Dans ce travail de thèse, on s'est intéressé à l'étude de l'usinage à sec des alliages d'aluminium aéronautiques, plus particulièrement l'alliage AA2024-T351. Ce dernier fait partie des alliages d'aluminium de la série 2xxx contenant le cuivre comme élément d'alliage principal. Le 2024 est le matériau le plus souvent utilisé dans la construction des avions civils (Airbus A320, A340, A380, etc.). Cependant, l'usinage à sec de cet alliage reste encore mal maîtrisé, notamment à cause des problèmes de collage et d'adhésion à l'interface outil-copeau, provoquant ainsi une usure prématurée des arêtes de coupe. Lors de l'usinage de l'alliage d'aluminium AA2024-T351, une morphologie de copeaux souvent continue est observée. Ceci génère alors des efforts de coupe importants sur la face de coupe de l'outil en raison d'une zone de contact outil-copeau plus étendue. Les conditions de coupe qui favorisent la segmentation des copeaux lors de l'usinage de ce type d'alliage sont donc très recherchées. Ainsi, dans la première partie de cette thèse, une attention particulière a été apportée à la modélisation de la formation des copeaux pendant le processus d'usinage, et notamment à l'étude du phénomène de segmentation des copeaux. En effet, la simulation de la vraie morphologie des copeaux (en comparaison avec l'expérience) est un aspect important de la modélisation, car elle montre le bon choix des paramètres du modèle mis en place, notamment en termes de lois de comportement, lois de frottement, lois d'échange thermique, etc. L'objectif dans un premier temps consiste donc dans la maîtrise du phénomène de formation des copeaux lors de l'usinage des alliages d'aluminium (processus

de segmentation, bandes de cisaillement, instabilités plastiques, etc.). Une fois la modélisation du processus de la coupe mise en place maîtrisée, une deuxième partie de la thèse a été consacrée à la modélisation des échanges thermiques à l'interface de contact outil-pièce, et plus particulièrement l'identification du partage de la chaleur à l'interface de contact (coefficient de partage et coefficient de transfert) en variant la vitesse de coupe.

Ainsi, ce mémoire de thèse s'articule autour de quatre grands chapitres :

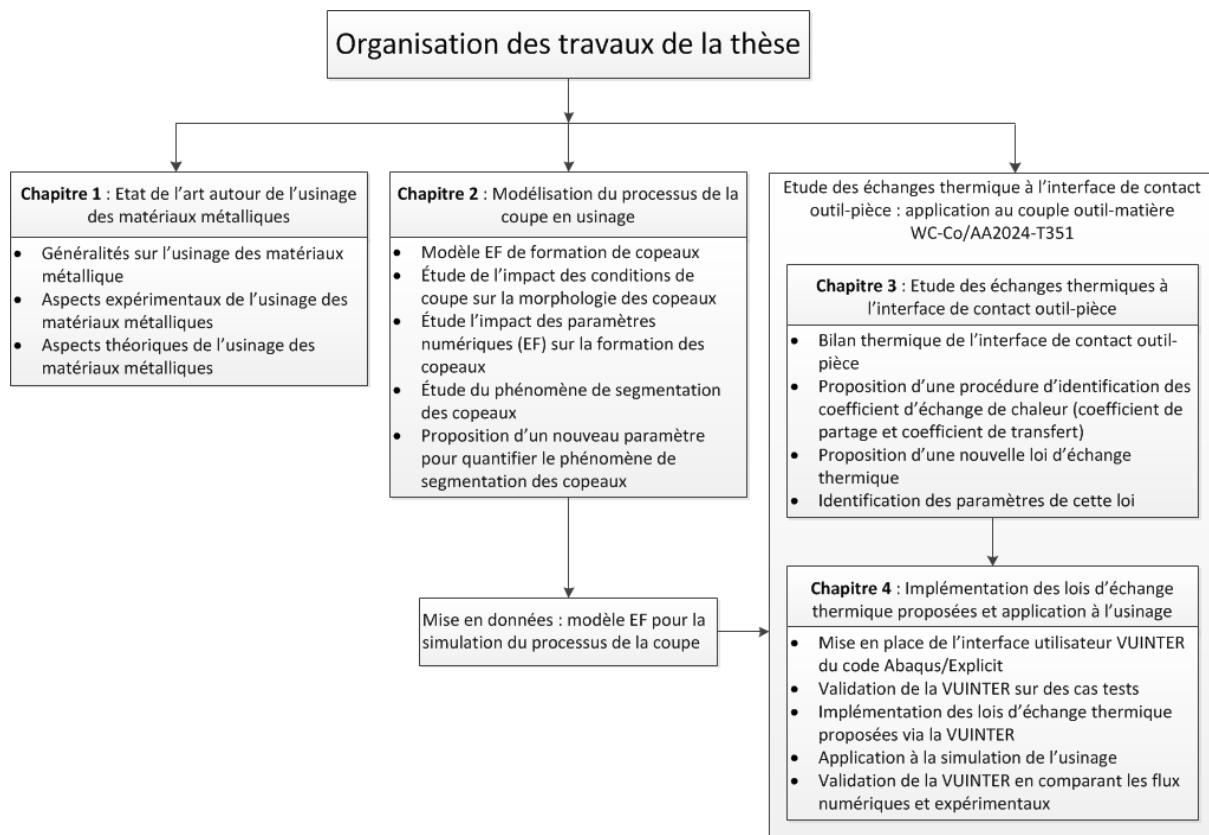
Le premier présente une synthèse bibliographique sur l'usinage des matériaux métalliques en général, et puis des alliages d'aluminium aéronautique AA2024-T351. La revue bibliographique présentée dans ce premier chapitre montre que d'un point de vue recherche scientifique, des approches à la fois locales et globales ont été développées et adaptées au problème de l'usinage. Qu'elles soient analytiques, numériques, hybrides ou même expérimentales, ces approches tiennent compte des phénomènes de base qui régissent le processus de formation de copeaux en général et celui du contact outil-copeau en particulier. L'objectif de cette recherche bibliographique est donc de parcourir ces différents travaux qui ont tenté de construire des approches scientifiquement rigoureuses et représentatives de la problématique réelle de l'usinage qui est pluridisciplinaire par essence.

Le deuxième chapitre est consacré à la modélisation du procédé d'usinage en général et à la formation du copeau en particulier. En premier lieu, une étude expérimentale de la coupe orthogonale en configuration de rabotage et puis en tournage de l'alliage 2024 est présentée. Ces essais expérimentaux ont été réalisés dans le cadre de la thèse de G. List, encadrée par le Professeur M. Nouari et le Professeur F. Girot, [Lis04]. Ensuite, une modélisation de l'usinage de cet alliage par un outil de coupe en carbure de tungstène est abordée. L'analyse des paramètres numériques et leur influence sur la fiabilité des résultats obtenus lors de la coupe orthogonale 3D ont été réalisées. Dans le dernier paragraphe de ce chapitre, une analyse du phénomène de segmentation du copeau lors de l'usinage des alliages 2024-T351 est effectuée. Un nouveau paramètre, appelé "Rapport d'Intensité de Segmentation" (RIS) pour quantifier le phénomène de segmentation a été proposé. Par la suite, la sensibilité de ce paramètre par rapport aux conditions de coupe et à la géométrie de l'outil est analysée.

Le troisième chapitre est particulièrement destiné à l'étude des échanges thermiques à l'interface outil-copeau. Une procédure d'estimation du flux de chaleur transmis dans l'outil, ainsi qu'une identification du coefficient de partage thermique sont proposées. Une nouvelle loi d'échange donnant l'évolution du coefficient de partage de l'outil, en fixant le coefficient de transfert thermique, en fonction de la vitesse de coupe et par la suite en fonction de la vitesse de glissement à l'interface outil-copeau est alors proposée. Les paramètres de ces lois sont ensuite identifiés. L'utilisation de cette loi dans le code adopté n'est possible qu'en passant par son implantation.

Ainsi, le **quatrième et dernier chapitre** est consacré à l'implantation de cette nouvelle loi, exprimant l'évolution du coefficient de partage thermique pour une valeur fixe du coefficient de transfert thermique en fonction de la vitesse relative de glissement à l'interface de contact outil-copeau, en utilisant l'interface utilisateur VUINTER du code de calcul Abaqus/Explicit [Aba09]. Les paramètres de la loi implémentée sont identifiés et des calculs sont effectués pour montrer l'intérêt d'utiliser cette implantation pour détecter automatiquement la valeur des paramètres d'échange thermique en fonction de la vitesse de coupe introduite dans le calcul. La validation de la procédure en usinage est ainsi effectuée.

L'organigramme ci-dessous résume les différents travaux réalisés dans le cadre de la thèse.



Chapitre1

Etude bibliographique : Usinage des matériaux métalliques

1.1.	Introduction	17
1.2.	Généralités sur le procédé d'usinage et le processus de formation des copeaux ...	17
1.2.1.	Généralités	17
1.2.2.	Usinage des alliages d'aluminium aéronautiques : AA2024-T351.....	20
1.2.3.	Processus de formation de copeaux	23
1.2.4.	Définition des zones de cisaillements gouvernant la formation des copeaux et l'intégrité des surfaces usinées	24
1.2.5.	Morphologie des copeaux.....	25
1.2.6.	Mécanismes physiques régissant la formation du copeau	28
1.3.	Dispositifs expérimentaux mis en place pour l'analyse de la formation du copeau et mesure des paramètres d'usinage	29
1.3.1.	Dispositifs de coupe orthogonale	29
1.3.2.	Dispositif du canon à gaz : coupe par impact	30
1.3.3.	Instrumentation de l'essai de coupe et mesure des paramètres d'usinage....	32
1.4.	Modélisation du procédé d'usinage et simulation de la formation de copeau	37
1.4.1.	Modélisation analytique de l'usinage	39
1.4.2.	Simulation numérique de l'usinage	40
1.4.3.	Modèles numériques de la coupe.....	42
1.4.4.	Lois de comportement de l'outil et du matériau usiné	44
1.4.5.	Lois de contact/frottement outil-copeau.....	46
1.5.	Conclusion	51

1.1. Introduction

La revue bibliographique qu'on s'apprête à présenter dans ce premier chapitre montre que dans ce domaine de recherche, des approches à la fois locales et globales ont été développées et adaptées au problème de l'usinage. Qu'elles soient analytiques, numériques, hybrides ou même expérimentales, ces approches tiennent compte des phénomènes de base qui régissent le processus de formation de copeau en général et celui du contact outil-copeau en particulier. L'objectif de cette recherche bibliographique est donc de parcourir tous ces différents travaux qui ont tenté de construire des approches scientifiquement rigoureuses et représentatives de la problématique réelle de l'usinage.

Dans un premier temps, une description générale des aspects de la coupe des métaux sera présentée. Les aspects expérimentaux et théoriques seront ensuite abordés pour le processus de formation des copeaux. Tout au long de ce travail de thèse, on s'est focalisé sur les alliages aéronautiques à base d'aluminium de type 2xxx, et plus particulièrement sur l'alliage AA2024 T351 utilisé par l'industriel Airbus France dans la fabrication de ses gros porteurs A380 et A350.

1.2. Généralités sur le procédé d'usinage et le processus de formation des copeaux

1.2.1. Généralités

En fonction de la géométrie souhaitée des pièces, il existe différents types d'opérations d'usinage. Les plus importantes et les plus utilisées dans le milieu industriel, automobile et aéronautique notamment, sont le tournage, le fraisage et le perçage, voir Figure 1. 1. L'enlèvement de matière se fait par l'action mécanique de l'outil qui génère la formation d'un ou plusieurs copeaux. L'emploi des lubrifiants est souvent nécessaire pour réduire l'élévation de température générée d'une part par le frottement des copeaux sur la face de coupe de l'outil, et d'autre part par la déformation plastique de la matière usinée (travail mécanique transformé en chaleur). Les outils de coupe utilisés et leurs différentes géométries dépendent du procédé et du type de lubrification choisis. La Figure 1. 2 montre quelques exemples d'outils coupants.



Figure 1. 1: Exemples des procédés d'usinage par enlèvement de matière, [San].



Figure 1. 2 : Exemples d'outils de coupe utilisés dans les différents procédés de la Figure 1. 1, [Chi02].

Les matériaux constituant les outils de coupe peuvent être classés en trois familles; les aciers rapides (HSS), les carbures et les céramiques :

- (i) **Les outils aciers rapides:** ce sont des aciers fortement alliés par carbone (0,7 à 1,6%) et par tungstène. Pour renforcer les propriétés de ces matériaux, d'autres éléments additifs tels que le chrome (Cr) et le cobalt (Co) sont utilisés. La dureté des outils en

aciers rapides est comprise entre 700 et 1000 HV. Ces matériaux sont souvent utilisés dans des opérations d'usinage en perçage, à cause du problème de confinement de la matière dans le trou percé, et beaucoup moins utilisés dans le cas du tournage.

- (ii) **Les outils carbures de tungstène:** il existe deux catégories de carbures. La première est constituée de carbures simples de tungstène WC et de liant cobalt (Co) dont la proportion varie entre 2 à 15 wt%. La seconde composée de carbures mixtes qui possèdent en plus du WC, du carbure de titane (TiC), de tantale (TaC), de Vanadium (VC) ou de niobium (NbC). La dureté de ces matériaux est de l'ordre 1250 à 1800 HV. Ces matériaux possèdent un grand nombre de possibilité d'usinage. Ils sont les plaquettes proposées par les principaux fabricants d'outil pour l'usinage des alliages d'aluminium.
- (iii) **Les outils céramiques:** ce sont des matériaux frittés sans aucun liant métallique. Ils sont très durs et donc sensibles aux chocs thermiques et/ou mécaniques. La céramique la plus courante est celle constituée d'oxyde d'aluminium (Al_2O_3). Il existe d'autres types de céramiques qui sont également employés dans le cas des alliages à faible usinabilité ; les céramiques noires qui sont mélangées au Al_2O_3 et au carbure métallique TiC, WC ou à la zircone ZrO_2 et le nitrure de silicium Si_3N_4 .

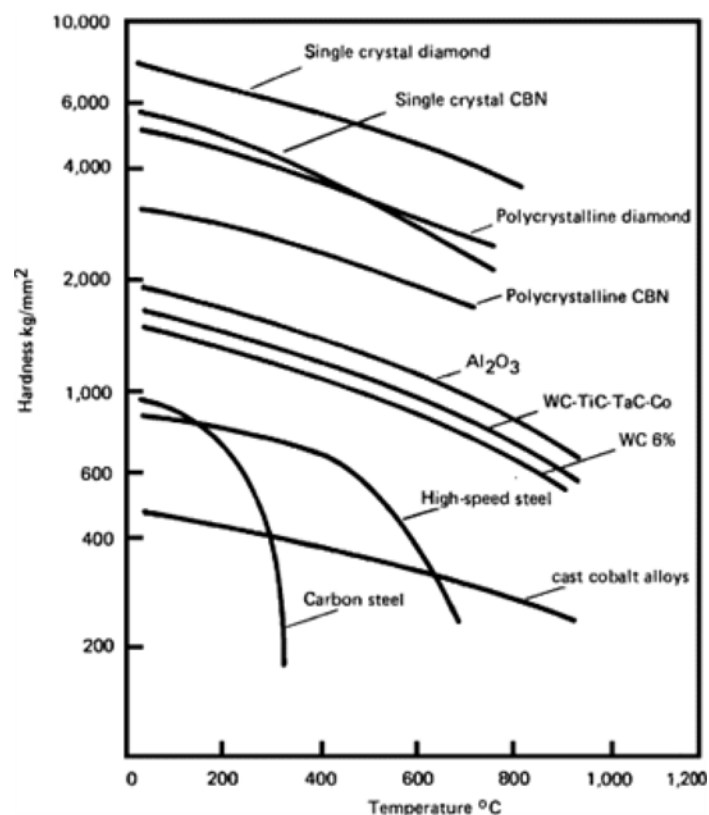


Figure 1. 3 : Dureté des outils en fonction de la température, [Chi02].

La Figure 1.3 illustre l'influence de la température de coupe sur la dureté de ces différents matériaux des outils de coupe, qui se manifeste par la dégradation des caractéristiques mécaniques du matériau de l'outil de coupe. Pour remédier à ce problème (assez courant en usinage), les matériaux de revêtement sont utilisés particulièrement sous des conditions de coupe sévères (usinage à sec, usinage à grande vitesse, à grand débit, etc.). Le revêtement permet d'accroître les performances des outils en jouant le rôle de barrière thermique et barrière anti-diffusion pour résister aux problèmes d'usure physicochimique. Le choix d'un bon revêtement est basé sur quatre points particulièrement importants ; (i) la résistance aux températures, (ii) la dureté, (iii) le coefficient de frottement et (iv) la réactivité chimique. Les revêtements ont une épaisseur de quelques micromètres, on distingue quatre revêtements principaux possédant chacun des spécificités :

- (i) **TiN** : Nitrure de titane caractérisé par une bonne résistance à l'usure
- (ii) **TiCN** : Carbonitrure de titane caractérisé par une grande dureté, recommandé pour l'usinage des matériaux ductiles
- (iii) **TiAlN** : Nitrure de titane aluminium résistant aux fortes températures, il est destiné pour l'usinage à grande vitesse.
- (iv) **Diamant** : Possédant une dureté très importante. Il assure un état de surface excellent dans les pièces usinées.

1.2.2. Usinage des alliages d'aluminium aéronautiques : AA2024-T351

Dans cette étude, nous avons choisi de se focaliser sur l'alliage d'aluminium AA2024-T351 largement utilisé dans l'industrie aéronautique. Le 2024-T351 est fréquemment utilisé pour ses bonnes caractéristiques mécaniques associées à une faible masse volumique. Il fait partie des alliages d'aluminium de la série 2000 (série de cuivre). Sa composition chimique est donnée dans le Tableau 1. 1 et ses paramètres physiques sont regroupés dans le Tableau 1. 2.

Al	Cr	Cu	Fe	Mg	Mn	Si	Ti	Zn
Bal	Max 0,1	3,8–4,9	Max 0,5	1,2–1,8	0,3–0,9	Max 0,5	Max 0,15	Max 0,25

Tableau 1. 1 . Composition chimique de l'alliage 2024-T351, [Lis04].

Paramètres physiques	AA2024-T351
Densité masse volumique, ρ (Kg / m^3)	2700
Module de Young, E (GPa)	73
Rapport de Poisson, ν	0.33
Chaleur spécifique, C_p ($J / Kg / ^\circ C$)	$C_p = 0.557 T + 877.6$
Conductivité thermique, λ ($W / m / ^\circ C$)	$25 \leq T \leq 300 : \lambda = 0.247 T + 114.4$ $300 \leq T \leq T_f : \lambda = 0.125 T + 226.0$
Dilatation thermique, α_a ($\mu m m / ^\circ C$)	$\alpha_a = 8.9 \cdot 10^{-3} T + 22.2$
Température de la fusion, T_f ($^\circ C$)	520
Température de référence, T_0 ($^\circ C$)	25

Tableau 1. 2 : Propriétés physiques de l'alliage AA2024-T351 selon Mabrouki et al. [Mab08].

La fabrication de cet alliage se fait en deux phases: la mise en forme et le traitement thermique pour le durcissement structural, [Pau08]. Toutes les étapes sont décrites ci-après.

- **La mise en forme**

La technique de mise en forme est divisée en trois catégories : la coulée, l'homogénéisation et le laminage.

- (i) **Coulée** : Les constituants de l'alliage sont mélangés dans un four, vers $700^\circ C$, puis coulés verticalement en continu sous forme d'une plaque. Des hétérogénéités structurales et chimiques se forment lors de la solidification : les atomes de soluté dont la solubilité dans l'aluminium à l'état solide est plus faible qu'à l'état liquide sont rejetés en avant du front de solidification. Il se forme alors des dendrites d'aluminium pauvres en atomes de soluté et entre les dendrites, un mélange eutectique très riche en atomes de soluté.
- (ii) **Homogénéisation** : Afin d'homogénéiser la solution solide, la plaque est portée entre 475 et $495^\circ C$ pendant 20 h. Les particules intermétalliques grossières formées pendant la solidification sont insolubles à cette température, mais les hétérogénéités macroscopiques de composition sont éliminées.
- (iii) **Laminage** : La plaque peut ensuite être laminée à chaud puis éventuellement à froid pour atteindre l'épaisseur désirée. Cette opération fragmente et distord les grains, les particules intermétalliques grossières sont cassées et redistribuées dans la direction de laminage. Après cette étape, l'alliage présente une structure fibrée fortement anisotrope, constituée de gros grains aplatis et étirés dans la direction de laminage.

- **Traitement thermique**

De la même façon, le traitement thermique est scindé en trois phases: la mise en solution, la trempe et le revenu.

- (i) **Mise en solution** : L'alliage est tout d'abord mis en solution à haute température (ici $495^{\circ}\text{C} \pm 5^{\circ}\text{C}$) pendant une durée suffisante, pour mettre en solution solide le plus grand nombre possible d'éléments durcissant. On obtient alors une solution solide assez homogène.

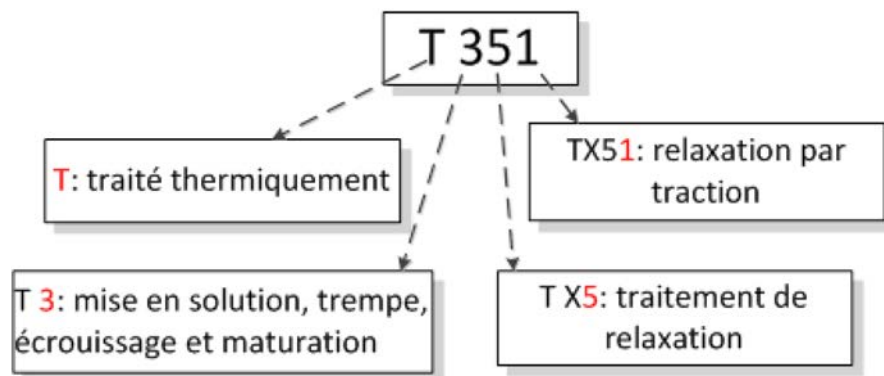


Figure 1. 4 : Schéma récapitulatif de l'état thermique de l'alliage 2024, [Pau08].

- (ii) **Trempe** : Ensuite, l'alliage est trempé dans le but de maintenir à température ambiante la solution solide homogène obtenue à la fin de la mise en solution, mais qui se trouve alors sursaturée en lacunes et en atomes de solutés. L'étape de trempe influe sur les caractéristiques mécaniques et sur la sensibilité à la corrosion de l'alliage.
- (iii) **Revenu** : l'étape fondamentale du durcissement structural consiste finalement en un vieillissement naturel à température ambiante (maturation) ou un vieillissement artificiel (revenu à une température comprise entre 120 et 170°C).

Une étude rhéologique de cet alliage a été réalisée par Pause, [Pau08]. Dans ses travaux de thèse, cet auteur a réalisé des essais de traction sur différentes éprouvettes. Les résultats sont présentés sur la Figure 1. 5.

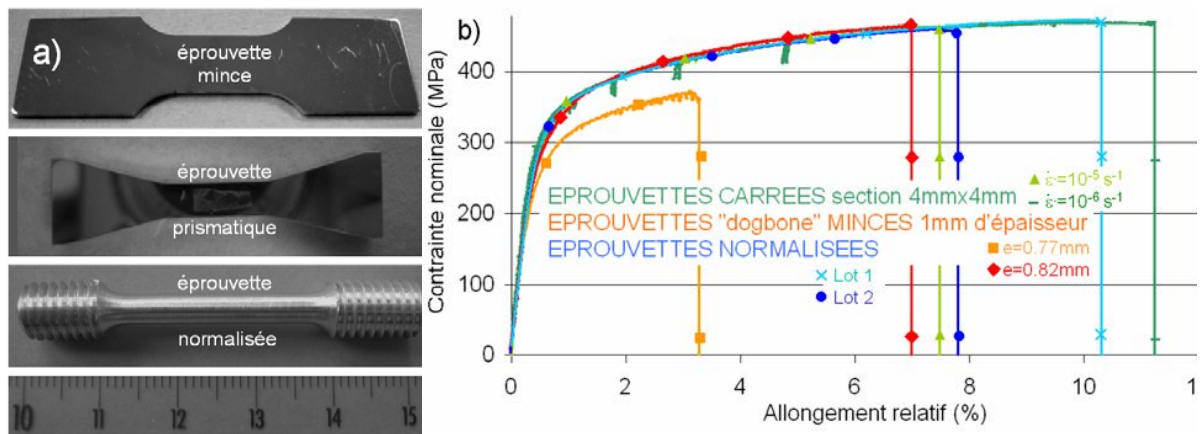


Figure 1. 5 : (a) Géométrie des éprouvettes ; (b) courbes de traction à l'air, [Pau08].

Les résultats de cette étude ont montré un comportement thermo-viscoplastique de ce matériau. Nous reviendrons plus longuement sur ces aspects de comportement un peu plus loin dans ce chapitre bibliographique.

1.2.3. Processus de formation de copeaux

Quel que soit l'opération de coupe considérée, les mécanismes physiques à l'origine de la formation du copeau restent analogues. En effet, sous l'action de l'arête de coupe de l'outil, le matériau de la pièce subit une forte compression et se déforme plastiquement. Un cisaillement intense est alors généré entre la pointe de l'outil engagée dans la matière et la surface brute de la pièce, voir Figure 1. 6 de naissance du copeau. La zone dans laquelle se produit ce premier cisaillement, appelée "zone de cisaillement primaire".

Comme le montre la Figure 1. 7, le déplacement de l'outil (et/ou de la pièce) pendant l'opération de coupe permet l'écoulement du copeau à la surface de l'outil et crée ainsi un contact intime entre les deux matériaux antagonistes. Les mécanismes de base mis en jeu lors de la formation du copeau sont donc la déformation plastique au sein du matériau et le contact de celui-ci avec l'outil.

Sous l'effet de la pression de contact et du frottement, une deuxième zone de déformation plastique peut également être produite au niveau de l'interface outil-copeau quand la vitesse de glissement du copeau est faible. La matière fortement cisailée à l'interface donne lieu à une deuxième zone de déformation appelée "zone de cisaillement secondaire". De la même façon, une troisième zone de cisaillement ou "zone de cisaillement tertiaire" est générée entre la pièce et la face de dépouille de l'outil, voir Figure 1. 7 (b). La faible intensité des déformations dans cette zone conduit souvent à négliger son importance dans le processus de formation du copeau. Cependant, son effet devient prédominant sur la qualité et l'état de surface de la pièce usinée, notamment lors des opérations de finition ou de super finition.

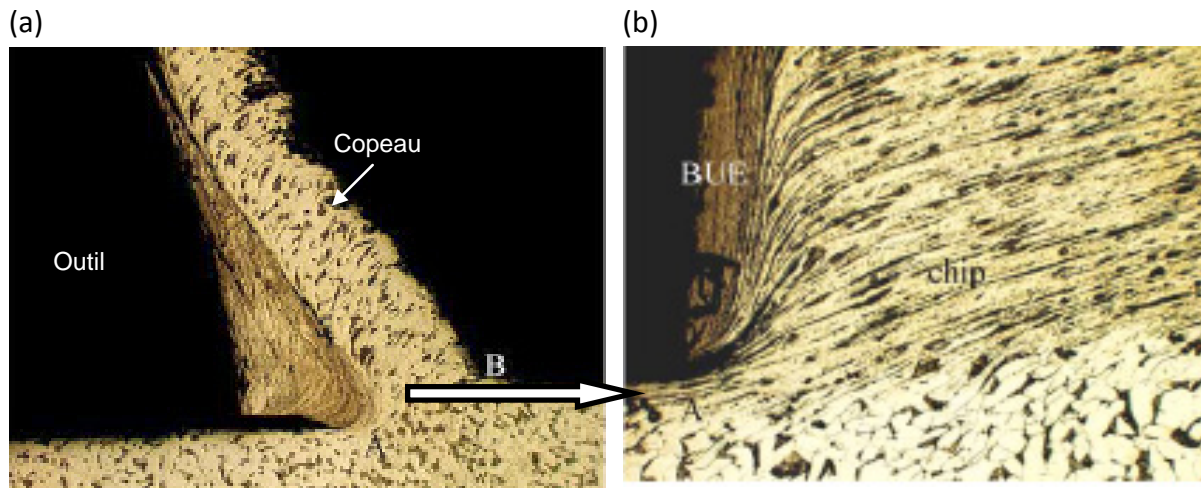


Figure 1. 6 : (a) Formation et écoulement du copeau à la surface de l'outil. (b) Processus de cisaillement, [Gwo05].

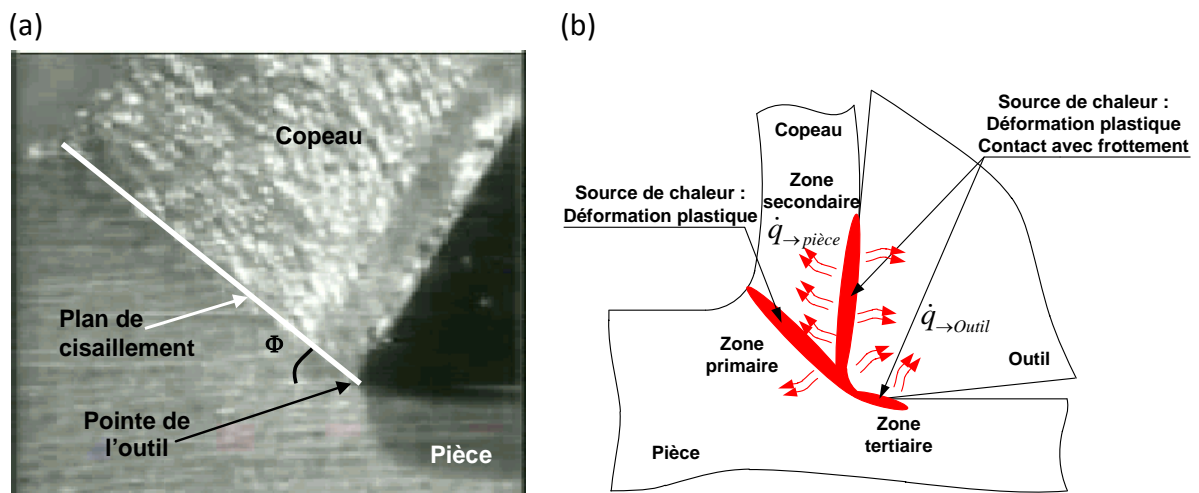


Figure 1. 7 : (a) Visualisation de la formation du copeau à l'aide d'une caméra vidéo rapide (CCD), [Nou06]. (b) Schématisation des différentes bandes de cisaillement lors de la formation du copeau.

1.2.4. Définition des zones de cisaillements gouvernant la formation des copeaux et l'intégrité des surfaces usinées

Comme cela a été expliqué précédemment, lors de la formation du copeau, trois zones de cisaillement apparaissent en général : la zone de cisaillement primaire, la zone de cisaillement secondaire et la zone tertiaire. Ces dernières sont le siège de déformations, taux de déformations et de températures intenses.

(i) Zone de cisaillement primaire (ZCP)

La zone de cisaillement primaire (ZCP) est le lieu d'un double cisaillement qui s'étend de la pointe de l'outil jusqu'à la surface libre du copeau (zone rouge sur la Figure 1. 7 (b)). La ZCP est caractérisée par une forte déformation plastique, accompagnée d'une élévation importante de la température. Cette zone est l'endroit où s'effectue un changement brutal de la direction d'écoulement de la matière qui passe de la vitesse de coupe (V_c) à la vitesse de copeau (V_{cop}). Dans la littérature, plusieurs modèles représentent la ZCP par un plan, incliné d'un angle (ϕ) par rapport à la direction de coupe, où (ϕ) est l'angle de cisaillement, (Merchant [Mer45], Oxley [Oxl89], Molinari et Dudzinski [Mol92]).

(ii) Zone de cisaillement secondaire (ZCS)

Le contact outil-copeau sous un frottement dynamique à l'interface outil-matière engendre des déformations plastiques intenses, principalement en cisaillement, accompagnée d'une élévation de la température. Cette zone est appelée "zone de cisaillement secondaire", ZCS. Cette dernière est le lieu d'un frottement intense responsable souvent d'une usure prématurée de l'outil. Les études des phénomènes tribologiques rencontrés dans cette zone représente un verrou scientifique dans l'étude du processus de formation du copeau, ([Mou98], [Bah10], [Arr10], [Fil07], etc.).

(iii) Zone de cisaillement tertiaire (ZCT)

Cette troisième zone correspond au contact outil-pièce. Il s'agit en fait du contact entre la face de dépouille et la surface fraîchement usinée. Le contact outil-pièce provoque des déformations et des températures plus faibles par rapport à celles rencontrées dans les deux premières zones (ZCP, ZCS). La ZCT est souvent à l'origine des contraintes résiduelles thermiques et mécaniques apparaissant en subsurface de la pièce usinée. Elle conditionne aussi l'intégrité de cette dernière (rugosité, défaut, etc.) et la durée de vie de l'outil cause des problèmes d'usure en dépouille. La ZCT affecte directement les paramètres d'usinabilité d'un matériau.

1.2.5. Morphologie des copeaux

Dans les travaux de la littérature ([Chi02], [Atl11], [Kom81], etc.), les différentes observations réalisées lors des essais d'usinage montrent des copeaux de natures diverses et variées. En fonction du type d'usinage et du matériau utilisés, les copeaux ont une forme continue, discontinue, segmentée, ou fragmentée, voir Figure 1. 8. La morphologie du copeau dépend en fait des caractéristiques thermiques et mécaniques du matériau et de la réponse de celui-ci face au chargement thermomécanique qu'il subit lors de l'usinage, [Vie70]. Elle dépend aussi des conditions d'usinage et de la nature du frottement au niveau de l'interface outil-copeau. Les Figure 1. 8 (a) et Figure 1. 8 (b) montrent quelques exemples

de morphologies de copeaux pour différents alliages métalliques et sous différentes conditions de coupe. On peut ainsi passer d'une forme continue à une forme discontinue ou segmentée en modifiant la vitesse de coupe, l'avance, la géométrie de l'outil ou la nature du matériau.

Pour observer la formation du copeau, deux techniques expérimentales sont souvent utilisées ; l'essai de coupe interrompue ou « Quick-stop », et l'utilisation d'une caméra vidéo rapide. Comme le montre la Figure 1. 9, la technique du quick-stop nécessite un dispositif d'arrêt brutal du processus de coupe alors que l'outil est encore engagé dans la matière de la pièce en cours d'usinage. La formation du copeau est ainsi figée à un instant t donné pour être ensuite analysée à l'aide d'autres moyens d'investigation comme le microscope optique, le profilomètre, le MEB, etc. Les analyses physicochimiques ainsi réalisées mettent alors en évidence la morphologie du copeau, sa microstructure et les mécanismes physiques qui régissent sa formation. Ces investigations permettent aussi de quantifier plusieurs paramètres clés de la formation du copeau tels que son épaisseur, la largeur des bandes de cisaillement primaire et secondaire, la longueur de contact et la nature du frottement.



Copeau continu

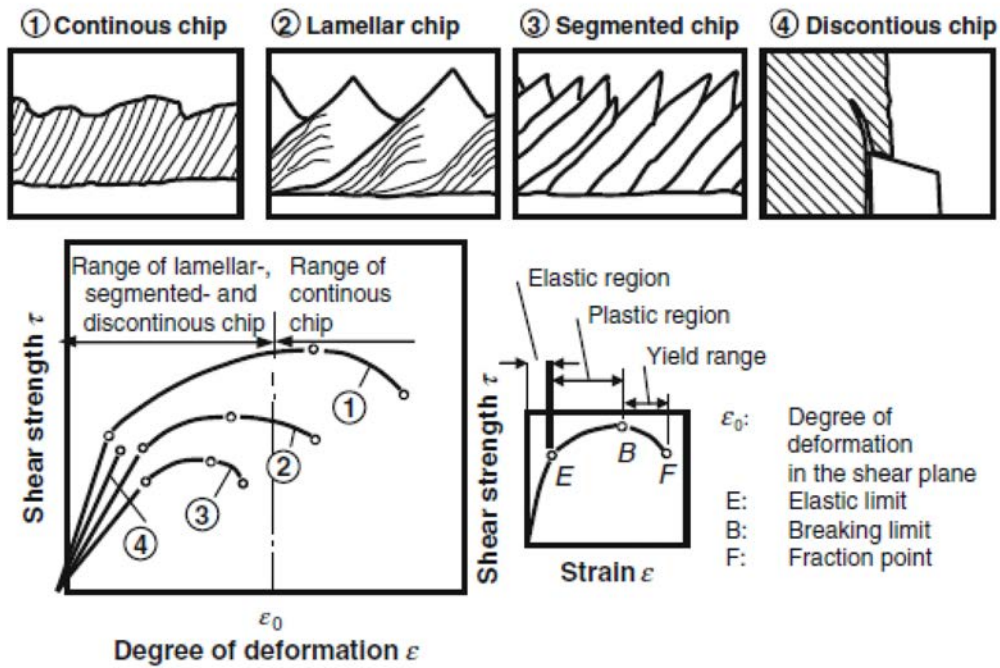
Copeau continu
avec arrête rapportée

Copeau segmenté



Copeau fragmenté

(a)



(b)

Figure 1. 8 : (a) Morphologie des copeaux observée par Childs et al. [Chi02], (b) Corrélation entre la morphologie des copeaux et leurs comportements constitués selon Viergeg [Vie70].

La deuxième technique expérimentale consiste à réaliser une instrumentation in-situ du dispositif de coupe à l'aide d'une caméra CCD, Figure 1.8. Ceci permet d'observer plusieurs familles de copeaux selon la nature du matériau usiné et les conditions de coupe utilisées. La Figure 1. 10 illustre certaines morphologies de copeaux observées lors de l'usinage de l'alliage aéronautique AA2024 T351, [Lis04].

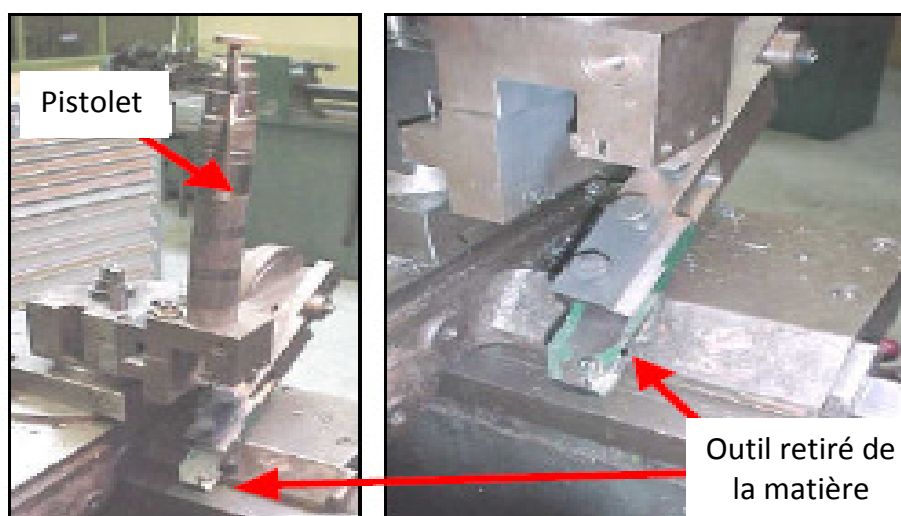


Figure 1. 9 : Dispositif de coupe brusquement interrompue « Quick- Stop » monté sur un tour CN. Manipulation réalisée par Poulachon et al. [Pou99]. Le système d'interruption est déclenché par un tir de pistolet.

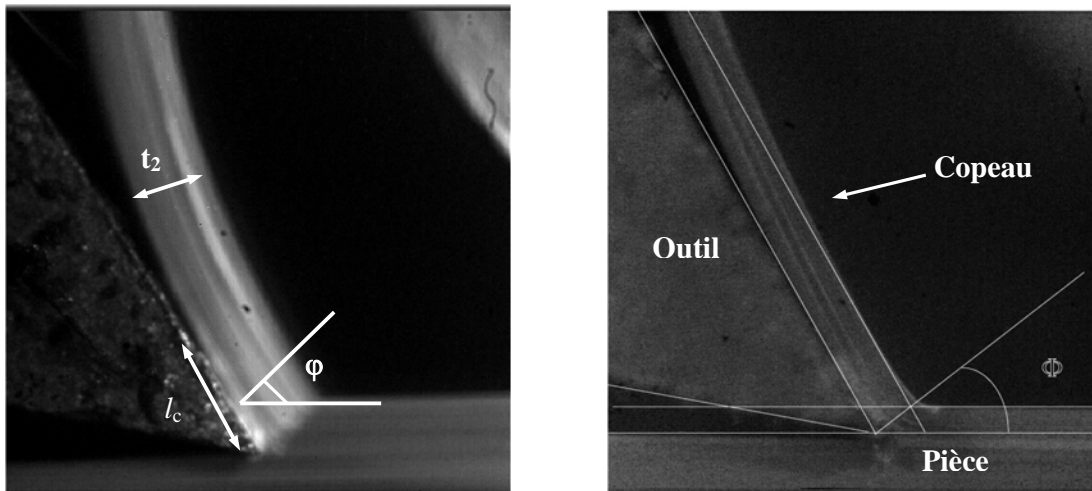


Figure 1. 10 : Copeau en cours de formation pendant la coupe de l'alliage aéronautique AA2024-T351, [Lis04].

Plusieurs paramètres de coupe peuvent être mesurés (angle de cisaillement primaire (φ), épaisseur du copeau déformé (t_2), longueur de contact (l_c)). Ces images peuvent renseigner sur le processus d'usure qui n'est pas encore activé ici (interface outil-copeau propre).

1.2.6. Mécanismes physiques régissant la formation du copeau

La forme continue des copeaux peut être expliquée par une déformation plastique quasi-stationnaire dans les zones de cisaillement primaire et secondaire. La contrainte d'écoulement en cisaillement n'atteint pas la limite de rupture de l'alliage métallique, le copeau se forme en régime de cisaillement stable et s'écoule le long de la face de coupe de l'outil, voir Figure 2(a). Ce type de morphologie est généralement observé pour les faibles valeurs de la vitesse de coupe et de l'avance, ([Hei96], [Sut97]). Lorsque ces deux grandeurs augmentent, la vitesse de déformation du matériau et la quantité de chaleur produite par déformation plastique augmentent également. Il s'ensuit alors un phénomène d'adoucissement qui rentre en compétition avec le durcissement du matériau. Ce dernier est dû à l'écroutissage du matériau provoqué par le cisaillement intense. Dans le cas des alliages aéronautiques réfractaires à base de nickel ou de titane par exemple, la conductivité thermique est particulièrement basse aux hautes températures. Ainsi, l'énergie thermique devient importante et de plus en plus difficile à dissiper par le matériau. L'effet de l'adoucissement thermique l'emporte alors sur celui de l'écroutissage et fait chuter dramatiquement les caractéristiques mécaniques de l'alliage. Cette détérioration des propriétés du matériau favorise la création de zones très localisées caractérisées par une déformation plastique intense sans possibilité d'échanger la chaleur avec le reste du matériau (régime adiabatique). On assiste alors à l'apparition de bandes de cisaillement adiabatiques à l'origine de la segmentation du copeau, voir Figure 1. 8 (a).

La morphologie du copeau est une information capitale car, d'une part elle incorpore la réponse du matériau (mécanique, thermique, thermo-viscoplastique, etc.), et d'autre part elle renseigne sur la stabilité de la coupe. Elle peut être aussi déterminante quant à l'identification de la nature tribologique de l'interface outil-copeau (contact glissant, collant, etc.). Par ailleurs, l'évolution des efforts de coupe (efforts nécessaires à la formation du copeau) montre une forte corrélation avec la morphologie des copeaux produits. La segmentation par exemple induit souvent une diminution des efforts et de la longueur de contact outil-copeau. En général, le copeau continu n'est pas souhaitable dans les applications industrielles à cause des problèmes qu'il engendre et qui affectent considérablement le bon déroulement de la coupe: endommagement de l'arête de coupe, encombrement de la zone de coupe, formation d'un amas de matière devant l'outil, etc.

1.3. Dispositifs expérimentaux mis en place pour l'analyse de la formation du copeau et mesure des paramètres d'usinage

L'aspect expérimental de la coupe des alliages métalliques et composites n'a pas cessé d'évoluer ces dernières années. Les opérations d'usinage réelles (tournage, fraisage, perçage, etc.) impliquent des géométries et des mouvements d'outils et de pièces souvent complexes. L'instrumentation par les différents moyens de mesure et d'observation devient alors difficilement réalisable pour mener à bien tout travail d'analyse, d'identification et de suivi in-situ de la formation du copeau. Les expérimentateurs se sont par conséquent intéressés plus particulièrement aux dispositifs modèles pour reproduire les principaux mécanismes de la coupe.

1.3.1. Dispositifs de coupe orthogonale

La coupe orthogonale est actuellement la seule configuration réellement maîtrisée d'un point de vue théorique (modélisation analytique, numérique et hybride), et expérimental, (Nouari [Nou06], List [Lis04], Calamaz [Cal08], Bahi [Bah10], etc.). Contrairement aux autres procédés de fabrication tels que le fraisage par exemple où l'outil possède une géométrie complexe et est en mouvement continu par rapport à la pièce, la coupe orthogonale présente l'avantage d'une coupe à géométrie simple et l'outil reste fixe pendant l'opération. Ceci conditionne fortement l'instrumentation de la manipulation (capteurs, caméra, thermocouples, etc.). La Figure 1. 11 présente les dispositifs de coupe orthogonale en rabotage ou en tournage orthogonale qui sont souvent utilisés pour étudier le processus d'enlèvement de matière.

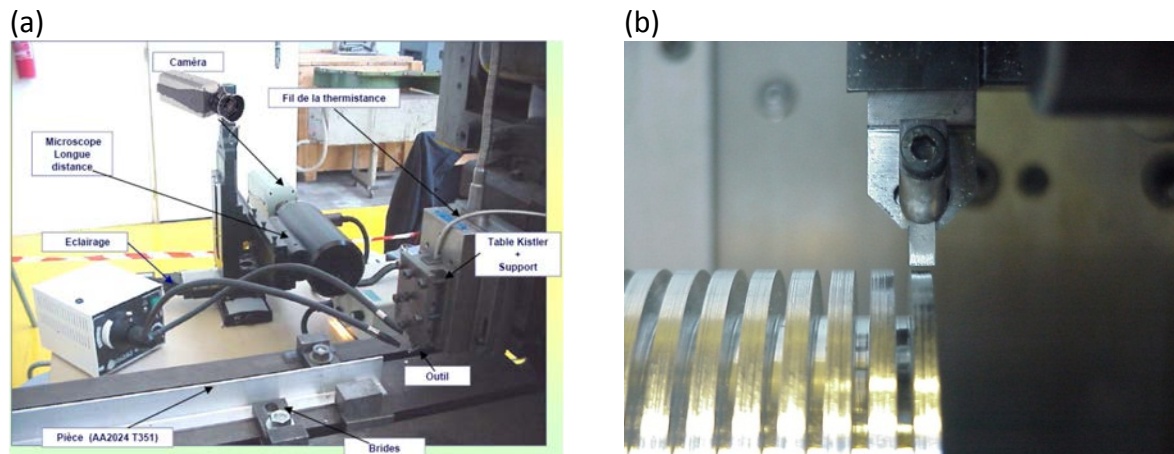


Figure 1. 11 : Dispositif de coupe orthogonale. (a) opération de rabotage, (b) opération de tournage orthogonale implémentée dans un tour à commandes numériques SOMAB 500, ([Lis04], [Cal08], [Bah10]).

1.3.2. Dispositif du canon à gaz : coupe par impact

Le dispositif de coupe orthogonale ne permet pas de tester des conditions de coupe sévère, en termes de vitesses de coupe et de vitesses d'avance notamment. Son application pour l'usinage à grande vitesse (UGV) ou l'usinage avancé des alliages réfractaires reste très limitée. Sutter et Molinari [Sut05] ont proposé un dispositif dynamique original composé d'un canon à gaz et d'un tube de lancement, voir Figure 1. 12.

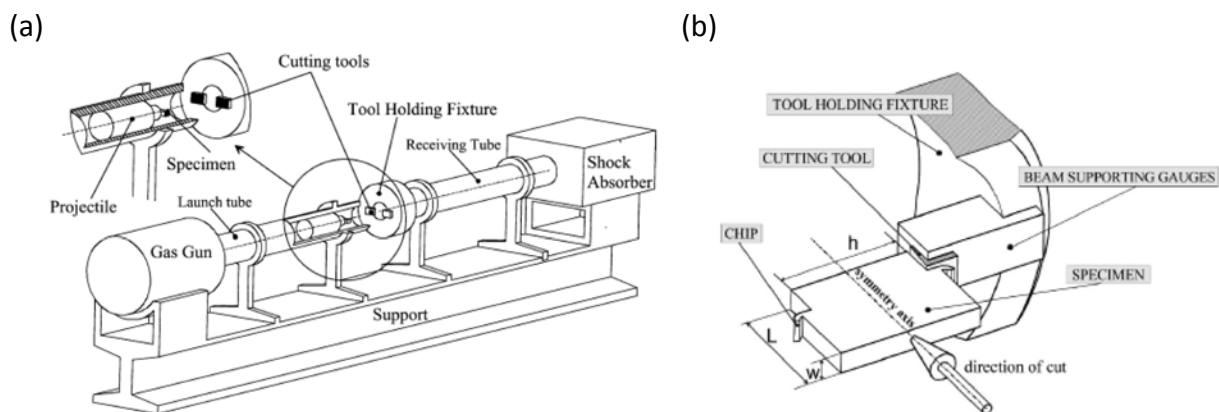


Figure 1. 12 : Dispositif dynamique pour la simulation de l'usinage grande à vitesse (UGV) développé par l'équipe "Conditions extrêmes" du laboratoire LPMM de l'Université de Metz, [Sut05]. (a) Vue générale du banc expérimental. (b) Schématisation du lancement d'un échantillon fixé à un projectile sur l'outil pour former un copeau sous conditions extrêmes.

L'éprouvette est fixée au préalable sur un projectile et placée au début du tube de lancement. Le système (projectile + éprouvette) est propulsé ensuite par la détente d'un gaz sous haute pression. L'échantillon percute deux outils de coupe fixés symétriquement sur un support et forme ainsi un copeau sur chaque côté de l'éprouvette, Figure 1. 12 (b).

En faisant varier la pression du canon, ce dispositif permet d'atteindre des vitesses de lancement de l'ordre de 100 m/s. Les efforts générés lors de la formation du copeau sont déduits des déformations subies par le capteur d'effort. D'autres moyens nécessaires à la mesure et à l'observation viennent également compléter l'instrumentation du dispositif.

Les résultats obtenus grâce à cette approche ont permis d'apporter une large contribution à la compréhension des phénomènes mis en jeu lors de la formation du copeau sous conditions extrêmes. Il a ainsi été démontré que l'augmentation de la vitesse de coupe tend à accentuer la localisation de la déformation sous forme de bandes de cisaillement adiabatiques au sein du copeau. Il a aussi été établi que la largeur de ces dernières diminue de façon importante dans la gamme des grandes vitesses. Ceci est illustré par les résultats de la Figure 1. 13, relatifs à l'impact de l'alliage aéronautique Ti-6Al-4V sur un outil carbure non revêtu.

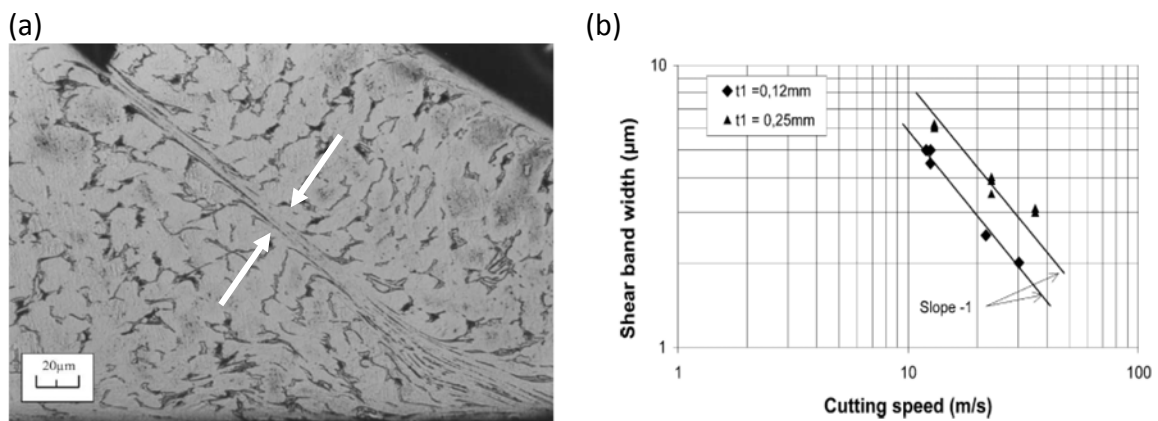


Figure 1. 13 : Evolution de la largeur de la bande de cisaillement dans le copeau en fonction de la vitesse de coupe. Le matériau testé est l'alliage de titane aéronautique Ti-6Al-4V, [Mol02].

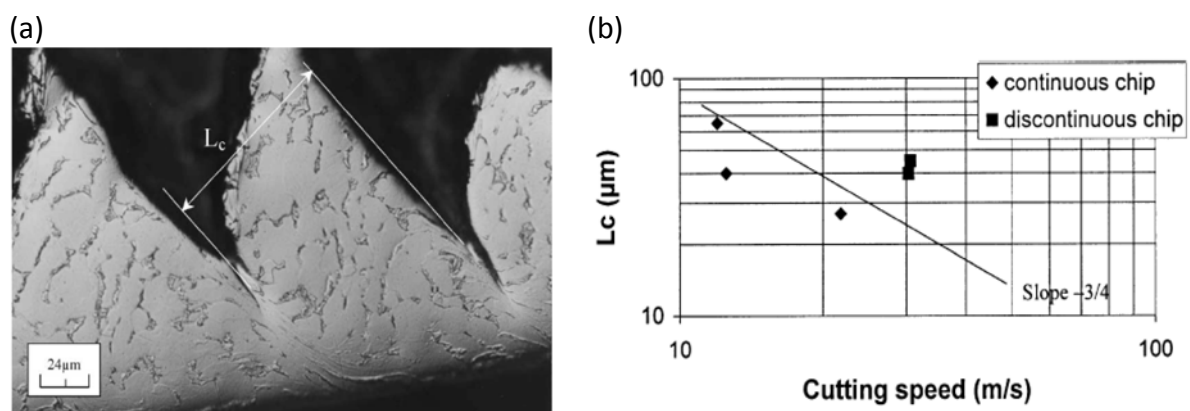


Figure 1. 14 : Evolution de la distance $L_c = l_s$ entre deux bandes de cisaillement consécutives (longueur de segmentation) en fonction de la vitesse de coupe. Le matériau testé est l'alliage aéronautique Ti-6Al-4V, [Mol02].

La distance entre les bandes de cisaillement est un paramètre important à considérer pour évaluer la fréquence de segmentation du copeau pendant sa formation. La segmentation est souvent recherchée dans les opérations d'usinage réelles car elle induit une réduction des efforts de coupe et améliore la tenue de l'outil à l'usure. Le suivi de son évolution dans une large gamme de vitesses, grâce notamment à ce dispositif, permet de la caractériser en fonction des autres paramètres de coupe tels que le comportement du matériau, les paramètres thermiques, etc. Suite à une série d'essais, une expression analytique de cette grandeur a été proposée par Molinari et al. [Mol02] comme suit:

$$L_c = l_s = 2\pi \left(\frac{m^2 k c (1-a)^2 \theta_0^2}{\left(1 + \frac{1}{m}\right) \eta_p^2 \bar{\gamma}^3 \hat{\tau}_0 a^2} \right)^{1/4} \quad (1.1)$$

où m est la sensibilité du matériau à la vitesse de déformation, k la conductivité thermique, a le paramètre d'adoucissement thermique, $\hat{\tau}_0$ la résistance à l'écoulement en cisaillement, $\bar{\gamma}$ la vitesse de déformation moyenne dans la bande, θ_0 la température initiale et η_p le coefficient de Taylor–Quinney. D'autres travaux réalisés grâce notamment au dispositif du canon à gaz ont permis d'investir l'aspect dynamique du frottement en UGV, [Sut05].

1.3.3. Instrumentation de l'essai de coupe et mesure des paramètres d'usinage

Les développements antérieurs dans le domaine de la coupe montrent que la configuration de «coupe orthogonale» est souvent adoptée pour les essais de caractérisation et pour la mesure des différents paramètres de coupe, voire Figure 1. 15.

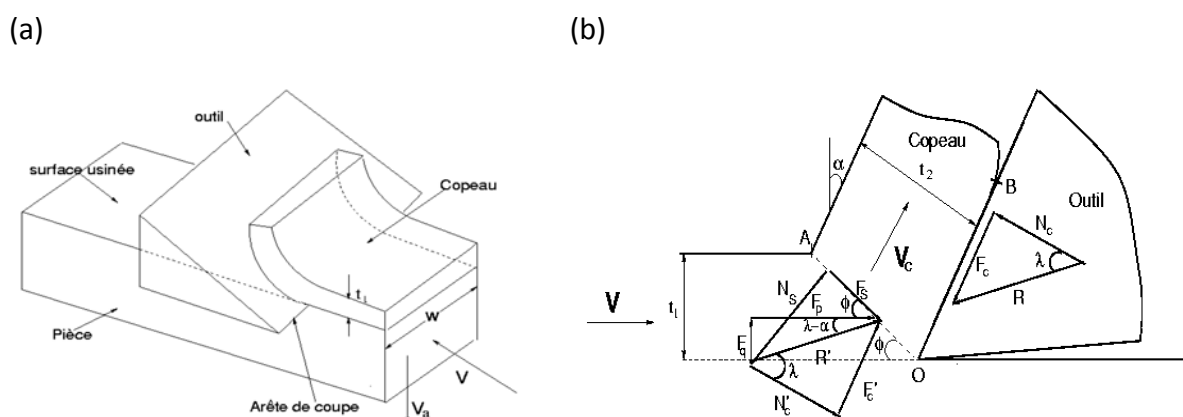


Figure 1. 15 : Paramètres d'usinage en configuration de coupe orthogonale.

Ce type de configuration permet de reproduire les principaux phénomènes mis en jeu lors de la formation du copeau. Le choix de la coupe orthogonale peut aussi être justifié par le fait

qu'actuellement c'est la seule configuration réellement maîtrisée d'un point de vue théorique (modélisation analytique et numérique), et expérimental. Contrairement aux autres procédés de fabrication tels que le fraisage par exemple où l'outil possède une géométrie complexe et est en mouvement continu par rapport à la pièce, la coupe orthogonale présente l'avantage d'une coupe à géométrie simple et l'outil reste fixe pendant l'opération. Ceci conditionne fortement l'instrumentation de la manipulation (table kistler, capteurs d'efforts, de vibration, jauges de contraintes, caméra CCD, thermocouples, thermistances, caméra infrarouge, etc.).

1.3.3.1. Mesure des efforts de coupe

Lors de coupe des matériaux, la résistance du matériau usiné face à l'outil coupant engendre un effort de coupe qui dépend fortement des conditions de coupe, de la nature des deux matériaux antagonistes et des paramètres de l'interface outil-copaux (lubrification, frottement, température, nature du contact collant ou glissant, vitesse de glissement, etc.). Les efforts de coupe sont à l'origine de la déformation plastique de la matière usinée dans les différentes zones de cisaillement, et par conséquent la formation du copeau. Ils peuvent être décomposés comme suit:

- (i) Composante tangentielle nommée effort de coupe (F_c),
- (ii) Composante radiale nommée effort d'avance (F_f),
- (iii) Et composante axiale nommée effort de pénétration ($F_p = F_{ap}$).

Il est très important de connaître leurs valeurs afin de pouvoir estimer par exemple la puissance d'usinage ou de coupe et d'analyser la stabilité du processus de coupe, voire l'usure de l'outil. La Figure 1. 16 montre deux diagrammes d'efforts lors de l'usinage d'un alliage d'aluminium de type 2xxx (AA2024). La Figure 1. 16 (b) montre un diagramme d'efforts perturbée suite à la formation d'une arête rapportée et donc suite à l'activation du phénomène d'usure de l'outil.

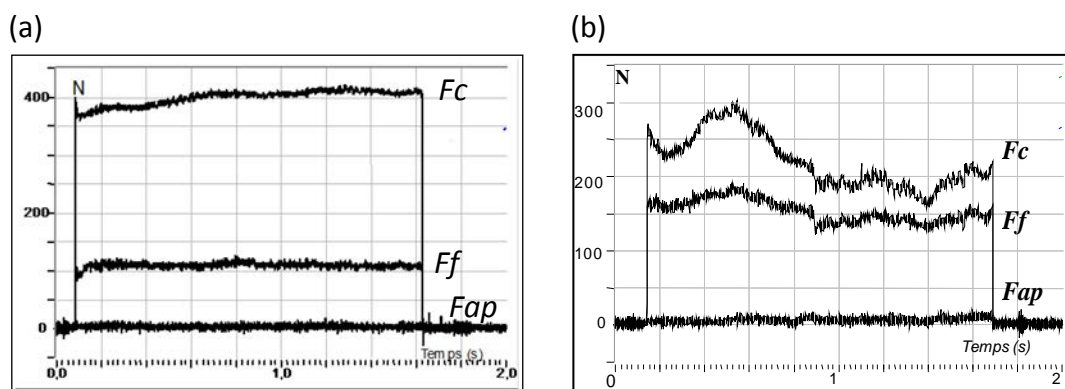


Figure 1. 16 : Diagramme des efforts de coupe et d'avance. (a) Lors d'une coupe stable. (b) Lors d'une coupe perturbée par l'usure de l'outil, [List04].

Différents paramètres d'usinage ont une influence importante sur les efforts de coupe. La Figure 1. 17 illustre l'évolution générale des différentes composantes d'efforts en fonction de la vitesse de coupe (V_c), l'avance ($t_1 = f$), la profondeur de passe (a_p) et l'angle d'arête de coupe (k_r).

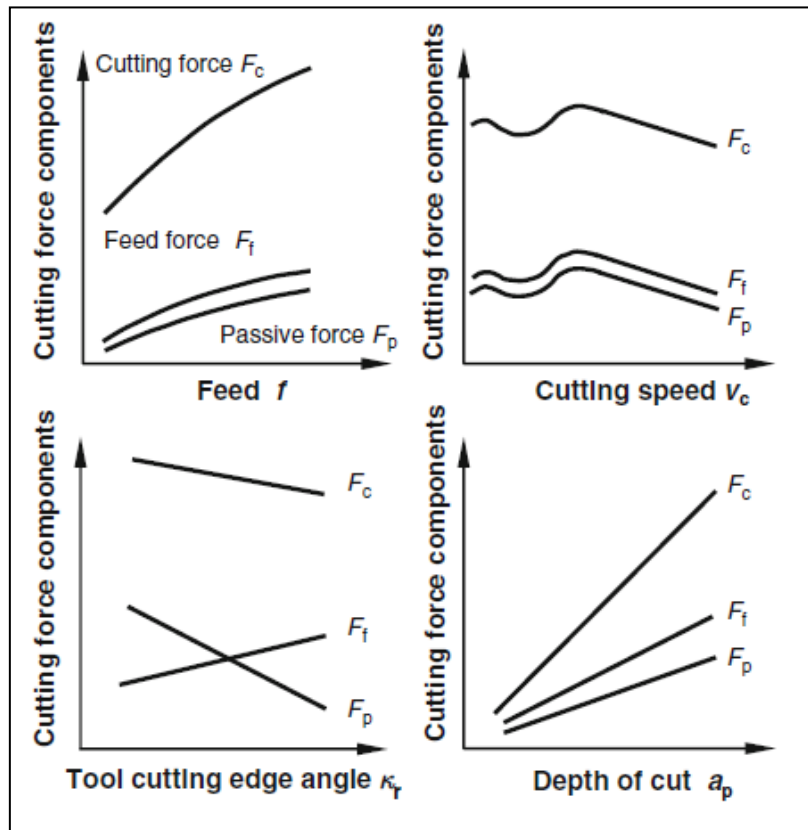


Figure 1. 17 : Influence des conditions de coupe sur les efforts de coupe, [Klo11].

D'après la Figure 1. 17, la diminution des efforts à grande vitesse de coupe est principalement due à la diminution de la résistance mécanique des matériaux. Ceci est causé par l'adoucissement thermique du matériau dû aux hautes températures de coupe. Il est à noter aussi que les efforts de coupe varient proportionnellement avec la profondeur de passe. Ainsi, ils augmentent avec l'avance à cause de l'augmentation de l'épaisseur de matière à enlever. Enfin, on constate que l'augmentation de l'angle d'arête de coupe fait diminuer les efforts de coupe et de pénétration ; cependant elle fait augmenter l'effort d'avance.

1.3.3.2. Mesure de la température de coupe et du flux thermique

L'aspect thermique de la coupe a été abordé par plusieurs auteurs, ([Bat01], [Lis04]). La détermination du flux de chaleur transmis à l'outil a été réalisée par Battaglia et al. [Bat01], Figure 1. 18. La méthode utilisée est basée sur la résolution du problème de conduction inverse de la chaleur dans le cas de l'usinage à sec avec un outil non revêtu.

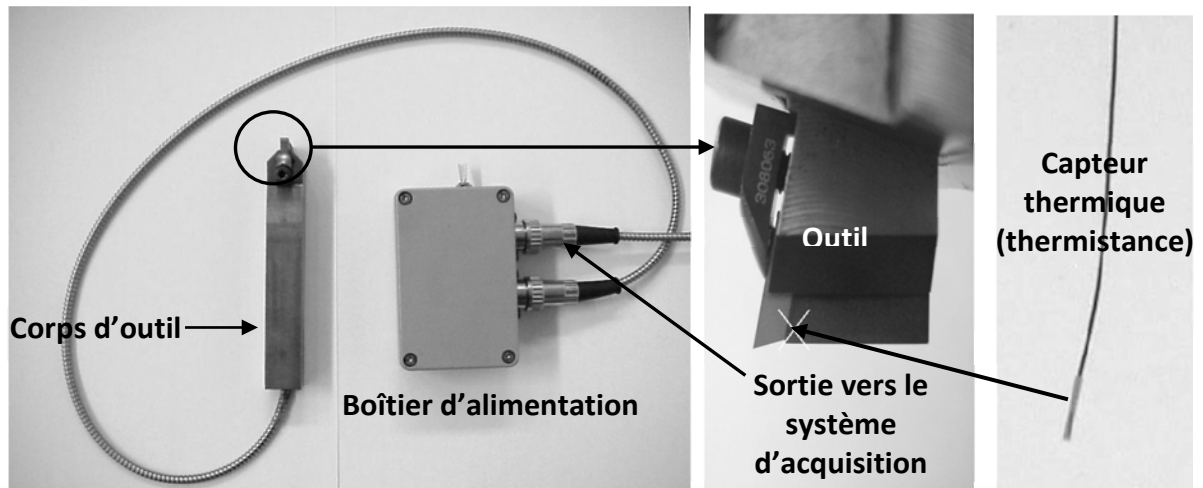


Figure 1. 18 : Instrumentation de l'outil de coupe pour la mesure de la température et du flux thermique, selon les travaux de List [Lis04], et Calamaz et al. [Cal08].

L'approche de Battaglia et al. [Bat01] consiste à mesurer la température à l'aide d'une thermistance insérée dans le porte-outil, et située près de l'arête de coupe de l'outil, le flux thermique transmis alors dans l'outil est calculé à l'aide d'un modèle direct décrit par la relation suivante :

$$\sum_{i=0}^{i=N} \alpha_i D^i T_c(t) = \sum_{j=0}^{j=M} \beta_j D^j q(t) \quad (1.2)$$

où T_c est la température mesurée par thermocouple, q est le flux thermique transmis dans l'outil et α_i , β_j sont des paramètres matériaux à identifier. Ces paramètres sont identifiés à l'aide d'un dispositif dit de laboratoire (micro-four) qui impose un flux thermique connu sur la face de coupe de l'outil et qui mesure simultanément la température au niveau du thermocouple. La fonction de transfert qui relie le flux thermique imposé et la température du thermocouple mesurée est alors déterminée. La Figure 1. 19 schématise la méthode. Le flux de chaleur transmis dans l'outil est ainsi calculé pour une large gamme de conditions de coupe. Il peut ensuite être implémenté dans un code de calcul par éléments finis pour simuler par exemple la distribution de la température à l'interface outil-copeau.

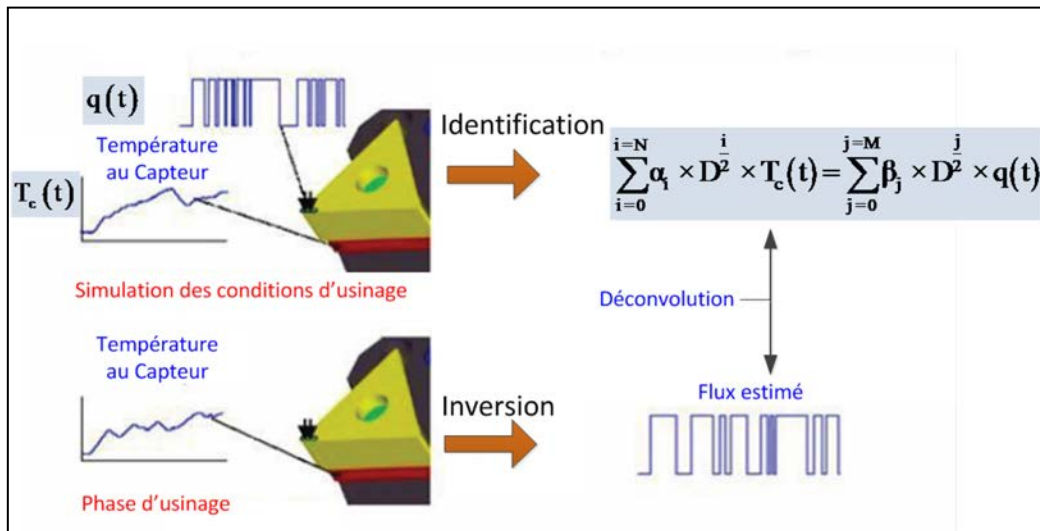
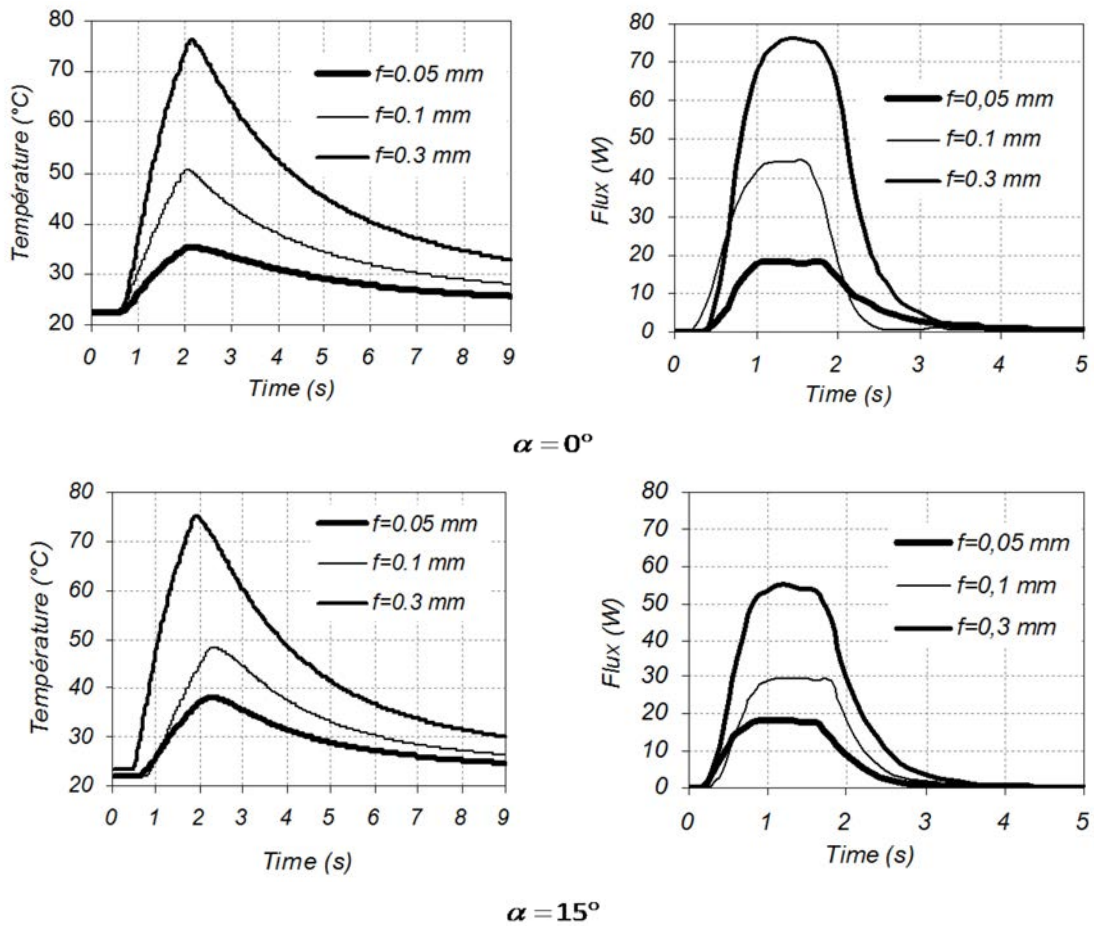


Figure 1. 19 : Technique de mesure du flux thermique transmis dans l'outil, [Pui02].



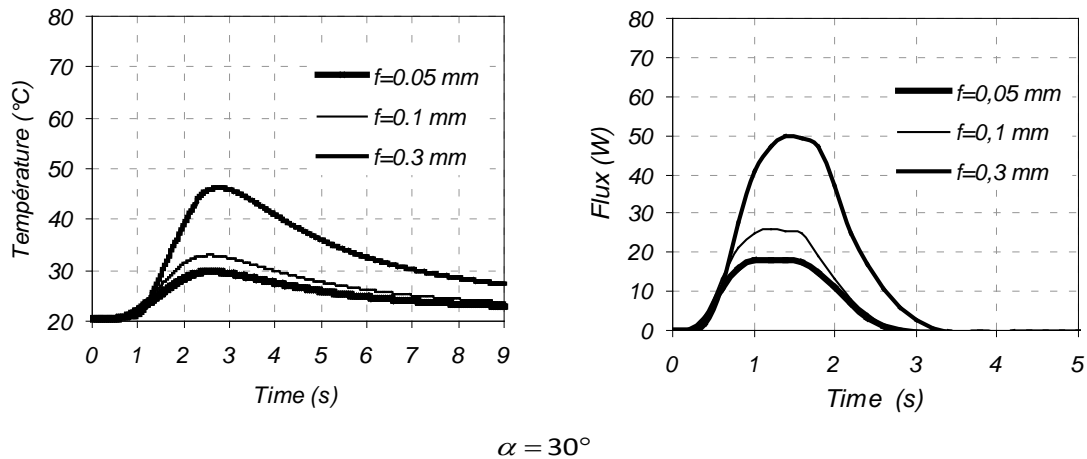


Figure 1. 20 : Flux thermiques transmis à un outil carbure de tungstène non revêtu à 6% de cobalt lors de l'usinage de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024. Mesure pour différentes conditions de coupe et différentes géométries d'outil, [Lis04].

La Figure 1. 20 présente des résultats de mesures de flux thermiques transmis dans l'outil (courbes de droite) déterminés expérimentalement à partir de la mesure de la température donnée par la thermistance (courbes de gauche). Ces résultats d'essais sont issus des travaux de List et Nouari, ([Lis03], [Lis04], [Nou06]). La vitesse de coupe (V_c) a été fixée à 60 m/min et la largeur de coupe (w) à 4mm. L'outil de coupe est un carbure de tungstène non revêtu contenant 6% de cobalt, et la pièce est un alliage d'aluminium aéronautique (AA2024-T351). Les résultats montrent que pour cet alliage, les valeurs du flux sont comprises entre 18 et 78 W. Ces grandeurs sont en accord avec les valeurs de flux thermiques utilisées par Stephenson [Ste92] pour la détermination de la température à la surface de l'outil pour ce même matériau. Il est à noter aussi que le flux thermique est une fonction croissante de l'avance. Cette fonction décroît cependant quand l'angle de coupe augmente de 0° à 30° . En effet, pour les différentes valeurs d'angles testées, le flux de chaleur varie entre 75 et 50 W pour $t_1 = f = 0.3$ mm. Cela a été expliqué par List et Nouari ([Lis03], [Lis04], [Nou06]) par une sensibilité du flux de chaleur vis à vis de la géométrie de l'outil quand l'avance est importante ($t_1 = f \geq 0.15$ mm).

1.4. Modélisation du procédé d'usinage et simulation de la formation de copeau

Les premières tentatives de modélisation de l'usinage se limitaient à une opération de coupe simple de type rabotage ou tournage orthogonal. Dans ce cas de figure, l'outil et la pièce usinée ont des géométries simples et le copeau généré s'écoule le long de la face de coupe de l'outil selon une direction bien définie, voir Figure 1. 21. La coupe orthogonale est rarement utilisée dans les applications industrielles, néanmoins ce cas de figure reproduit les principaux phénomènes physiques mis en jeu lors de l'enlèvement de matière et lors de la formation du copeau (zones de cisaillement primaire et secondaire, frottement à l'interface

outil-copeau, etc.). Il est aussi possible de reproduire la configuration de coupe orthogonale sur d'autres opérations d'usinage telles que le tournage à condition d'utiliser les pièces sous forme de tubes minces ou de blocs plein comportant des créneaux, voir Figure 1. 11 (b). Une schématisation de ce type de configuration est illustrée sur la Figure 1. 21 (a) en 2D et la Figure 1. 21 (b) en 3D. La direction de la vitesse de coupe (V_c) est perpendiculaire à celle de la vitesse d'avance (V_f) et la largeur de coupe (W) est inférieure à celle de l'arête de coupe de l'outil pour négliger les effets de bords.

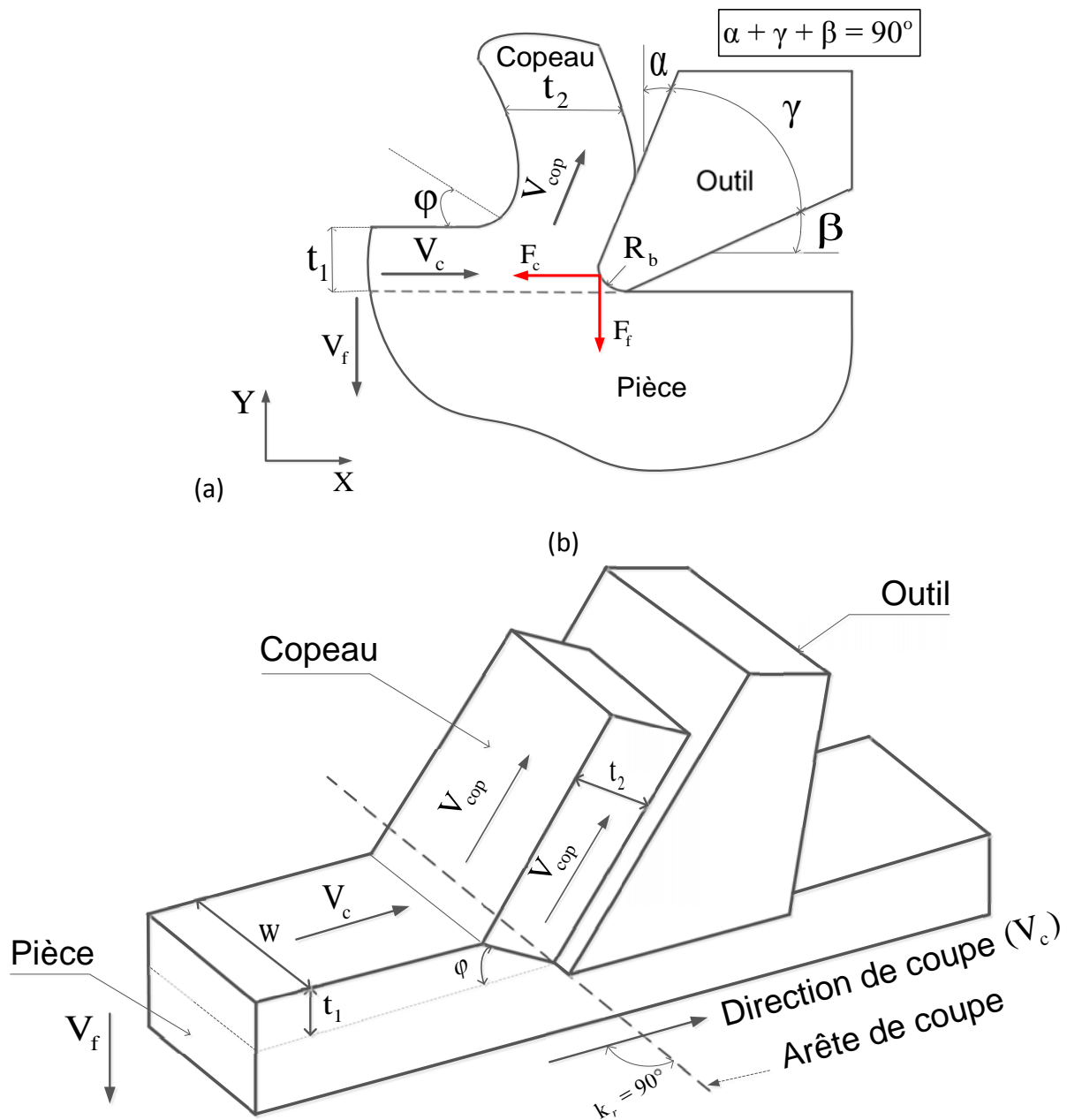


Figure 1. 21 : Schématisation de la coupe orthogonale et de l'écoulement du copeau à la surface de coupe de l'outil. (a) Schématisation en 2D. (b) Schématisation en 3D.

Les paramètres de coupe associés à la coupe orthogonale sont résumés dans le Tableau 1. 3.

Paramètres	Désignation	Paramètres	Désignation
Vitesse de coupe	V_c	Angle de coupe	α
Vitesse d'avance	V_f	Angle de taillant	γ
Efforts de coupe	F_c	Angle de dépouille	β
Efforts d'avance	F_f	Angle de direction	k_r
Avance	t_1 ou f	Angle de cisaillement	ϕ ou φ
Epaisseur de copeau	t_2	Rayon de bec	R_b

Tableau 1. 3 : Paramètres de coupe en configuration de coupe orthogonale.

1.4.1. Modélisation analytique de l'usinage

Merchant [Mer45] est l'un des premiers auteurs à avoir étudié le cas de la coupe orthogonale. En utilisant une formulation énergétique en déformation plane (approche bidimensionnelle), il considère la formation du copeau comme la conséquence d'un simple cisaillement le long d'un plan (OA) allant de la pointe de l'outil et incliné d'un angle φ (angle de cisaillement primaire), voir Figure 1. 15(b).

Historiquement, le modèle de Merchant [Mer45] est le premier modèle mécanique qui a été proposé pour étudier la coupe des métaux. Ce modèle permet principalement le calcul des efforts de coupe et la valeur de l'angle de cisaillement. Ces paramètres sont déterminés à l'aide des équations d'équilibre du copeau en tenant compte des contraintes à l'interface de contact outil-copeau. Utilisant une loi de comportement simple (purement plastique), ce modèle est limité uniquement aux aspects mécaniques de la coupe (aucun effet de la température ni via le comportement du matériau ni via le contact outil-copeau). Par ailleurs, Albrecht [Alb60] a pris en compte l'effet de l'acuité d'arête de l'outil sur la formation du copeau. Lee et al. [Lee51] quant à eux, se basent sur la méthode des lignes de glissement. Cette dernière a été utilisée avec une loi de comportement purement plastique en déformations planes. Le modèle de Boothroyd [Boo63] constitue la première étude de la coupe impliquant les effets thermiques dans la formation du copeau.

Oxley a proposé quelques années plus tard, [Oxl89], une modélisation thermomécanique de coupe en tenant compte à la fois des aspects mécaniques et thermiques pour déterminer la température et les contraintes à l'interface de contact outil-copeau. Ce dernier modèle est considéré comme étant un des modèles les plus représentatifs de la coupe car il tient compte du comportement thermomécanique et du frottement à l'interface de contact outil-copeau. Par conséquent, il permet de déterminer la géométrie du copeau, la température moyenne dans les zones de cisaillement primaire et secondaire, ainsi que les efforts de coupe et de frottement. Des modèles similaires à celui d'Oxley ont été développés pour la modélisation analytique de la coupe, le modèle de Gilormini [Gil82] et le modèle de Molinari

et Dudzinski [Mol92]. Mais le modèle d'Oxley reste le plus utilisé dans la littérature pour décrire les phénomènes de coupe des métaux.

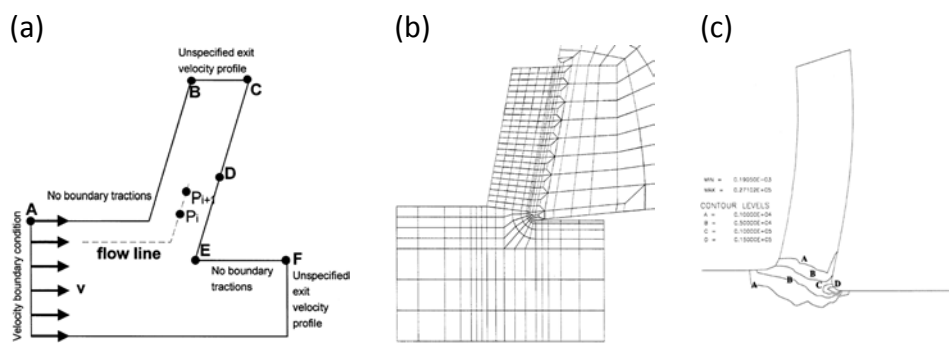
D'autres modèles ont été développés récemment, Dudzinski et al. [Dud97] et Moufki et al. [Mou98] pour la modélisation du processus de coupe en configuration orthogonale et stationnaire.

1.4.2. Simulation numérique de l'usinage

La modélisation numérique de la formation du copeau a été développée pour mettre en évidence et estimer les grandeurs inaccessibles par l'expérience comme par exemple la température de coupe, les déformations et les contraintes. Elle est basée sur la méthode des Eléments Finis (EF), des volumes finis ou encore des éléments discrets. Des progrès importants ont été apportés par ces modèles dans la compréhension des phénomènes mécaniques, thermiques et physicochimiques de la coupe des métaux. Cependant, la grande majorité de ces modèles numériques se limite à la formation du copeau en configuration de coupe orthogonale et se base sur l'une des trois formulations connues dans la théorie des éléments finis : formulation lagrangienne, eulérienne ou la formulation Arbitraire-Lagrangienne-Eulérienne (formulation ALE).

1.4.2.1. Formulation Eulérienne

La formulation eulérienne considère comme domaine d'étude sur une région fixe dans l'espace à travers laquelle s'écoule la matière usinée. Elle est utilisée pour étudier principalement l'écoulement en phase stationnaire d'un copeau continu, comme indiqué sur la Figure 1. 22. A l'aide de cette formulation, on peut étudier l'influence de certains paramètres du procédé d'usinage sur la formation du copeau continu, comme par exemple l'influence de la profondeur de passe, de la vitesse de coupe et du rayon de bec de l'outil sur les champs des déformations, des contraintes et des températures. L'approche eulérienne est à l'origine des premières simulations numériques réalisées en usinage, mais elle ne permet pas de simuler la formation d'un copeau discontinu (problème instationnaire).



1.4.2.2. Formulation Lagrangienne

Dans cette formulation, chaque nœud du maillage suit le mouvement du point matériel auquel il est affecté, tel que représenté sur la Figure 1. 23. Le maillage se déforme, il est alors possible de simuler le procédé de coupe depuis la phase de pénétration de l'outil dans la pièce jusqu'à l'obtention d'un copeau. Cependant, partant d'une géométrie arbitraire (pas de prédéfinition de la géométrie du copeau), son application nécessite d'utiliser un critère de séparation afin de permettre la formation du copeau (loi ou critère d'endommagement et/ou de rupture).

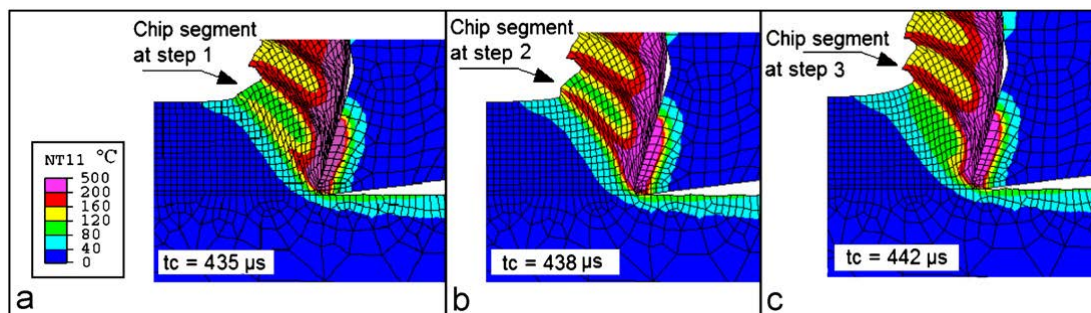


Figure 1. 23 : Formulation lagrangienne, [Mab08].

1.4.2.3. Formulation Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE)

Cette approche est un compromis entre les approches précédentes, i.e. les approches Eulérienne et Lagrangienne. Elle repose sur l'utilisation d'un maillage mobile partiellement indépendant des points matériels, comme indiqué sur la Figure 1. 24. Le maillage est globalement Lagrangien, au sens où il est nécessaire que sa frontière suive la surface du domaine occupé par la matière. Mais une liberté de choix quant au mouvement des nœuds internes est introduite. Cette dissociation entre maillage et matière permet d'éviter les problèmes de distorsions souvent rencontrés lors de la simulation numérique de la coupe orthogonale.

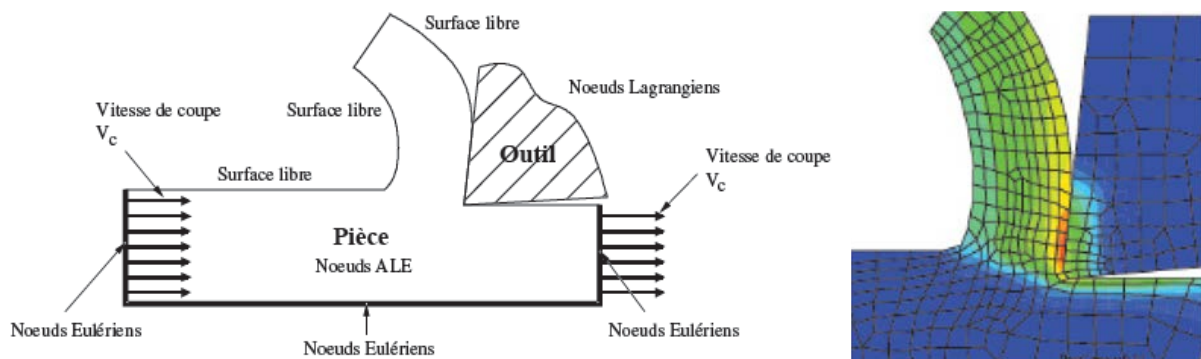


Figure 1. 24 : Formulation ALE : Arbitraire Lagrangienne Eulérienne, [Pan05].

1.4.3. Modèles numériques de la coupe

Un modèle thermomécanique pour la formation du copeau continu couplé avec un critère géométrique de séparation du copeau du reste de la pièce, a été implémenté dans un code EF appelé MARC par Mamalis et al. [Mam01], tel que représenté sur la Figure 1. 26. Le critère de séparation du copeau consiste en premier lieu à fixer une ligne ou un chemin décrit par des nœuds dédoublés qui vont se détacher au fur et à mesure que l'outil avance dans la pièce usinée. La technique est appelée déboutonnage des nœuds du maillage comme le montre la Figure 1. 25 suivante :

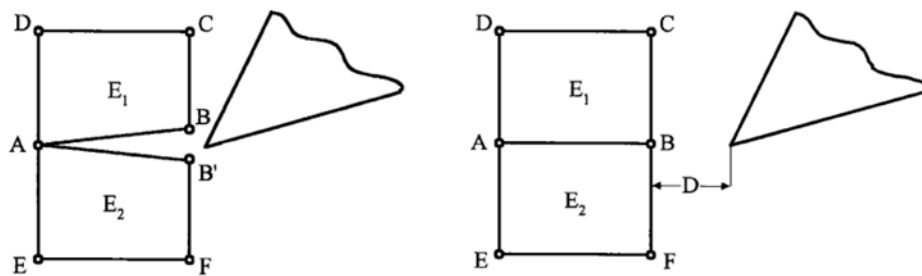


Figure 1. 25 : Critère géométrique de séparation du copeau, [Mam01].

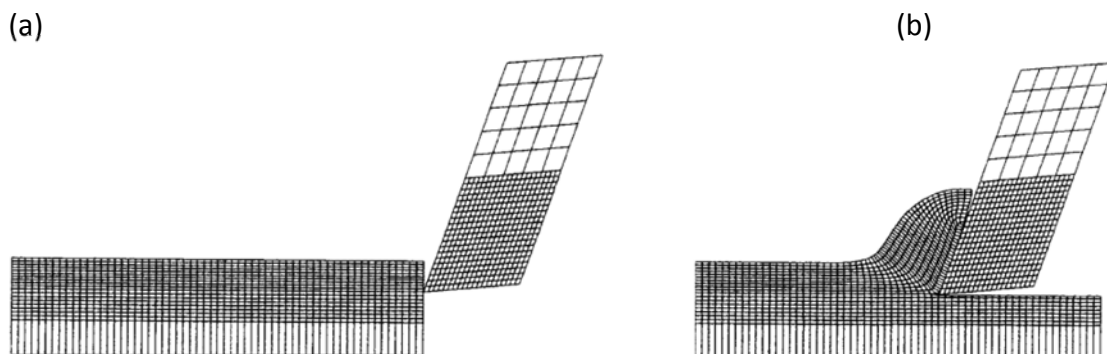


Figure 1. 26 : Simulation de la formation du copeau, (a) configuration initiale, (b) configuration intermédiaire de la coupe orthogonale 2D, [Mam01].

Ohbuchi et al. [Ohb03] ont aussi développés un modèle EF thermo-élasto-plastique de la coupe orthogonale avec un grand angle négatif de coupe pour comprendre le mécanisme et les aspects thermiques du meulage. Ils ont remarqués qu'à grand angle négatif de coupe, une zone stagnante de la matière usinée est formée au niveau de la pointe de l'outil, elle est assimilée à l'arête rapportée, voire Figure 1. 27. Ils ont constaté que la forme du copeau obtenu est fortement dépendante de la vitesse de coupe et d'avance ; quand la vitesse de coupe ou d'avance diminue, la forme du copeau change d'un type dentelé à celui renflé.

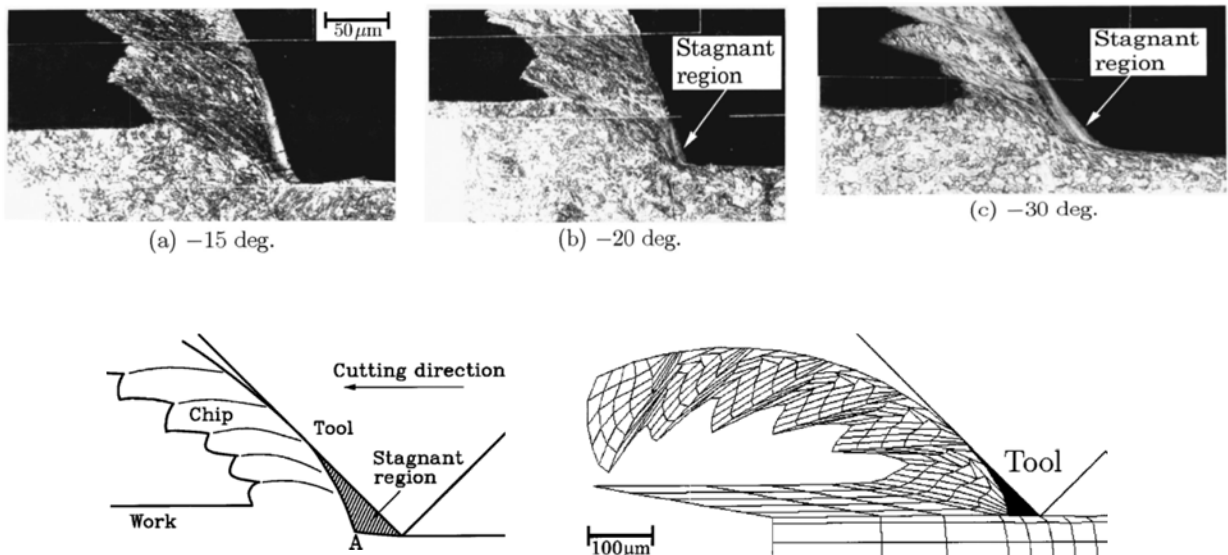


Figure 1. 27 : Formation du copeau dentelé pour différents angles de coupe, [Ohb03].

La Figure 1. 28 montre la procédure de remaillage souvent utilisé pour réactualiser la simulation numérique de la formation du copeau. Cette technique introduit une erreur dite « erreur du procédé de remaillage ». Pour l'estimer, des indicateurs d'erreur basés sur le modèle d'endommagement de Lemaitre [Lem91] ont été utilisés par exemple par Owen et al. [Owe99] dans la simulation numérique de la coupe orthogonale. Des tests numériques distincts ont été conduits pour évaluer l'influence de la vitesse de coupe et de l'angle de coupe sur la capacité du processus de remaillage adaptative utilisé.

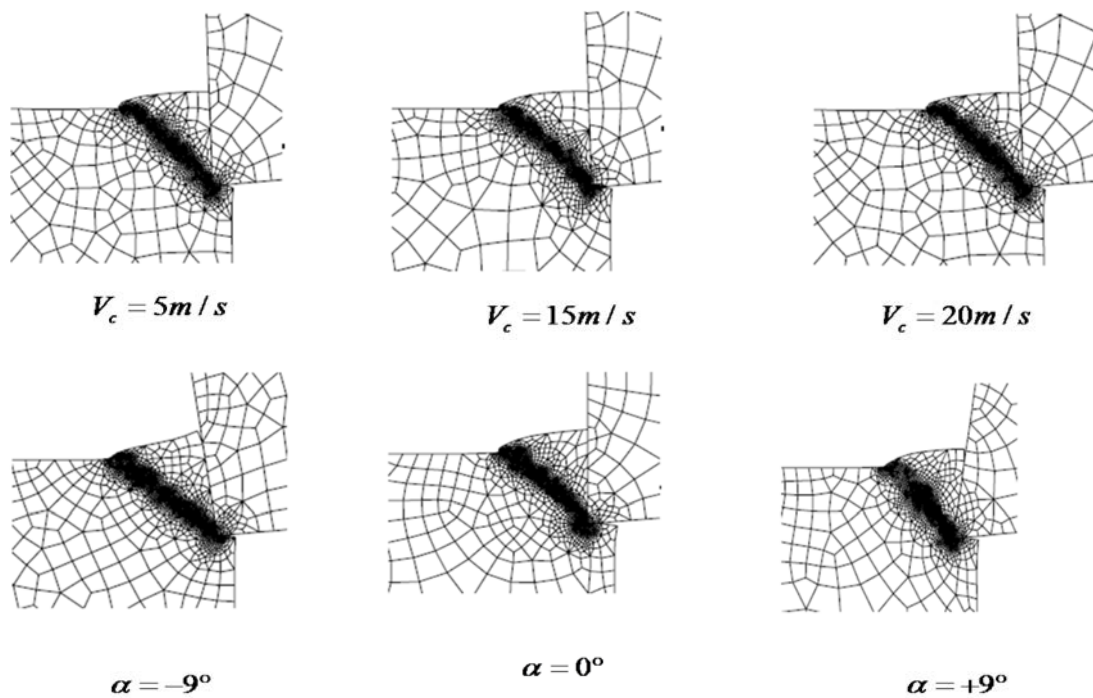


Figure 1. 28 : Maillage raffiné, [Owe99].

1.4.4. Lois de comportement de l'outil et du matériau usiné

L'outil de coupe est souvent modélisé par une loi de comportement thermo-rigide ou thermoélastique. Par conséquent, la variation de la température dans l'outil est décrite par l'équation de la chaleur, en tenant compte des deux principales sources de chaleur : celle générée par le frottement à l'interface de contact outil-matière, et celle issue de la déformation plastique générée dans les zones principales de cisaillement et transférée par conduction à l'interface de contact outil-matière.

Contrairement au comportement simple de l'outil, le comportement du matériau usiné reste l'une des difficultés majeures rencontrées dans la simulation de l'usinage. L'utilisation d'une loi de comportement adéquate et représentative reste indispensable pour simuler efficacement le processus de la formation du copeau en usinage. Pour bien représenter le comportement des matériaux usinés, on doit tenir compte de divers phénomènes liés au processus de la coupe des métaux, comme la sensibilité à l'écroutissage, à la vitesse de déformation et à la température, ainsi qu'aux propriétés physiques des matériaux usinés (propriétés thermiques, thermo-physiques, chimiques, etc.). En usinage, le comportement des matériaux usinés est souvent décrit par les équations constitutives suivantes :

$$\bar{\sigma} = f(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}}, T) \quad (1.3)$$

où $\bar{\sigma}$ est la contrainte d'écoulement équivalente du matériau usiné, $\bar{\varepsilon}$ est la déformation plastique équivalente et T est la température du matériau usiné. Dans la littérature, on trouve une grande variété des lois de comportement qui permettant de prendre en considération ces effets précédents.

1.4.4.1. Modèle de comportement de type Johnson-Cook

En usinage, ce modèle est très souvent utilisé pour modéliser le comportement du matériau usiné. Le modèle de Johnson-Cook [Joh83] est un modèle empirique qui prend en considération l'effet de l'écroutissage, de la viscosité et de l'adoucissement thermique selon l'équation phénoménologique suivante:

$$\bar{\sigma} = \left[A + B\bar{\varepsilon}^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right] \quad (1.4)$$

avec A , B , n , C et m des constantes du matériau usiné à déterminer expérimentalement, $\dot{\bar{\varepsilon}}_0$ est la vitesse de déformation de référence, T_f et T_0 sont respectivement la température de fusion et la température de référence.

Pour décrire l'initiation de l'endommagement, le modèle de Johnson–Cook [Joh85] est souvent couplé à une loi d'endommagement sous la forme suivante :

$$\varepsilon_f = \left[d_1 + d_2 \varepsilon^{\left(-d_3 \frac{p}{\bar{\sigma}} \right)} \right] \left[1 + d_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - d_5 \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right) \right] \quad (1.5)$$

Avec d_1 , d_2 , d_3 , d_4 et d_5 les paramètres d'endommagement du modèle de Johnson–Cook associés au matériau usiné.

1.4.4.2. Modèle de Zerrili-Armstrong

Ce modèle est très largement utilisé dans le cadre des études du comportement des matériaux soumis à de fortes sollicitations dynamiques. Le modèle de Zerrili-Armstrong [Zer87] est un modèle semi-empirique basé sur la théorie de la mobilité des dislocations dans la microstructure. Il propose une expression de la contrainte d'écoulement équivalente $\bar{\sigma}$ en fonction de la déformation plastique équivalente ($\bar{\varepsilon}$), de la vitesse de déformation plastique $\dot{\bar{\varepsilon}}$, de la température T , du diamètre moyen d'un grain D et de la structure cristallographique du matériau usiné, [Bou10]. La loi de Zerrili-Armstrong [Zer87] s'écrit alors sous les formes suivantes:

(i) Pour un matériau cubique à faces centrées :

$$\bar{\sigma} = C_1 + \frac{C_2}{\sqrt{D}} + C_3 \sqrt{\bar{\varepsilon}} \exp(-C_6 T + C_7 T \ln(\dot{\bar{\varepsilon}})) \quad (1.6)$$

(ii) Pour un matériau cubique centré :

$$\bar{\sigma} = C_1 + \frac{C_2}{\sqrt{D}} + C_5 \exp(-C_6 T + C_7 T \ln(\dot{\bar{\varepsilon}})) + C_4 \bar{\varepsilon}^n \quad (1.7)$$

(iii) Pour un matériau hexagonal compact :

$$\bar{\sigma} = C_1 + \frac{C_2}{\sqrt{D}} + C_3 \sqrt{\bar{\varepsilon}} \exp(-C_6 T + C_7 T \ln(\dot{\bar{\varepsilon}})) + C_5 \exp(-C'_6 T + C'_7 T \ln(\dot{\bar{\varepsilon}})) \quad (1.8)$$

où C_1 à C_7 , C'_6 et C'_7 sont des constantes du modèle à déterminer. L'inconvénient majeur du modèle de Zerrili-Armstrong [Zer87] est le grand nombre de paramètres à identifier et qui dépendent fortement de la structure cristallographique du matériau usiné.

1.4.4.3. Modèle de Marusich et Ortiz

La loi thermo-viscoplastique de Marusich et Ortiz [Mar95] est très utilisée dans la simulation numérique de l'usinage à grande vitesse (UGV). Cette loi dite à deux branches est implémentée dans un code EF appelé "Third Wave AdvantedgeTM", elle est décrite par les équations suivantes :

$$\begin{aligned} \left(1 + \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0}\right) &= \left(\frac{\bar{\sigma}}{g(\bar{\varepsilon})}\right)^{m_1} & si \quad \dot{\bar{\varepsilon}} \leq \dot{\bar{\varepsilon}}_t \\ \left(1 + \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0}\right) \left(1 + \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_t}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0}\right)^{\frac{m_2}{m_1}} &= \left(\frac{\bar{\sigma}}{g(\bar{\varepsilon})}\right)^{m_2} & si \quad \dot{\bar{\varepsilon}} \geq \dot{\bar{\varepsilon}}_t \end{aligned} \quad (1.9)$$

$$g(\bar{\varepsilon}) = \sigma_0 \Theta(T) \left(1 + \frac{\bar{\varepsilon}}{\bar{\varepsilon}_0}\right)^{\frac{1}{n}}$$

avec $\bar{\sigma}$ la contrainte équivalente, $\bar{\varepsilon}$ la déformation équivalente, $\dot{\bar{\varepsilon}}$ la vitesse de déformation, m_1 et m_2 sont respectivement les sensibilités à faibles et à hautes vitesses de déformation, $\Theta(T)$ est une fonction thermique et n est le paramètre d'écrouissage.

1.4.5. Lois de contact/frottement outil-copeau

Le comportement à l'interface de contact outil-copeau est celui qui gouverne le processus de formation des copeaux. Il représente le verrou scientifique pour la modélisation de la coupe des métaux. Le contact n'est pas encore entièrement maîtrisé d'un point de vue modélisation. Dans la suite de ce paragraphe, on présentera les deux aspects du contact, l'aspect mécanique et thermique.

1.4.5.1. Aspect mécanique du contact outil-copeau : loi de frottement

Le frottement à l'interface de contact outil-copeau est difficile à déterminer car il est influencé par plusieurs facteurs tels que la vitesse de glissement local, la pression de contact, la température et le comportement des matériaux de l'outil et celui de la pièce. En usinage, le frottement influence la morphologie du copeau, la formation de l'arête rapportée, la température de coupe et l'usure des outils. Par conséquent, il est nécessaire de comprendre le mécanisme de frottement entre l'outil et le copeau afin d'estimer correctement les efforts et la température de coupe. Dans la littérature, il existe plusieurs lois de frottement permettant la modélisation des problèmes de contact en usinage. Ces lois permettent de déterminer la composante tangentielle du vecteur contrainte à l'interface outil-copeau.

Le modèle de frottement le plus simple est celui de Coulomb. Généralement, le coefficient de frottement μ est supposé constant pour une interface de contact donnée. Cependant,

des études approfondies en tribologie de contact (pion–disque) montrent la dépendance du frottement de plusieurs paramètres locaux à l'interface tels que la vitesse de glissement, la pression de contact et la température, ([Zor63], [Usu82], [Iwa84], [Eld91], [Sek93], [Yan02], etc.)

Le modèle de frottement de Zorev [Zor63] est parmi les modèles plus couramment utilisés en usinage pour représenter la nature du contact collant-glissant entre l'outil et le copeau. Zorev [Zor63] a remarqué l'existence de deux régions distinctes: la première dite "zone collante" près de la pointe de l'outil où la contrainte de frottement (τ_f) est supposée égale à la résistance au cisaillement du matériau usiné (τ_Y), et la deuxième dite "zone glissante" loin de la pointe de l'outil où la contrainte de frottement est proportionnelle à la contrainte normale (σ_n). D'après le modèle de Zorev [Zor63], la contrainte de frottement s'écrit comme suit :

$$\tau_f = \begin{cases} \tau_Y & \text{si } 0 \leq l_r \leq l_c (\mu\sigma_n \geq \tau_Y) & \text{Zone collante} \\ \mu\sigma_n & \text{si } l_r > l_c (\mu\sigma_n < \tau_Y) & \text{Zone glissante} \end{cases} \quad (1.10)$$

où τ_Y est la résistance au cisaillement du matériau usiné, définie comme $\tau_Y = \sigma_Y / \sqrt{3}$; σ_Y est l'approximation de la contrainte d'écoulement du matériau usiné, μ est le coefficient de frottement de Coulomb et l_c est la longueur de contact, supposés connus dans plusieurs cas d'usinage, voir Figure 1. 29.

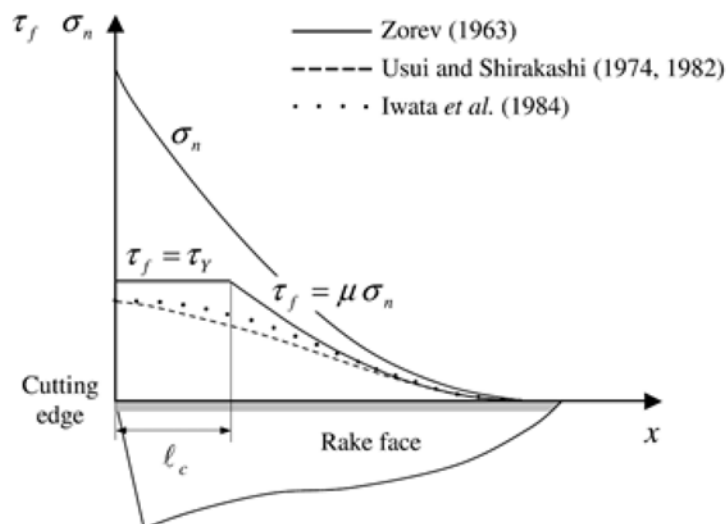


Figure 1. 29 : Contrainte normale et tangentielle sur la face de contact outil–copeau, [Vaz07].

Usui et al. [Usu82] ont introduit une loi expérimentale de frottement décrite par une relation non linéaire entre la contrainte de frottement et la contrainte normale, donnée par l'équation suivante :

$$\tau_f = \tau_Y \left(1 - \exp \left(- \frac{\mu \sigma_n}{\tau_Y} \right) \right) \quad (1.11)$$

où μ est une propriété d'outil/copeau (différent de coefficient de frottement).

Plus tard, Childs et al. [Chi02] ont apporté des modifications sur la loi d'Usui et al. [Usu82], comme le montre l'équation suivante :

$$\tau_f = m \tau_Y \left(1 - \exp \left(- \frac{\mu \sigma_n}{m \tau_Y} \right)^n \right)^{\frac{1}{n}} \quad (1.12)$$

avec n le coefficient qui contrôle la transition d'une région collante vers la région glissante et m un coefficient qui prend en considération l'effet de la lubrification.

Iwata et al. [Iwa84] ont proposé une expression de la contrainte de frottement qui dépend du coefficient de frottement de Coulomb, de la contrainte normale et de la dureté de Vickers du matériau usiné H_v selon l'équation suivante :

$$\tau_f = \frac{H_v}{0,07} \tanh \left(\frac{\mu \sigma_n}{H_v / 0,07} \right) \quad (1.13)$$

Par ailleurs, Eldridge et al. [Eld91] ont proposé une expression exponentielle de la contrainte de frottement en fonction de la contrainte de cisaillement $\tau_f(x, T_0)$ le long de l'interface outil-copeau et de la température :

$$\tau_f = \tau_f(x, T) \exp \left(\frac{A}{T} \right) \quad (1.14)$$

Sekhon et al. [Sek93] ont adopté la fameuse loi de frottement de Norton qui suppose que la contrainte de frottement est proportionnelle à la vitesse relative de glissement entre le copeau et l'outil V_g .

$$\tau_f = \mu K \|V_g\|^{p-1} V_g \quad (1.15)$$

où μ est le coefficient de frottement, K est une constante du matériau et p est une constante qui dépend de la nature du contact outil-copeau. Yang et Liu 2002 [Yan02] ont proposé une loi de frottement basé sur une série polynomiale :

$$\begin{aligned}\tau_f &= \sum_i^4 \mu_i (\sigma_n)^i \\ &= \mu_0 + \mu_1 \sigma_n + \mu_2 (\sigma_n)^2 + \mu_3 (\sigma_n)^3 + \mu_4 (\sigma_n)^4\end{aligned}\quad (1.16)$$

Ce polynôme du quatrième ordre peut aussi approximer la loi de Usui [Usu82] et la loi d'Iwata [Iwa84] avec une bonne précision en déterminant les coefficients ($\mu_0 - \mu_4$) du polynôme.

1.4.5.2. Aspect thermique du contact outil-copeau : loi d'échange thermique

L'échange thermique à l'interface de contact outil-copeau est issu de deux principales sources de chaleur générées respectivement par la déformation plastique dans les zones principales de cisaillement et par frottement. L'évolution de la chaleur dans l'outil ou dans la pièce est décrite par l'équation suivante :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda \text{grad}(T)) + \dot{q} \quad (1.17)$$

où ρ est la masse volumique, C_p la chaleur massique à pression constante, λ la conductivité thermique et \dot{q} la source de chaleur interne. Cette dernière est décrite par l'équation suivante :

$$\dot{q} = h\Delta T + \eta_f \beta \tau_f V_g \quad (1.18)$$

avec h le coefficient de transfert thermique, η_f la fraction de frottement converti en chaleur, β le coefficient de partage, τ_f la contrainte de frottement et V_g est la vitesse de glissement. Ceretti et al. [Cer07] ont schématisé la densité du flux thermique transmis dans l'outil de coupe, comme indiqué sur la Figure 1. 30.

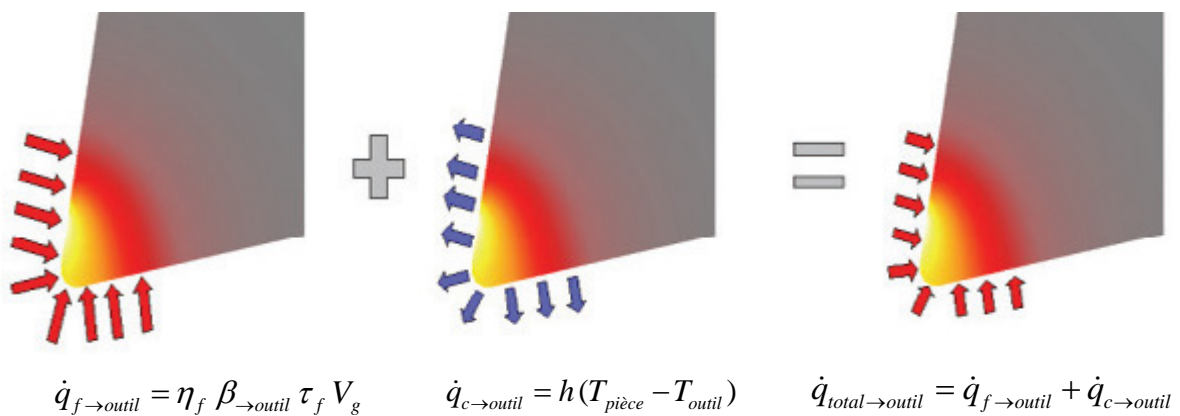


Figure 1. 30 : Génération de chaleur à l'interface outil-copeau, [Cer07].

En plus, Vieregge [Vie70] a simulé numériquement la distribution du flux thermique et la température de coupe dans l'outil, le copeau et la pièce usinée. Il a trouvé qu'une grande partie du flux thermique (de l'ordre de 75%) est transmise dans le copeau. Par contre, la température maximale est située dans l'outil de coupe, comme indiqué sur la Figure 1. 31.

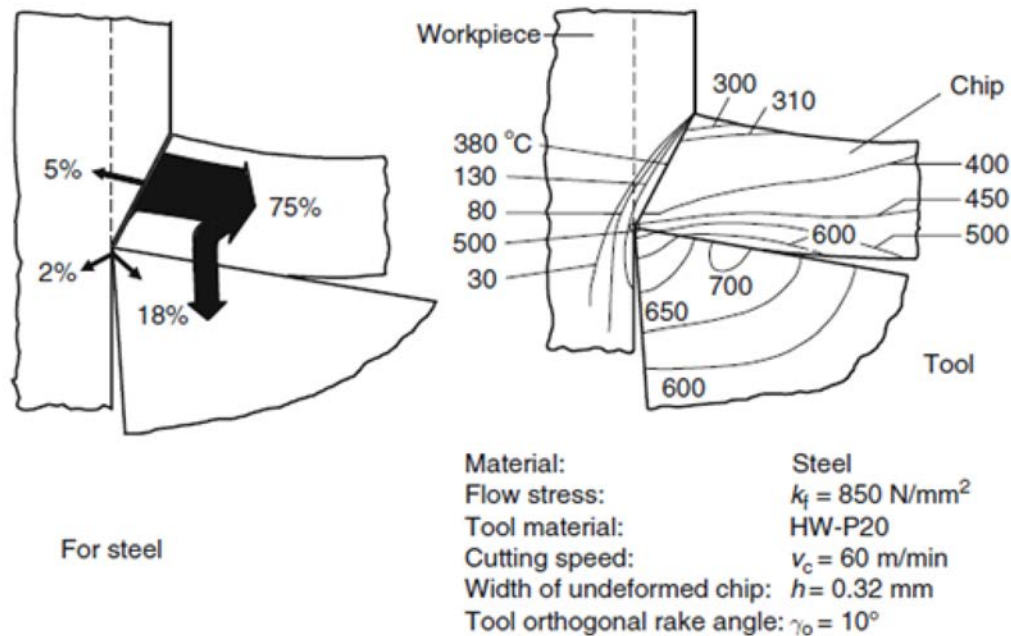


Figure 1. 31 : Distribution du flux thermique et de la température dans le copeau, l'outil et la pièce usinée, [Vie70].

1.5. Conclusion

Un état de l'art des travaux scientifiques sur l'usinage a été présenté dans ce premier chapitre. Qu'ils soient expérimentaux, numériques ou analytiques, tous ces travaux montrent la complexité de la problématique de l'usinage due à l'aspect pluridisciplinaire de ce procédé. Nous avons donné un aperçu général sur ces aspects expérimentaux et théoriques. Pour pouvoir modéliser et simuler les différents phénomènes mis en jeu lors de l'usinage des alliages métallique, les aspects expérimentaux constituent une première étape dans la compréhension de processus d'enlèvement de matière. Dans la littérature, de nombreux modèles théoriques ont été proposés dans le but de caractériser le comportement du matériau usiné et celui de l'outil coupant. De plus, les observations expérimentales de la morphologie des copeaux obtenus lors de l'usinage s'avèrent très utiles dans la mise en évidence des mécanismes de formation de celui-ci. Par conséquent, une modélisation représentative et fiable doit tenir compte de tous ces aspects. Pour caractériser l'usinabilité des alliages métalliques, plusieurs essais expérimentaux d'usinage sont nécessaires. De plus, la prise en compte de tous les chargements mis en jeu est souvent difficile à mettre en œuvre. Ceci rend également la démarche expérimentale très coûteuse. Ainsi, la modélisation et la simulation numérique peuvent constituer un moyen rapide, économique et très efficace pour reproduire les phénomènes de coupe et estimer les grandeurs thermomécaniques caractérisant l'usinage des matériaux (efforts, pression, contraintes, déformations, température, etc.). Le prochain chapitre sera donc entièrement consacré à la mise en données pour la modélisation et la simulation numérique de l'usinage des alliages d'aluminium 2024-T351. D'après les résultats de la recherche bibliographique, le comportement de ce type de matériaux en usinage doit prendre en compte à la fois l'effet de l'érouissage, de la sensibilité à la vitesse de déformation et de la température.

Chapitre 2

Modélisation de l'usinage de l'alliage d'aluminium AA2024-T351

2.1.	Introduction	55
2.2.	Description des essais expérimentaux de la coupe orthogonale	56
2.2.1.	Essais de rabotage – Effet de l'angle de coupe et de l'avance sur la morphologie des copeaux	56
2.2.2.	Essais de tournage – Effet de la vitesse de coupe	59
2.3.	Modélisation du processus d'usinage	61
2.3.1.	Equations d'équilibre	62
2.3.2.	Comportement du matériau usiné et de l'outil de coupe	62
2.3.3.	Comportement de l'interface outil-pièce	68
2.4.	Etude préliminaire sur l'influence des paramètres numériques sur la formation du copeau.....	71
2.4.1.	Description du modèle	72
2.4.2.	Formulation Eléments Finis.....	74
2.4.3.	Morphologie des copeaux.....	76
2.4.4.	Grandeurs thermomécaniques	77
2.4.5.	Temps de calcul ou CPU	80
2.4.6.	Discussion sur les paramètres de la MEF	80
2.5.	Analyse du processus de la coupe.....	81
2.5.1.	Description du modèle	83
2.5.2.	Analyse des paramètres critiques d'endommagement.....	84
2.5.3.	Analyse de la morphologie des copeaux.....	85
2.5.4.	Température à l'interface outil-copeau	86
2.5.5.	Effort de coupe et longueur de contact.....	87
2.5.6.	Analyse de la segmentation des copeaux	90
2.5.7.	Corrélation segmentation des copeaux/efforts de coupe.....	96
2.5.8.	Effet du coefficient de frottement sur la segmentation	99
2.6.	Conclusion	102

2.1. Introduction

L'alliage d'aluminium AA2024-T351 est fréquemment utilisé dans l'industrie aéronautique en raison de ses bonnes caractéristiques en fatigue [Pau08] et de sa faible densité volumique. L'obtention des pièces finales passe, entre autres, par la mise en forme par usinage d'un brut obtenu par forgeage (pour le cas de pièces volumiques) ou préformées par laminage (pour le cas des tôles). Les opérations d'usinage de ce matériau sont diverses (tournage, fraisage, perçage, etc.). L'usinage à sec de cet alliage rencontre plusieurs contraintes et constitue un enjeu économique. En effet, la suppression des fluides de coupe, motivé par des contraintes environnementales (écologiques), peut avoir des conséquences néfastes sur les outils de coupe et par conséquent sur la qualité de la surface usinée, ce qui réduit la productivité. Lors de l'usinage de cet alliage, l'usure prématurée des outils de coupe est due principalement au transfert de matière vers la face de coupe de l'outil, qui favorise la formation de l'arrête rapportée (modification de la géométrie de l'arête par collage). La formation de l'arrête rapportée affecte directement la qualité de la surface usinée. Ce phénomène de transfert de matière vers l'outil, appelé également phénomène de collage, constitue un vrai problème lors de l'usinage des alliages d'aluminium et plus particulièrement la nuance AA2024-T351.

D'une manière générale, pour usiner un matériau dans les meilleures conditions, la méthode expérimentale classique, basée sur des essais sur le couple outil-matière est souvent utilisée. Le recours systématique à cette démarche est coûteux en terme d'investissement (dispositif expérimental à mettre en place), du temps d'occupation de la machine, et à un degré moindre du dépouillement des résultats. Néanmoins, cette démarche, une fois mise en place, fournit des résultats (efforts de coupe et morphologie des copeaux, état de surface) d'une manière rapide. A partir de ces résultats, les conditions de coupe stables peuvent être obtenues. Pour la compréhension des phénomènes thermomécaniques de la coupe, cette démarche n'est pas suffisante. En effet, elle ne donne pas d'information sur la distribution locale (dans la zone de coupe) des champs thermomécaniques lors de la coupe, des données nécessaires pour une étude plus poussée du processus de la coupe. Le recours à la modélisation du processus de la coupe permet de prédire les champs thermomécaniques, en plus des grandeurs macroscopiques tels que les efforts de coupe. Comme mentionné au premier chapitre, des modèles analytiques, numériques et hybrides ont été proposés dans plusieurs travaux. L'approche numérique basée sur la méthode des éléments finis (MEF) semble la plus adaptée pour prédire certains phénomènes de la coupe, comme la segmentation du copeau qui fera l'objet d'une étude approfondie dans cette partie. Ainsi, l'objectif principal dans ce chapitre est de modéliser et simuler le processus de la formation des copeaux lors de l'usinage de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024-T351, en mettant l'accent sur l'influence des conditions de coupe sur les efforts de coupe et la morphologie des copeaux, notamment l'apparition des bandes de cisaillement adiabatique dans le copeau donnant lieu à des copeaux segmentés. En premier, une description des essais expérimentaux d'usinage en coupe orthogonale sera donnée. Par la suite la

modélisation du processus de la formation du copeau sera abordée. L'ensemble des équations de la modélisation (équations d'équilibre, loi de comportement et loi de contact/frottement) seront décrites. Dans le but de mettre en place un modèle EF de coupe orthogonale, une étude sur l'impact de la MEF sur le processus de la coupe a été également réalisée, afin de choisir au mieux les paramètres numériques, tels que la densité du maillage et le type d'EF. Enfin, en utilisant les équations de modélisation et en se basant sur cette étude numérique, une analyse de la morphologie des copeaux a été entreprise. Grâce à la modélisation par éléments finis, le processus de segmentation du copeau a été évalué avec un nouveau paramètre proposé spécialement pour quantifier ce phénomène de segmentation, appelé "Rapport d'Intensité de Segmentation" (RIS). Il est défini comme un rapport de déformation plastique équivalente à l'intérieur et à l'extérieur des bandes de cisaillement adiabatiques dans un copeau segmenté. En utilisant ce paramètre, l'effet des conditions de coupe et de la géométrie des outils de coupe sur le phénomène de segmentation du copeau peut être clairement établi. Également, la fluctuation de la longueur de contact, la température d'interface outil-copeau ainsi que les oscillations des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe sont soigneusement examinées. Une corrélation entre l'évolution des efforts de coupe et l'intensité de la segmentation a été établie. Enfin, une analyse paramétrique a été réalisée pour mettre en évidence l'effet du coefficient de frottement sur l'intensité de la segmentation dans le copeau.

2.2. Description des essais expérimentaux de la coupe orthogonale

Afin d'établir par la suite une modélisation thermomécanique de la coupe pour l'usinage de l'alliage d'aluminium AA2024-T351, des essais expérimentaux de la coupe orthogonale en rabotage et en tournage ont été déjà réalisés par List et Nouari dans le cadre d'une thèse [Lis04]. Ces essais serviront à la validation du modèle thermomécanique mis en place. Ces essais ont été effectués pour mettre en évidence l'effet des conditions de coupe, tels que l'angle de coupe, l'avance et la vitesse de coupe sur le processus de la formation des copeaux. Dans cette partie, les grandeurs mécaniques (efforts de coupe, longueur de contact et morphologie des copeaux) sont examinées. Un autre volet des essais, consacrée à l'évaluation du flux thermique diffusé dans l'outil, sera présenté dans les Chapitres 3 et 4, où une modélisation thermomécanique des échanges thermiques dans le couple outil-pièce a été développée (évaluation du coefficient de partage de la chaleur à l'interface outil-pièce).

2.2.1. Essais de rabotage – Effet de l'angle de coupe et de l'avance sur la morphologie des copeaux

Des essais d'usinage en coupe orthogonale ont été réalisés sur une machine plane (raboteuse) GSP2108R.20, [Lis04]. Des plaquettes non revêtues en carbure de tungstène et de cobalt comme liant (WC-CO) ont été utilisées comme outil de coupe, avec trois angles de coupe (0° , 15° et 30°), comme montré sur la Figure 2.2 (a), et un angle de dépouille de 7° (Figure 2.3 (a)). Le rayon de bec des plaquettes est de 0,01 mm. La configuration de coupe

outil-pièce est illustrée sur la Figure 2.2 (b) et les principales caractéristiques géométriques des plaquettes et de la pièce en forme de T sont illustrées sur la Figure 2.3. La largeur de coupe est de 4 mm et la longueur de coupe est de 1500 mm pour tous les essais réalisés, comme indiqué sur la Figure 2.3 (b).

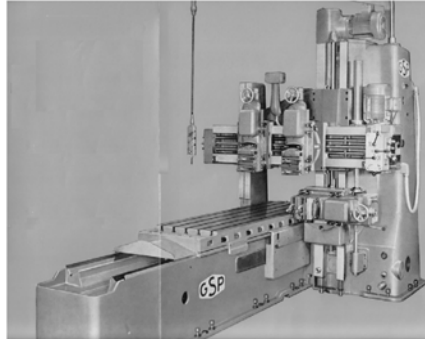


Figure 2.1 : Raboteuse GSP 2108 R.20, [Lis04].

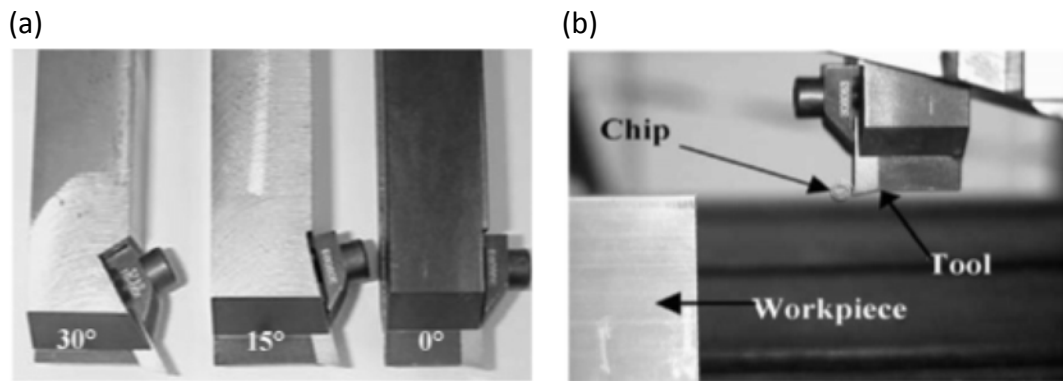


Figure 2.2 : Dispositif expérimental pour analyser la coupe, (a) Géométrie des outils de coupe pour différents angles de coupe, (b) Dispositif de la coupe orthogonale, [Lis04].

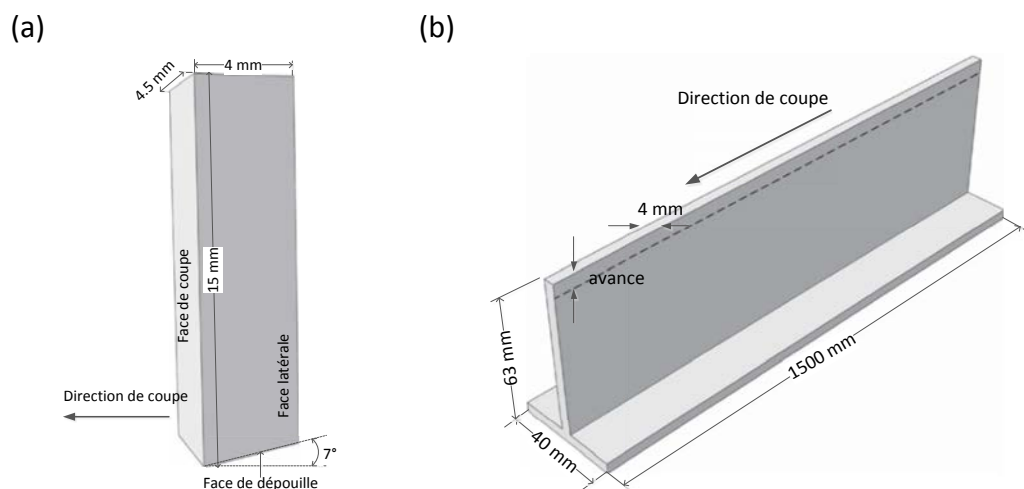


Figure 2.3 : Caractéristiques géométriques (a) de l'outil de coupe et (b) de la pièce usinée, [Lis04].

La composition chimique de l'alliage AA2024-T351 est donnée dans le Tableau 1. 1. Le cuivre et le magnésium représentent les éléments aditifs principaux de cette nuance. Cet alliage fait partie de la série 2000 des alliages d'aluminium, appelée série de cuivre. Sa structure micrographique est illustrée sur la Figure 2.4 (a). Pour les plaquettes de coupe non-revêtues, elles sont constituées des éléments de base donnés dans le Tableau 2. 1. La structure micrographique du matériau des plaquettes est donnée dans la Figure 2.4 (b).

WC-Co	WC	Co
%	0.94	0.6

Tableau 2. 1 : Composition chimique du carbure de tungstène, [Lis04].

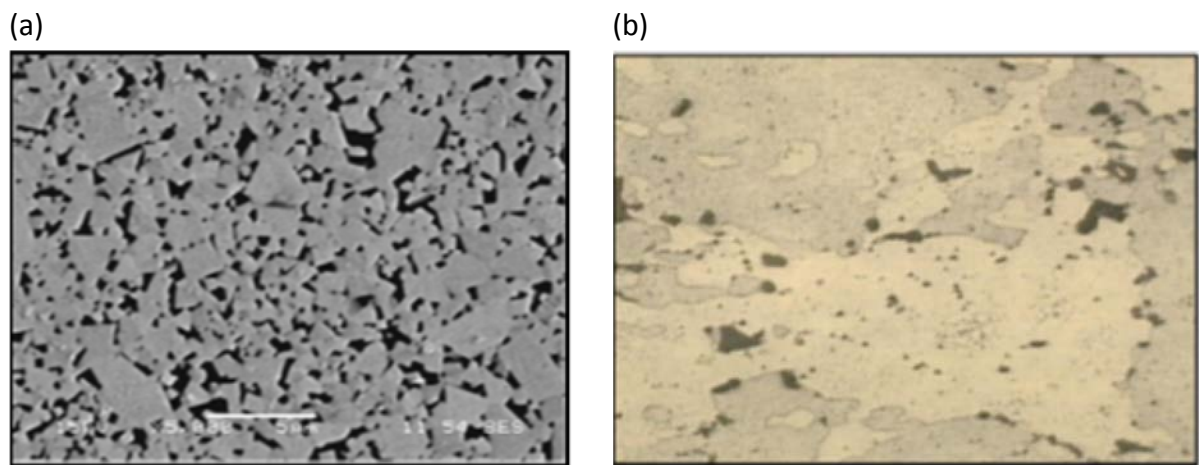


Figure 2.4 : (a) Image MEB d'une surface polie de l'outil de coupe (6wt% Co), (b) Micrographie de l'alliage d'aluminium AA2024-T351, [Lis04].

Le plan d'expérience établi consiste à réaliser des opérations de rabotage avec les trois angles (0° , 15° et 30°) à une vitesse de coupe constante, égale à 60 m/min, et pour différentes avances (deux sont retenues ici : 0,05 et 0,3mm). La Figure 2.5 illustre la morphologie des copeaux obtenus en fonction de l'angle de coupe et de l'avance. Ces images ont été obtenues avec une caméra rapide qui a permis le suivi du processus de la coupe, notamment la segmentation des copeaux. Pour une avance faible de 0,05 mm, les copeaux générés sont tous continus. En conséquence, à faible avance la variation de l'angle de coupe ne permet pas de contrôler la morphologie du copeau. Par contre, pour les grandes avances, 0,3 mm, la morphologie du copeau dépend fortement de l'angle de coupe. Comme on peut le constater sur la Figure 2.5. Pour les angles de coupe de 0° et 15° les copeaux sont segmentés et pour 30° le copeau est continu. En conséquence, il est possible d'agir sur la géométrie de l'outil pour générer une morphologie souhaitée du copeau, tout en gardant les mêmes conditions de coupe. Néanmoins, ces images ne permettent pas de quantifier le phénomène de segmentation. Une étude numérique, développée dans la dernière partie de ce chapitre, a été menée dans ce sens.

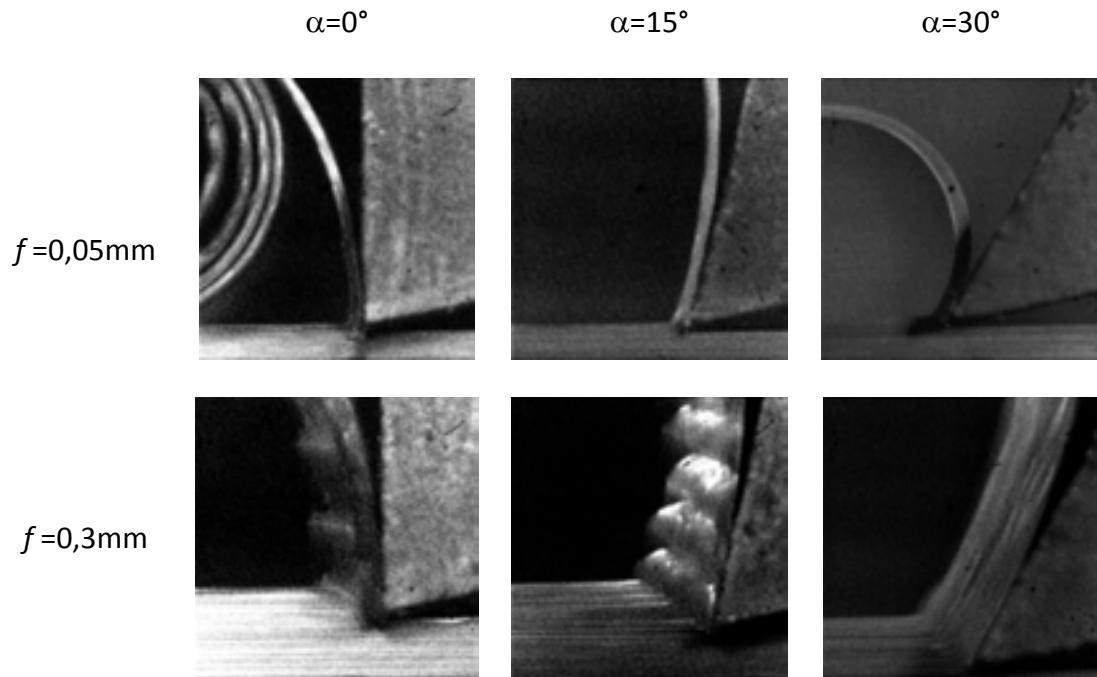


Figure 2.5 : Morphologie des copeaux pour la vitesse de coupe de 60 m/min, [Lis04].

En utilisant une table dynamométrique, les efforts de coupe ont été mesurés pour chaque condition de coupe. La longueur de contact outil-copeau a été estimée sur les images prises par la caméra rapide. Ces grandeurs sont récapitulées dans le Tableau 2.2. Pour une avance faible de 0,05 mm, l'angle de coupe n'affecte quasiment pas les efforts de coupe (environ 250 N). Par contre, la longueur de contact est légèrement diminuée. Pour la grande avance de 0,3 mm, l'effort de coupe et la longueur de contact diminuent pour l'angle de coupe de 30°. Cette diminution a un effet sur la morphologie du copeau, qui passe d'un état segmenté à un état continu.

Avance (mm)	Angle de coupe (°)	Effort de coupe (N)	Longueur de contact (mm)
0,05	0	250	0,16
	15	250	0,12
	30	250	0,12
0,3	0	1200	0,6
	15	1200	0,6
	30	1100	0,46

Tableau 2.2 : Effort moyen de coupe et longueur de contact pour une vitesse de coupe de 60 m/min, [Lis04].

2.2.2. Essais de tournage – Effet de la vitesse de coupe

Pour étudier l'effet de la vitesse de coupe sur l'usinage de l'alliage AA2024-T351 et compte tenu du fait que, sur la raboteuse utilisée pour les premiers essais, la vitesse de coupe est

très limitée, des essais de la coupe orthogonale en tournage ont été réalisés sur un tour à commande numérique SOMAB 500, représenté sur la Figure 2.6 (a). La configuration outil-pièce est donnée sur la Figure 2.6 (b). Ces essais ont été effectués sur une large gamme de vitesse de coupe (20–500 m/min). Pour limiter le nombre d'essais, une seule géométrie des plaquettes de coupe a été utilisée (plaquette avec angle de coupe de 0°), et une avance par tour fixe égale à 0,1mm. Une table dynamométrique "Kistler" a été montée pour mesurer les efforts de coupe. Par contre, à la différence des essais de rabotage où une caméra rapide a été utilisée pour le suivi de la coupe, la longueur de contact a été estimée avec les formules du modèle de Merchant [Mer45], du fait de la difficulté à mettre en place le système d'acquisition d'images dans le tour permettant d'observer la zone de coupe.

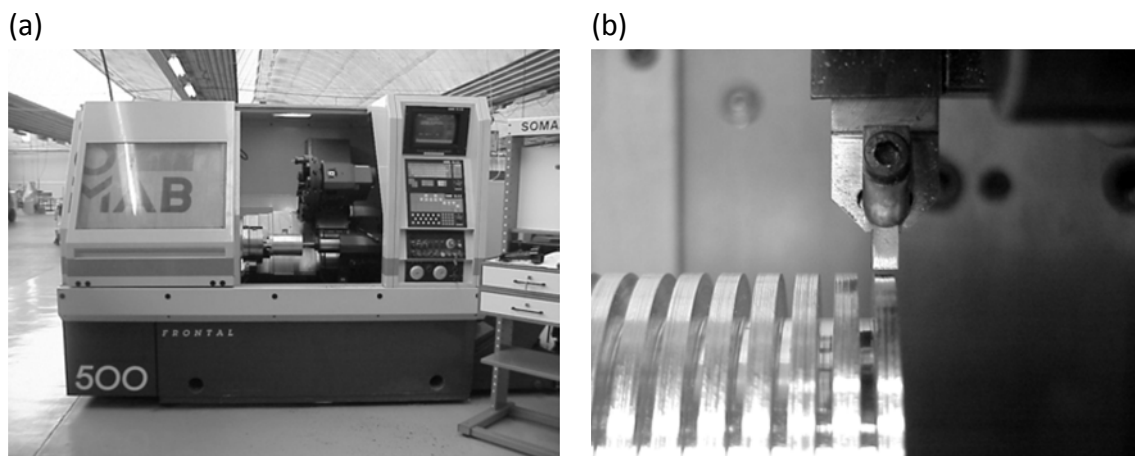


Figure 2.6 : (a) Tour à commande numérique SOMAB 500, (b) Dispositif de la coupe orthogonale en tournage, [Lis04].

Le Tableau 2.3 illustre l'influence de la vitesse de coupe sur l'effort de coupe et la longueur de contact. La vitesse de coupe affecte les efforts de coupe et la longueur de contact. Les efforts de coupe augmentent progressivement à basses vitesses (<95 m/min), au-delà, les efforts de coupe diminuent et tendent à se stabiliser vers 320 m/min. Pour la longueur de contact, globalement elle diminue avec l'augmentation de la vitesse de coupe.

Vitesse de coupe (m/min)	Effort de coupe (N)	Longueur de contact (mm)
30	435	0.30
65	455	0.30
80	510	0.30
95	475	0.28
160	450	0.26
195	430	0.25
320	410	0.25
390	405	0.23
500	400	0.20

Tableau 2. 3 : Efforts de coupe et longueur de contact en fonction de la vitesse de coupe pour une avance de 0,1 mm et un angle de coupe de 0°, [Lis04].

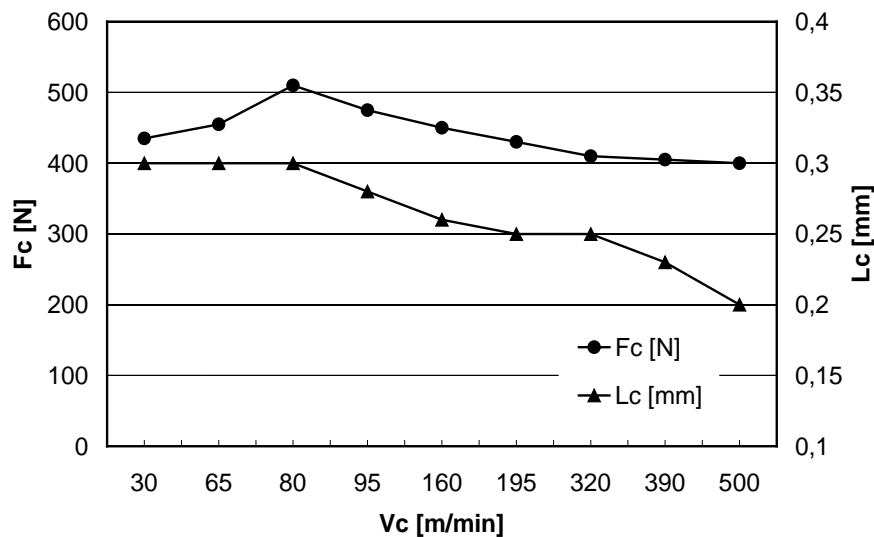


Figure 2.7 : Evolution de l'effort de coupe et de la longueur de contact en fonction de la vitesse de coupe.

2.3. Modélisation du processus d'usinage

La modélisation thermomécanique du processus de la coupe fait appel à plusieurs équations de la mécanique des milieux continus, ainsi qu'aux méthodes de résolution de l'ensemble de ces équations. Ces équations peuvent être classées en trois catégories : les équations d'équilibre, les équations (ou loi) de comportement et les équations aux frontières (conditions aux limites). La complexité des phénomènes physiques mis en jeu lors de la coupe (grandes déformations, chaleur générée par déformation, contact avec frottement,...) rend difficile la résolution de ces équations par des méthodes purement analytiques. Une modélisation numérique basée sur la méthode des éléments finis (MEF) sera mise en œuvre. L'ensemble des équations intervenant dans le modèle EF est décrit ci-dessous.

2.3.1. Equations d'équilibre

L'équilibre thermomécanique dans un milieu continu est régit par les équations suivantes :

$$\operatorname{div}\boldsymbol{\sigma} + \mathbf{f}_v = \rho\ddot{\mathbf{u}} \quad (2.1)$$

$$\lambda \nabla^2 T - \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \dot{q}_v = 0 \quad (2.2)$$

où $\boldsymbol{\sigma}$ est le tenseur de contraintes de Cauchy, \mathbf{f}_v représente les efforts volumiques (force par unité de volume), ρ est la masse volumique, $\ddot{\mathbf{u}}$ représente l'accélération, λ est la conductivité thermique, T est la température, C_p est la chaleur massique à pression constante et \dot{q}_v représente la source totale de chaleur interne.

Les équations d'équilibre mécanique (équation (2.1)) et thermique (équation (2.2)) sont fortement couplées, du fait que le tenseur des contraintes $\boldsymbol{\sigma}$ peut dépendre de la température via la loi de comportement du matériau usiné (voir la section suivante sur le modèle de comportement). Egalement, dans l'équation de la chaleur (équation (2.2)) la source de chaleur est d'origine mécanique (fonction de la contrainte et de la déformation).

2.3.2. Comportement du matériau usiné et de l'outil de coupe

Lors de l'usinage, au niveau de la zone de coupe le matériau usiné subit des déformations intenses à des vitesses de déformation très élevées, de l'ordre de 10^5 s^{-1} . Quand le copeau se forme, les effets de l'adoucissement thermique dû à la chaleur générée par déformation plastique, et de l'écrouissage dû à la formation des dislocations, se croisent. Le premier tend à adoucir le matériau, donc à diminuer la contrainte d'écoulement, et l'autre tend à l'augmenter. De plus, au-delà d'un certain niveau de déformation, l'endommagement se développe dans le matériau usiné (zone de séparation du copeau de la pièce). La loi de comportement doit tenir compte de ces principaux phénomènes pour reproduire au mieux le processus de la coupe. Pour simuler la bonne morphologie des copeaux, notamment la segmentation des copeaux, plusieurs stratégies sont utilisées dans le cadre de la modélisation de la coupe par la MEF. Dans certains travaux, l'endommagement est pris en compte dans le modèle constitutif ([Guo04], [Lin01], [Owe99], [Umb08], [Hua04]). Dans d'autres, seul le comportement thermomécanique est considéré ([Aur06], [Ohb05], [Cal08], [Rhi06]). Dans le cadre de ce travail, la première stratégie a été adoptée, c'est-à-dire nous tenons compte de l'endommagement.

Pour représenter le comportement de la pièce usinée, le modèle thermo-visco-plastique-endommagement de Johnson–Cook [Joh85] tel qu'il a été formulé dans [Aba09] a été utilisé. La Figure 2.8 représente schématiquement l'effet de la déformation plastique, de la vitesse

de déformation, de la température et de l'endommagement sur le comportement d'un matériau ductile.

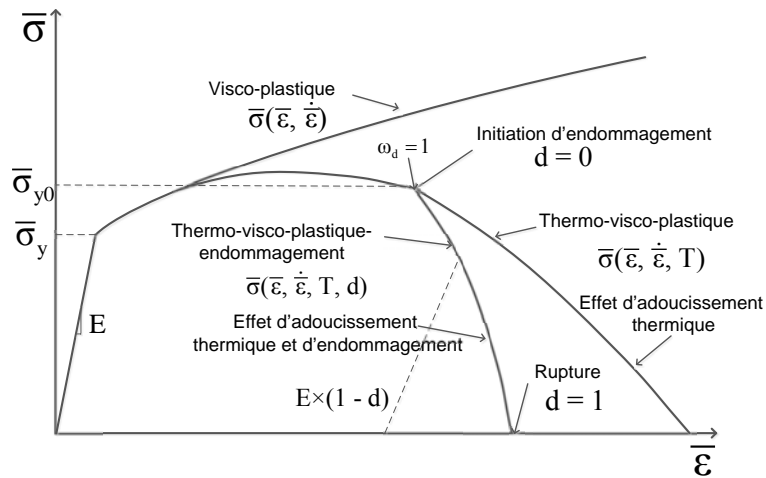


Figure 2.8 : Schématisation du comportement d'un matériau ductile.

La contrainte d'écoulement thermo-viscoplastique du matériau est donnée par [Joh83] :

$$\bar{\sigma} = \underbrace{\left[A + B (\bar{\epsilon}^{pl})^n \right]}_{\text{Ecrouissage}} \underbrace{\left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl*}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right]}_{\text{Viscosité}} \underbrace{\left[1 - T^{*m} \right]}_{\text{Température}} \quad (2.3)$$

avec

$$\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl*}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} = \frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \quad \text{et} \quad T^* = \begin{cases} 0 & \text{si } T < T_0 \\ \frac{T - T_0}{T_f - T_0} & \text{si } T_0 \leq T \leq T_f \\ 1 & \text{si } T > T_f \end{cases} \quad (2.4)$$

où A, B, C, n et m sont des paramètres à identifier, $\bar{\sigma}$ est la contrainte équivalente de Von Mises, $\bar{\epsilon}^{pl}$ est la déformation plastique équivalente, T est la température actuelle, $\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}$ et $\dot{\bar{\epsilon}}_0$ sont, respectivement, la vitesse de déformation équivalente actuelle et de référence, T_f et T_0 sont, respectivement, la température de fusion et de référence (température ambiante).

Le couplage avec l'endommagement est décrit par un critère d'initiation de l'endommagement et par un critère d'évolution de l'endommagement jusqu'à rupture. Le critère d'initiation d'endommagement de Johnson-Cook [Joh85] est défini comme suit :

$$\omega_d = \int \frac{d\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_0^{pl}} \quad \text{avec} \quad 0 \leq \omega_d \leq 1 \quad (2.5)$$

$$\bar{\varepsilon}_0^{pl} = \underbrace{\left[d_1 + d_2 e^{-d_3 \eta} \right]}_{\text{Tri-axialité des contraintes}} \underbrace{\left[1 + d_4 \ln(\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl*}) \right]}_{\text{Viscosité}} \underbrace{\left[1 - d_5 T^* \right]}_{\text{Température}}$$

où ω_d représente le paramètre d'initiation d'endommagement, basé sur la variation de la déformation plastique, $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$ la déformation plastique équivalente à l'initiation de l'endommagement, qui dépend de la triaxialité des contraintes ($\eta = -p / \bar{\sigma}$, où $p = -\frac{1}{3}tr(\boldsymbol{\sigma})$ est la pression hydrostatique), de la vitesse de déformation et de la température, et d_1, \dots, d_5 les paramètres d'initiation de l'endommagement. L'initiation d'endommagement se produit lorsque $\omega_d = 1$.

Tel que formulé dans [Aba09], l'évolution de l'endommagement, représenté par une variable scalaire d variant de 0 à 1, peut être décrit par une loi linéaire ou exponentielle fonction de la déformation plastique équivalente. Ces lois ont été proposées dans le cadre de la MEF afin de réduire la dépendance à la taille des EF lors de l'accumulation de l'endommagement. L'évolution de l'endommagement s'exprime comme suit :

$$d = \begin{cases} \frac{\bar{u}^{pl}}{\bar{u}_f^{pl}} = \frac{L \bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{u}_f^{pl}} = \frac{2 G_f L \bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\sigma}_{y0}} & \text{évolution linéaire} \\ 1 - \exp\left(-\int_0^{\bar{u}^{pl}} \frac{\bar{\sigma}}{G_f} d\bar{u}^{pl}\right) & \text{évolution exponentielle} \end{cases} \quad (2.6)$$

où \bar{u}^{pl} et $\bar{\varepsilon}^{pl}$ sont respectivement le déplacement plastique équivalent et la déformation plastique équivalente, \bar{u}_f^{pl} est le déplacement plastique équivalent à la rupture, L est la longueur caractéristique du plus petit élément du maillage, $\bar{\sigma}_{y0}$ est la contrainte d'écoulement à l'initiation de l'endommagement (pour $w_d = 1$), et G_f est l'énergie à la rupture du matériau, donné par :

$$G_f = \int_{\bar{\varepsilon}_0^{pl}}^{\bar{\varepsilon}_f^{pl}} L \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon}^{pl} = \int_0^{\bar{u}_f^{pl}} \bar{\sigma} d\bar{u}^{pl} \quad (2.7)$$

où $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$ et $\bar{\varepsilon}_f^{pl}$ sont respectivement la déformation plastique équivalente à l'initiation de l'endommagement et à la rupture du matériau.

La Figure 2.9 et la Figure 2.10 représentent respectivement l'évolution linéaire et exponentielle de l'endommagement. L'aire en-dessous de la contrainte d'écoulement, de l'initiation à la fin (rupture) de l'endommagement, représente l'énergie à la rupture.

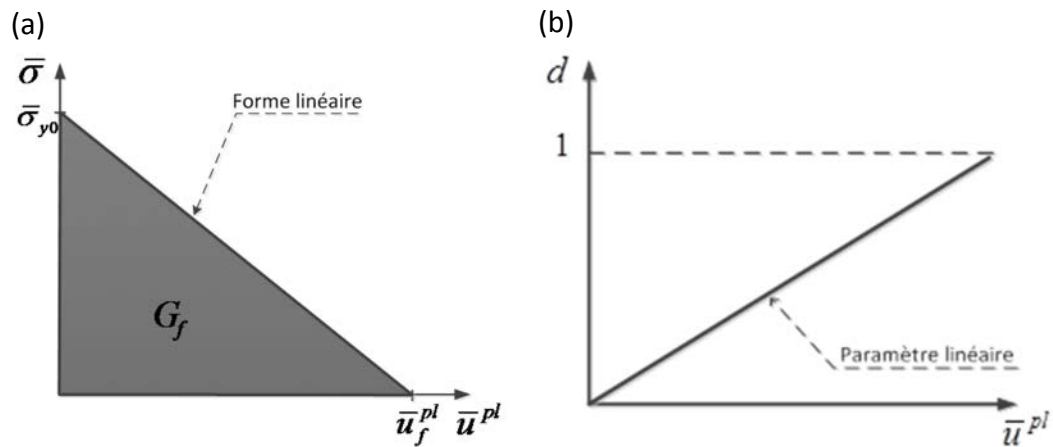


Figure 2.9: Endommagement basé sur l'énergie à la rupture G_f , a) évolution de la contrainte d'écoulement après initiation de l'endommagement, b) évolution linéaire de l'endommagement.

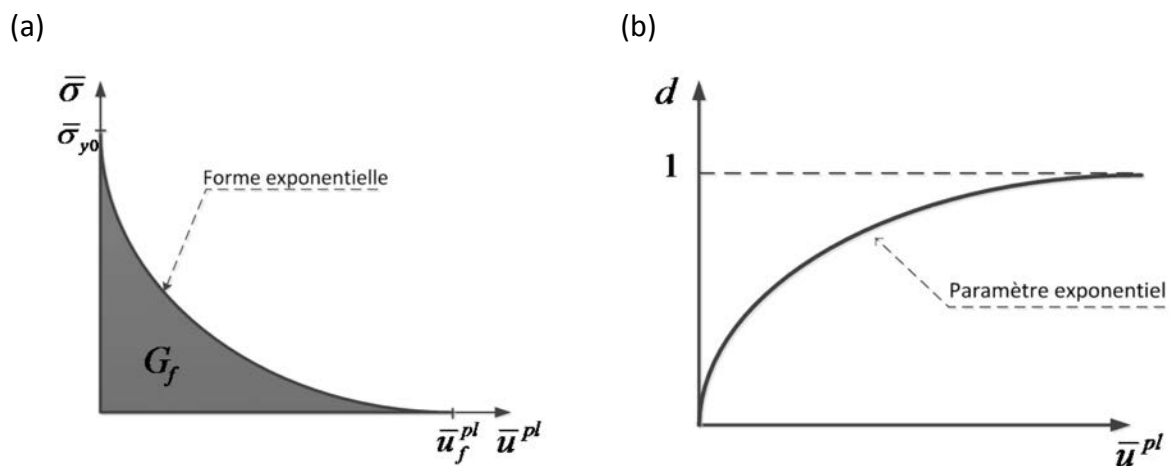


Figure 2.10 : Endommagement basé sur l'énergie à la rupture G_f , (a) évolution de la contrainte d'écoulement après initiation de l'endommagement, (b) évolution exponentielle de l'endommagement.

Pour évaluer la variable d'endommagement et son influence sur la contrainte d'écoulement, il faut spécifier soit une valeur du déplacement plastique à la rupture \bar{u}_f^{pl} , ou bien une valeur de l'énergie à la rupture G_f . La valeur de cette dernière dépend principalement du type de chargement ou du mode de rupture du point matériel (par ex. cisaillement). Dans le code Abaqus/Explicit [Aba09] et comme utilisé dans [Mab08], G_f est exprimé en fonction du module de Young E , du coefficient de Poisson ν et de la ténacité en mode I (ouverture) et II (cisaillement) de rupture $(K_c)_{I,II}$ du matériau usiné, voir Figure 2.11. L'expression de G_f est donnée par :

$$(G_f)_{I,II} = \left[\frac{1-\nu^2}{E} \right] [(K_c)_{I,II}]^2 \quad (2.8)$$

Afin de représenter la séparation du copeau de la pièce usinée et également prédire l'apparition des bandes de cisaillement dans le copeau, les deux modes ont été utilisés. Le mode I a été introduit avec la loi d'évolution linéaire de l'endommagement pour décrire la séparation du copeau en utilisant une énergie à la rupture $(G_f)_I$ associé avec la technique de suppression des éléments du maillage, comme indiqué sur la Figure 2.11. Ce paramètre accélère la séparation du copeau, ce qui permet d'éviter des problèmes numériques liés à la distorsion du maillage. Par contre, dans le copeau la loi d'évolution exponentielle de l'endommagement a été utilisée avec un critère de rupture basé sur l'énergie à la rupture en mode II $(G_f)_{II}$. Ce dernier retarde l'apparition de la rupture dans le copeau, ce qui permet de représenter correctement la formation des bandes de cisaillement et par conséquent la prédiction de la segmentation des copeaux.

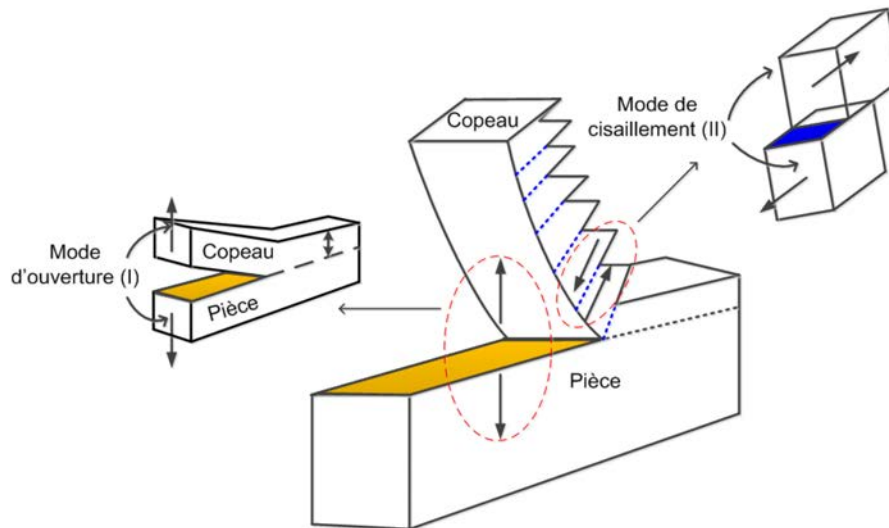


Figure 2.11 : Schématisation des modes de rupture en configuration de coupe orthogonale.

Après l'initiation de l'endommagement, la contrainte d'écoulement, en tenant compte de l'endommagement, est décrite par la relation suivante :

$$\bar{\sigma} = (1-d)\sigma \quad (2.9)$$

où d est la variable d'endommagement, définie par l'équation (2.6), et $\bar{\sigma}$ représente la contrainte d'écoulement sans endommagement (loi de Johnson-Cook : équation.(2.3)).

Le couplage thermomécanique ne se manifeste pas que par la dépendance de la contrainte d'écoulement de la température (terme d'adoucissement thermique dans la loi de Johnson-Cook [Joh83]), mais aussi par l'effet de la vitesse de déformation et de la contrainte

d'écoulement sur la chaleur générée lors de la déformation du matériau. Cette dernière est définie comme une fraction de l'énergie de déformation :

$$\dot{q}_p = \eta_p \bar{\sigma} : \dot{\bar{\varepsilon}} \quad (2.10)$$

où η_p représente la fraction de travail plastique convertie en chaleur, appelé également coefficient de Taylor-Quinney. Il est généralement pris dans la littérature comme constante, typiquement comprise entre 0,8 et 1.

Concernant le comportement de l'outil de coupe, ce dernier a été considéré rigide dans tous les calculs réalisés, étant donné que les essais d'usinage ont été réalisés avec des plaquettes de coupe neuves sur des durées d'usinage relativement courtes où la géométrie des plaquettes reste quasiment la même (usure très faible). Néanmoins la diffusion de la chaleur dans les plaquettes a été prise en compte dans les simulations du processus de la coupe.

Les principales propriétés thermomécaniques du matériau usiné et de l'outil de coupe sont regroupées dans le Tableau 2.4. Notant que, la conductivité thermique, la chaleur spécifique et le coefficient de dilatation thermique du matériau usiné dépendent de la température.

Paramètres physiques	Pièce (AA2024-T351)	Outil (WC-Co)
Densité masse volumique, ρ (Kg / m^3)	2700	11900
Module d'élasticité, E (GPa)	73	534
Coefficient de Poisson, ν	0.33	0.22
Chaleur spécifique, C_p ($J / Kg / ^\circ C$)	$C_p = 0.557 T + 877.6$	400
Conductivité thermique, λ ($W / m / ^\circ K$)	$25 \leq T \leq 300 : \lambda = 0.247 T + 114.4$ $300 \leq T \leq T_f : \lambda = 0.125 T + 226.0$	50
Dilatation thermique, α ($\mu m / m / ^\circ K$)	$\alpha_d = 8.9 \times 10^{-3} T + 22.2$	×
Température de fusion, T_f ($^\circ K$)	520	×
Température de référence, T_0 ($^\circ K$)	25	25

Tableau 2. 4 : Propriétés thermomécaniques de la pièce usinée et de l'outil de coupe, [Mab08].

Les paramètres de la loi thermo-viscoplastique de Johnson-Cook [Joh83] pour l'alliage AA2024-T351 sont donnés dans le Tableau 2.5.

$A(MPa)$	$B(MPa)$	n	C	m	$\dot{\epsilon}_0 (s^{-1})$
352	440	0,42	0,0083	1	1

Tableau 2. 5 : Paramètres de la loi de Johnson-Cook pour l'AA2024-T351, [Mab08].

Les paramètres d'endommagement dans le modèle de Johnson-Cook ([Joh85], [Aba09]) pour l'alliage AA2024-T351 sont donnés par le Tableau 2.6.

Initiation					Evolution	
d_1	d_2	d_3	d_4	d_5	$(K)_I(MPa\sqrt{m})$	$(K)_{II}(MPa\sqrt{m})$
0.13	0.13	1.5	0.011	0	37	26

Tableau 2. 6 : Paramètres d'initiation et d'évolution de l'endommagement pour l'AA2024-T351, [Mab08].

2.3.3. Comportement de l'interface outil-pièce

La définition du comportement de l'interface de contact outil-pièce est nécessaire pour pouvoir modéliser correctement le processus de coupe. La nature du contact (collant, glissant) a un impact direct sur l'écoulement du copeau. Cette étape constitue un verrou scientifique qui reste encore à développer, du fait de la complexité des phénomènes physico-chimiques mis en jeu à l'interface outil-pièce et du caractère évolutif de cette interface (modification de la géométrie de la face de coupe par l'usure au cours de l'usinage). En usinage des matériaux ductiles, comme l'alliage d'aluminium AA2024-T351, le phénomène de collage peut favoriser la formation de l'arête rapportée. Les essais effectués ont été réalisés en conditions de coupe orthogonale avec des outils neufs et sur des durées d'usinage relativement courtes pour éviter la formation de ce phénomène. Ainsi, le comportement de l'interface outil-pièce peut être représenté par des lois thermomécaniques, comme communément indiqué dans la littérature ([Bah10], [Mou98], etc). Deux types de comportement sont représentés : le comportement mécanique, définissant la contrainte locale de glissement, et le comportement thermique, définissant les flux de chaleur à l'interface de contact. Ces deux comportements sont couplés.

(I) Comportement mécanique

Dans la littérature, diverses lois de frottement, empiriques (ex. [Iwa84], [Eld91], [Yan02], [Sek93], etc.) et physiques (ex. [Usu82], [Chi02], etc.), décrites au premier chapitre, ont été proposées dans le but de représenter le comportement mécanique de l'interface outil-copeau. Nous nous sommes focalisés sur l'utilisation de la loi de frottement de Coulomb-Orowan, que nous avons introduit dans le modèle EF mis en place. Cette loi représente deux types de contact, un contact glissant et un contact collant ou par cisaillement, elle est donnée par la relation suivante :

$$\tau_f = \begin{cases} \mu p & \text{si } \mu p < \tau_{\max} \\ \tau_{\max} & \text{si } \mu p \geq \tau_{\max} \end{cases} \quad \begin{array}{l} \text{Par glissement} \\ \text{Par cisaillement} \end{array} \quad (2.11)$$

où μ est le coefficient de frottement, p est la pression de contact, τ_{\max} est la contrainte de glissement lorsque le matériau le moins dur en contact tend à se cisailer (souvent à haute pression de contact). Dans le modèle EF mis en place, τ_{\max} est prise égale à la contrainte initiale de cisaillement du matériau usiné, égale à $A/\sqrt{3}$ où A est un paramètre dans la loi de Johnson-Cook (Equation.(2.3)).

Pour avoir une indication sur le profil de la contrainte de glissement à l'interface outil-copeau, nous supposons que la pression de contact le long de la longueur de contact est décrite par la relation suivante [Mol02] :

$$p = p_0 \left(1 - \frac{x}{l_c} \right)^\zeta \quad (2.12)$$

où p_0 représente la pression hydrostatique à la pointe de l'outil, x représente la position sur la face de contact de l'outil ($0 \leq x \leq l_0$), l_c est la longueur de contact et ζ est un exposant qui dépend du matériau. L'évolution de la contrainte de glissement, décrite par l'équation (2.11), est représentée dans la Figure 2.12, pour les valeurs suivantes des paramètres de contact ($\mu = 0,2$, $p_0 = 400\text{MPa}$, $l_c = 0,3\text{mm}$ et $\tau_{\max} = 100\text{MPa}$).

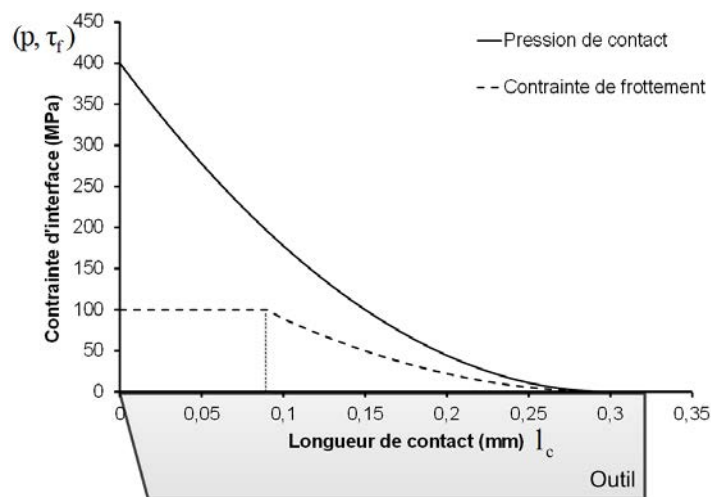


Figure 2.12 : Variation de la pression de contact et de la contrainte de glissement le long de la longueur de contact.

(II) Comportement thermique

L'échange thermique à l'interface outil-copeau est souvent la conséquence de deux sources de chaleur : la première est la chaleur générée par frottement et la deuxième est la chaleur

générée par déformation plastique. Lors de l'écoulement du copeau, la majeure partie de la chaleur est évacuée par ce dernier, et une partie diffuse dans l'outil. Une étude plus détaillée sur les échanges thermiques est donnée dans les chapitres 3 et 4. Les équations données ci-dessous font partie des équations introduites dans le modèle EF mis en place.

- Chaleur générée par frottement

La densité du flux de chaleur générée par frottement est donnée par la relation suivante :

$$\dot{q}_f = \eta_f \tau_f V_g \quad (2.13)$$

où η_f représente la fraction de l'énergie de frottement convertie en chaleur, (généralement considéré égale à 1), et τ_f et V_g sont respectivement la contrainte et la vitesse de glissement.

La quantité de chaleur diffusée dans l'outil et celle évacuée par le copeau, sont définies comme suit :

$$\dot{q}_{f \rightarrow \text{outil}} = \beta_{\rightarrow \text{outil}} \dot{q}_f \quad (2.14)$$

$$\dot{q}_{f \rightarrow \text{pièce}} = (1 - \beta_{\rightarrow \text{outil}}) \dot{q}_f \quad (2.15)$$

où $\beta_{\rightarrow \text{outil}}$ est le coefficient de partage de la chaleur, variant de 0 à 1. Pour $\beta_{\rightarrow \text{outil}} = 0$ toute la chaleur générée par frottement est évacuée par le copeau. Généralement $\beta_{\rightarrow \text{outil}}$ est inférieur à 0,5, car le fait que le copeau s'écoule sur la face de coupe à vitesse de glissement V_g cela permet à celui-ci d'évacuer la chaleur générée instantanément.

Tout comme pour la contrainte de glissement, pour avoir une indication sur la chaleur générée par frottement, la Figure 2.13 illustre l'influence de la vitesse de glissement sur le flux thermique transmis dans l'outil de coupe pour les valeurs suivantes des paramètres de contact : $\mu = 0,2$, $p_0 = 400MPa$, $l_c = 0,3$ mm, $\tau_{\max} = 100MPa$ et $\beta_{\rightarrow \text{outil}} = 0,1$

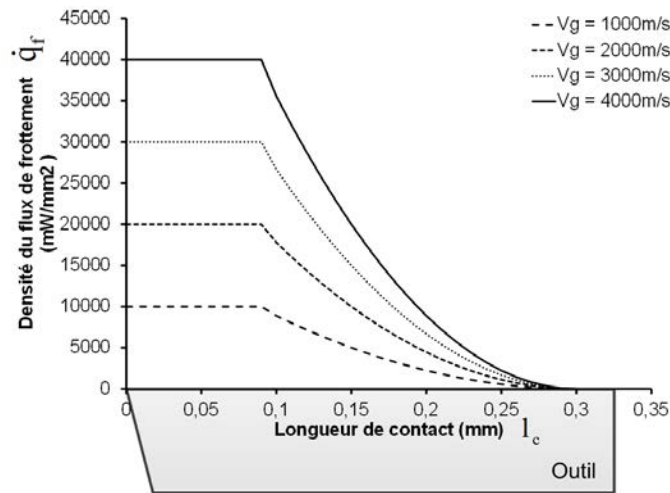


Figure 2.13 : Influence de la vitesse de glissement sur la densité du flux thermique transmise dans l'outil de coupe.

■ Chaleur générée par déformation plastique

A l'interface de contact, une partie de la chaleur générée par déformation plastique (notamment dans la zone de cisaillement secondaire) est transmise vers l'outil. Pour en tenir compte, un flux de chaleur par conduction est introduit, comme suit :

$$\dot{q}_c = h(T_{pi\grave{e}ce} - T_{outil}) \quad (2.16)$$

où h est le coefficient de transfert thermique, et $T_{pi\grave{e}ce}$ et T_{outil} sont respectivement la température de la pièce et de l'outil au point de contact.

Pour le couple outil-matière considéré (AA2024-T351/WC-Co), les paramètres thermomécaniques de l'interface de contact outil-pièce utilisés, sont regroupés dans le Tableau 2. 6.

μ	$\tau_{max} = A/\sqrt{3} (MPa)$	η_f	$h (kW/m^2/^\circ C)$	$\beta_{pi\grave{e}ce} = (1 - \beta_{outil})$
0.2	203	1	100	0.9

Tableau 2.7 : Paramètres thermomécaniques de l'interface outil-pièce.

2.4. Etude préliminaire sur l'influence des paramètres numériques sur la formation du copeau

Le processus de formation du copeau a été modélisé numériquement par la MEF. Il est bien connu que cette méthode présente quelques inconvénients dans le cadre de la simulation des procédés de mise en forme (dépendance de la solution de discrétisation, temps de calcul). Néanmoins, son principal avantage est qu'il est possible de traiter des problèmes qui ne peuvent pas être résolus analytiquement. En usinage, l'effet de la MEF sur le processus

de formation du copeau n'est pas négligeable. Par conséquent, une étude préliminaire de l'influence des paramètres numériques sur la morphologie des copeaux et sur les efforts de coupe semble nécessaire. En s'appuyant sur l'étude menée dans cette partie du chapitre, les paramètres numériques du modèle ont été ajustés dans l'étude menée dans la section 2.5 et également dans les prochains chapitres.

Les paramètres numériques pouvant influencer le résultat final sont la densité du maillage, la topologie du maillage (forme et orientation des EF), la formulation EF (type d'élément), le nombre et la position des points d'intégration dans chaque EF, l'incrément de la discrétisation temporelle. Dans le cadre de la modélisation numérique des procédés d'usinage, très peu de travaux de recherche ont été menés sur ce sujet. Ainsi, Barge et al. [Bar05] ont étudié l'effet de la formulation EF dans le cas de la modélisation de la coupe orthogonale 2D. Ils ont constaté une différence marquée de la morphologie des copeaux formés, mais peu d'influence sur les efforts de coupe et ont conclu que tous les champs thermomécaniques, comme la contrainte équivalente, la déformation plastique équivalente et la température sont peu affectés. Pour étudier l'influence des paramètres de la MEF sur la formation des copeaux lors de l'usinage de l'alliage d'aluminium AA2024-T351, on se place dans la configuration 3D [Had10], du fait qu'une étude similaire dans le cas 2D a été réalisée par Barge et al. [Bar05], mais sur un autre couple outil-pièce.

2.4.1. Description du modèle

Pour mettre en place un modèle de calcul fiable pour les essais d'usinage décrits dans la Section 2.2, un modèle EF 3D a été développé. Une seule condition de coupe, donnée dans le Tableau 2.8, a été retenue dans cette étude, du fait que c'est l'influence des paramètres numériques du modèle EF qui feront l'objet de cette étude. Ce qui permettra d'ajuster ces paramètres et par conséquent de réduire leur influence sur le résultat final (efforts de coupe, morphologie du copeau,...). La configuration outil-pièce est représentée dans la Figure 2.14 où les caractéristiques géométriques de l'outil de coupe et de la pièce usinée sont spécifiées.

Vitesse de coupe (m/min)	Avance (mm)	Largeur de coupe (mm)
60	0,4	0,5

Tableau 2.8 : Condition de coupe utilisée.

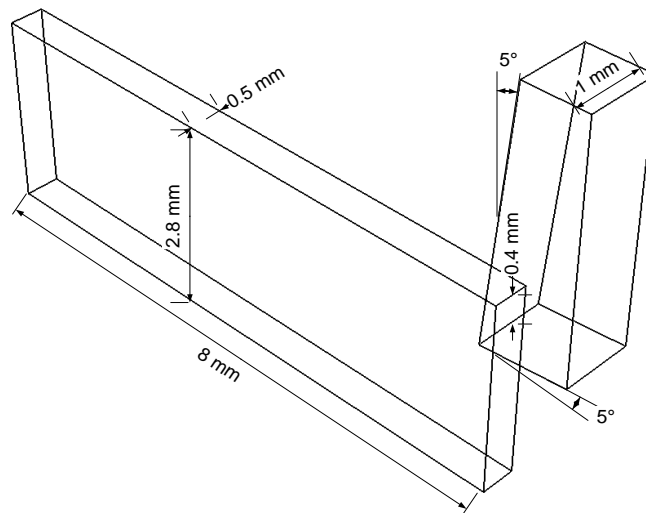


Figure 2.14 : Caractéristiques géométriques du modèle de la coupe orthogonale 3D.

Les conditions de coupe sont appliquées en définissant des conditions aux limites adéquates. La face inférieure de la pièce est fixée et la vitesse de coupe est appliquée à l'outil. Ce dernier est considéré rigide avec un comportement thermique, et la pièce est considérée comme solide déformable représenté par le modèle de comportement décrit dans la Section 2.3.2 (modèle thermo-viscoplastique couplé à l'endommagement). Le contact outil-pièce est décrit par le modèle thermomécanique de la section 2.3.3.

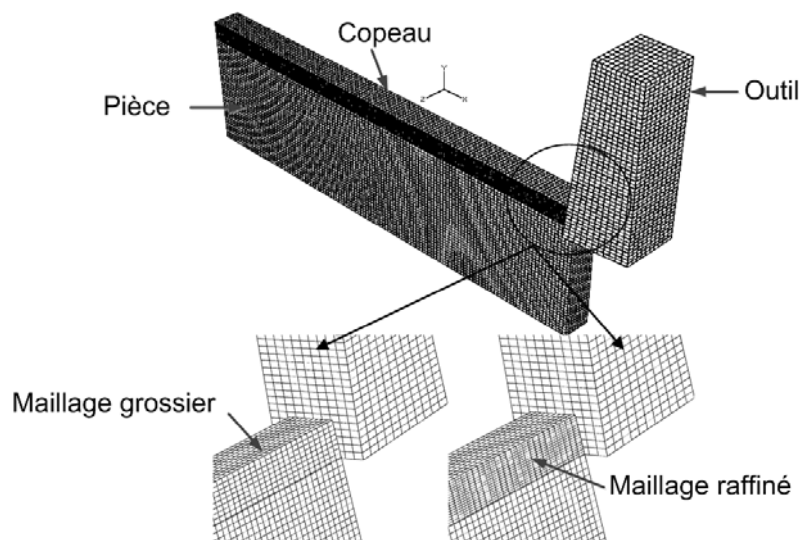


Figure 2.15 : Maillage considéré pour le couple outil-pièce.

Pour étudier l'impact des paramètres de la MEF, la pièce et l'outil ont été maillés avec des éléments hexaèdres de premier ordre de la bibliothèque d'ABAQUS. Les paramètres de la MEF considérés sont la densité du maillage et la formulation de l'EF (type d'EF). Ainsi, deux maillages (grossier et raffiné) ont été retenus. Le raffinement du maillage est fait juste dans la bande formant le copeau, tel que indiqué sur la Figure 2.15. Pour chaque maillage, quatre formulations EF ont été utilisées, ce qui donne huit simulations pour analyser l'effet du maillage et de la formulation EF.

2.4.2. Formulation Eléments Finis

Un élément solide hexaèdre continu à huit nœuds de la bibliothèque EF d'Abaqus [Aba09] est utilisé. L'EF est formulé avec un couplage déplacement-température. La première formulation EF considérée correspond à une intégration complète sur l'EF, soit 8 points d'intégration. Trois autres formulations EF ont été utilisées, tous correspondent à une intégration réduite avec un point d'intégration. La différence est dans la régularisation de l'EF du fait de l'utilisation de l'intégration réduite. Certaines formulations ont été introduites dans les travaux de Flanagan et al. [Fla81] et Belytschko et al. [Bel84], [Bel91]. Pour cet EF, les coordonnées spatiales, le champ de déplacement et le champ de température sont donnés par les expressions suivantes:

$$\begin{aligned} x_i &= x_{iI} \phi_I(\xi, \eta, \zeta) \\ u_i &= u_{iI} \phi_I(\xi, \eta, \zeta) \quad i=1-3, \quad I=1-8 \\ T &= T_I \phi_I(\xi, \eta, \zeta) \end{aligned} \quad (2.17)$$

où ϕ_I représente les fonctions de forme iso-paramétrique, associées à un élément cube unitaire dans l'espace des coordonnées naturelles (ξ, η, ζ) , données par la relation suivante :

$$\phi_I(\xi, \eta, \zeta) = \frac{1}{8} \sum_I + \frac{1}{4} \xi \Lambda_{1I} + \frac{1}{4} \eta \Lambda_{2I} + \frac{1}{4} \zeta \Lambda_{3I} + \frac{1}{2} \eta \zeta \Gamma_{1I} + \frac{1}{2} \xi \zeta \Gamma_{2I} + \frac{1}{4} \xi \eta \Gamma_{3I} + \xi \eta \zeta \Gamma_{4I} \quad (2.18)$$

avec \sum_I le vecteur de translation d'un corps rigide, Λ_{iI} les vecteurs de base linéaires qui peuvent être combinés pour définir trois modes uniformes de la déformation normale, trois modes uniformes de la déformation de cisaillement et trois modes de rotation d'un corps rigide pour un élément cube unitaire. Les vecteurs qui donnent lieu à des modes de déformations linéaires sont représentés par $\Gamma_{\alpha I}$. La Figure 2.16 illustre cet élément dans un système de coordonnées cartésiennes naturelles, ainsi que ses huit modes de déplacements.

L'intégration numérique complète sur l'EF correspond à l'utilisation de huit points d'intégration de Gauss. Cet élément est désigné dans Abaqus [Aba09] par C3D8T. Un tel EF est bien connu qu'il présente un blocage en cisaillement et volumétrique (Flanagan et al. [Fla81], Belytschko et al. [Bel84]). Le blocage en cisaillement se produit dans les éléments de premier ordre avec une intégration complète où ils donnent lieu à des contraintes de cisaillement qui n'existent pas. Cependant, le blocage volumétrique se produit dans les éléments finis avec intégration complète lorsque le comportement du matériau est (quasi) incompressible. C'est justement le cas du modèle de comportement du matériau usiné adopté (plasticité déviatorique). Pour plus de détails sur l'explication de ces comportements indésirables, voir les travaux de Belytschko et al. [Bel84].

Pour éliminer les blocages en cisaillement et volumétrique, Flanagan et al. [Fla81] ont proposé une formulation avec un seul point d'intégration sur l'EF, mais certains problèmes se produisent à cause de cette sous-intégration. Comme l'élément ne possède qu'un seul point d'intégration, il est possible que l'élément fini se déforme géométriquement de telle sorte que la déformation calculée au point d'intégration soit nulle, ce qui conduit à des distorsions incontrôlables du maillage. Cet effet est appelé "Hourglass". Dans l'expression (équation (2.18)), les quatre vecteurs $\Gamma_{\alpha I}$, donnant lieu à des modes de déformation linéaires, sont négligés par cette sous-intégration. Ces vecteurs définissent les modes Hourglass pour un cube unitaire.

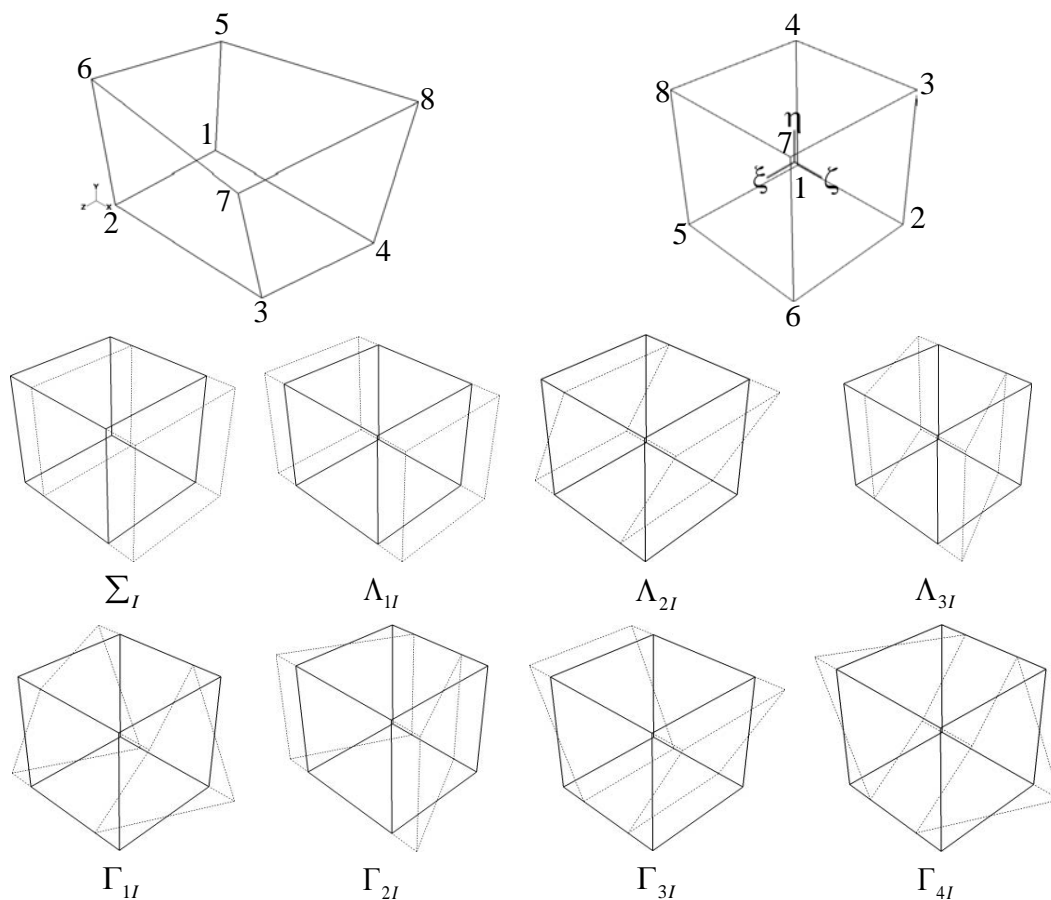


Figure 2.16 : Élément Hexaèdre de premier ordre dans un système de coordonnées cartésiennes avec ses huit modes de déplacement.

Pour contrôler les déformations parasites qui peuvent se produire par certaines charges externes (par exemple la flexion), des forces anti-Hourglass sont introduites de telle sorte qu'elles soient orthogonales au champ linéaire de la vitesse. L'approche consiste alors à appliquer une rigidité artificielle et/ou un amortissement artificiel pour les modes Hourglass, avec une introduction respectivement des paramètres de rigidité et/ou d'amortissement qui contrôlent leur contribution. Ainsi, différentes formulations EF peuvent être obtenues. Le résultat EF réduit le temps d'exécution, notamment dans le cas 3D, puisque les équations de comportement du matériau sont résolues en un seul point d'intégration Γ au lieu de huit

points dans le cas du schéma d'intégration complète. Ces éléments sont désignés dans Abaqus [Aba09] par C3D8RT et différents types de traitements de l'Hourglass ont été proposés. Les trois formulations suivantes ont été utilisées :

- La méthode "Relax stiffness" utilise une intégration visco-élastique pour définir les forces anti-Hourglass.
- La méthode "Stiffness" définit un contrôle Hourglass strictement élastique
- La méthode "Enhanced" est basée sur la formulation dite "Assumed Enhanced Strain", qui consiste à introduire une déformation supplémentaire pour stabiliser l'EF.

Au total, l'impact de ces quatre formulations EF (C3D8T : l'intégration complète, C3D8RT : l'intégration réduite avec control Hourglass : Stiffness, Relax stiffness et Enhanced) sur la formation du copeau est analysé dans ce qui suit.

2.4.3. Morphologie des copeaux

Le premier résultat qu'on peut examiner après une simulation de la coupe est la morphologie du copeau. Ce dernier constitue une première indication de la validité du calcul (épaisseur, segmentation, copeau continu,...). Les simulations effectuées montrent que la courbure des copeaux est fortement affectée par la formulation EF et par la densité du maillage utilisé, comme indiqué sur la Figure 2.17. Les éléments C3D8RT-Stiffness et C3D8RT-Relax stiffness donnent pratiquement la même courbure des copeaux, par contre avec l'élément C3D8RT-Enhanced les copeaux obtenus ont une courbure plus faible (EF plus rigide). L'élément C3D8T donne une courbure intermédiaire du copeau. Pour les deux maillages, l'écart entre la courbure des copeaux est accentué avec l'avance de l'outil, comme représenté sur la Figure 2.17. A $2\mu s$ tous les éléments testés donnent quasiment la même courbure du copeau, par contre à $6\mu s$, l'écart est plus prononcé.

La densité du maillage, comme indiqué sur la Figure 2.18, affecte la courbure du copeau pour toutes les formulations EF utilisées. La courbure des copeaux est accentuée avec le maillage raffiné, mais l'impact des EF sur la courbure des copeaux se trouve réduit ($D_{refined} < D_{coarse}$). Néanmoins la même tendance est observée pour les deux maillages, où la courbure augmente en passant de l'élément C3D8RT-Enhanced, à l'élément C3D8RT-Relax stiffness.

C3D8T

C3D8RT-Enhanced

C3D8RT-Stiffness

C3D8RT-Relax stiffness

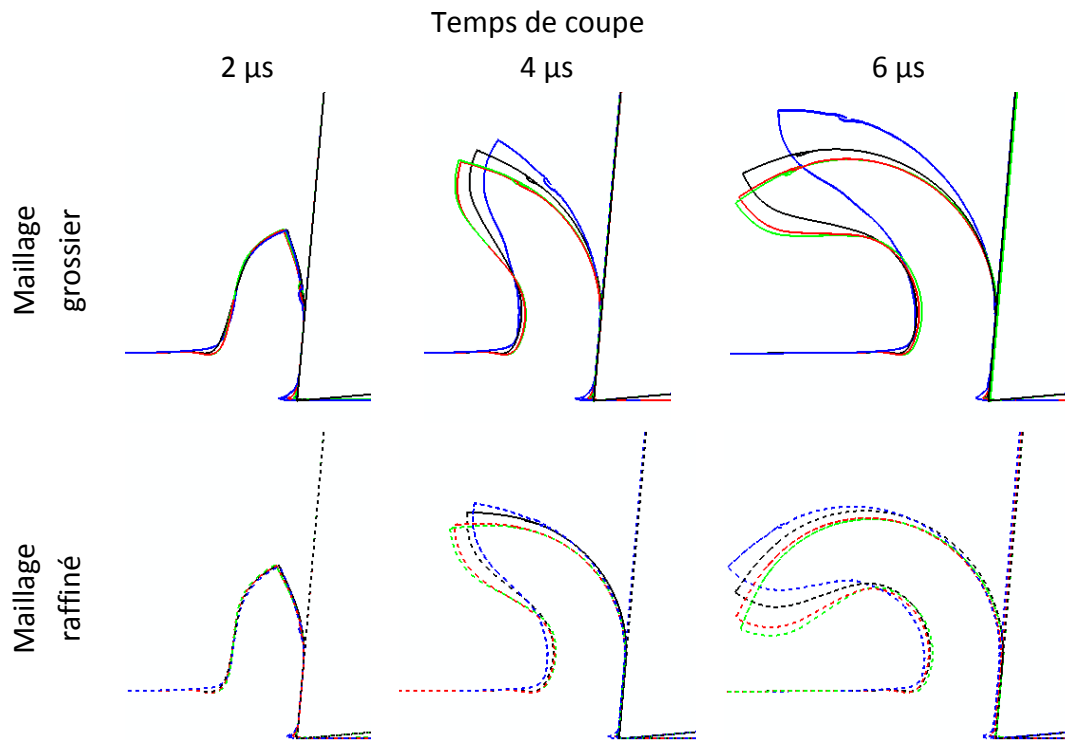
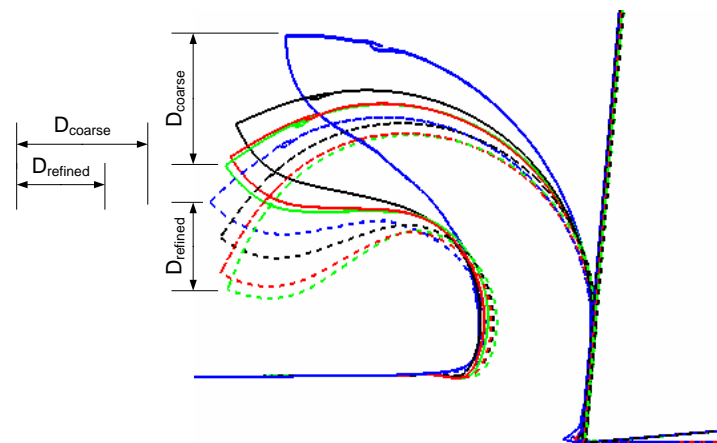


Figure 2.17 : Courbures des copeaux obtenus pour quatre formulations EF.

Figure 2.18 : Courbures des copeaux au temps de coupe égal à 6μ s.

2.4.4. Grandeurs thermomécaniques

La température, le frottement outil-copeau et les efforts de coupe sont parmi les principaux paramètres physiques qui doivent être considérés dans une analyse EF du processus de la coupe. Pour l'outil de coupe, la température maximale est atteinte avec la formulation C3D8RT-Enhanced, comme représenté sur la Figure 2.19. Néanmoins, la distribution de la

température est légèrement affectée par la formulation EF, avec une dispersion de 6% sur les valeurs maximales. Probablement, cela est dû aussi aux valeurs faibles de température atteinte dans tous les cas (environ 80 °C). Des niveaux plus élevés de température dans les copeaux sont obtenus, comme indiqué sur la Figure 2.20. La température dans le copeau est plus élevée avec l'élément C3D8RT-Enhanced pour les deux maillages. La faible courbure obtenue avec ce dernier indique que la forte résistance à la déformation du copeau fait augmenter le travail plastique et par conséquent, la chaleur générée par frottement qui se traduit par une augmentation de température dans le copeau.

La pression de contact est également affectée par les formulations EF considérées, comme indiqué sur la Figure 2.21. Dans le cas du maillage grossier et pour les éléments C3D8RT, la pression de contact atteint une valeur maximale de 673 MPa avec l'élément C3D8RT-Relax stiffness, et une valeur plus élevée de l'ordre de 844 MPa avec l'élément C3D8RT-Enhanced, la différence est d'environ 20%. Dans le cas du maillage raffiné, la même tendance est obtenue vis-à-vis de la formulation EF, mais globalement la pression de contact diminue avec l'augmentation de la densité du maillage. Ceci est cohérent avec les courbures des copeaux obtenus. Ainsi, l'augmentation de la densité du maillage implique la diminution de la rigidité du copeau et par conséquent, la diminution de la pression de contact.

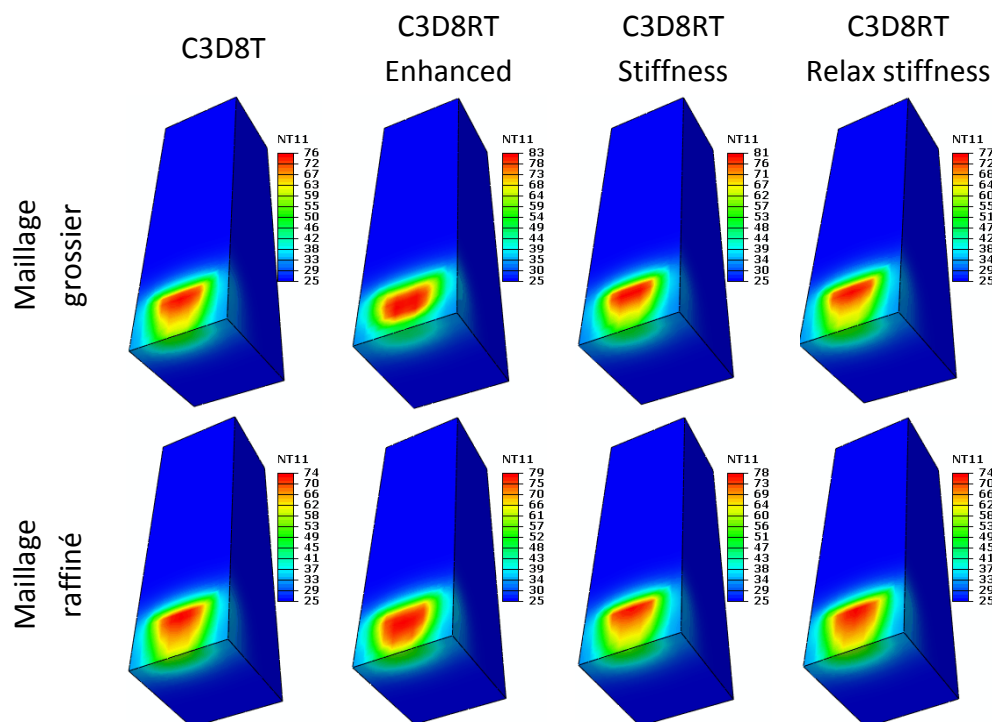


Figure 2.19 : Distribution de la température dans l'outil de coupe pour un temps de calcul de $4\mu s$.

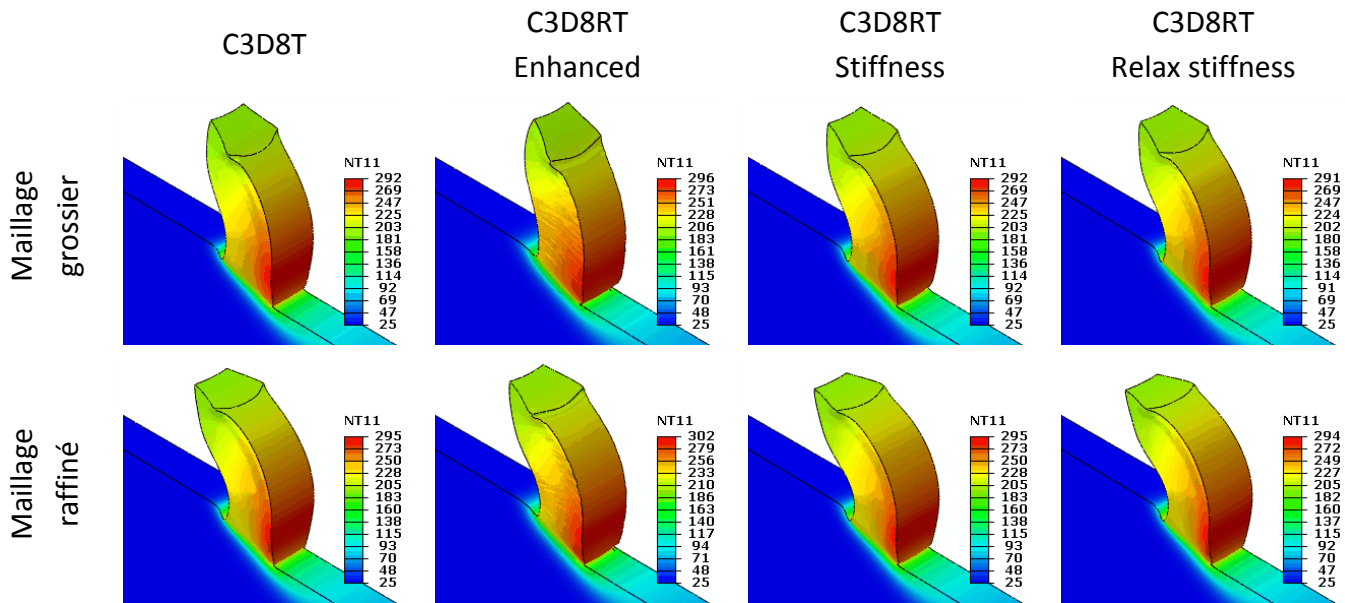


Figure 2.20 : Distribution de la température dans le copeau pour un temps de calcul de $4\mu s$.

Les efforts de coupe sont globalement affectés légèrement par la densité du maillage utilisée, tel que indiqué sur la Figure 2.22. Mais pour chaque maillage, la formulation C3D8RT-Enhanced donne des efforts de coupe plus élevés, tandis que les trois autres formulations EF donnent des efforts de coupe qui atteignent pratiquement le même niveau. Ceci est cohérent avec la courbure du copeau obtenu avec cet élément. Ainsi, si certaines variables locales sont plus au moins sensibles à la formulation EF et à la densité du maillage, une grandeur globale comme l'effort de coupe est moins affectée.

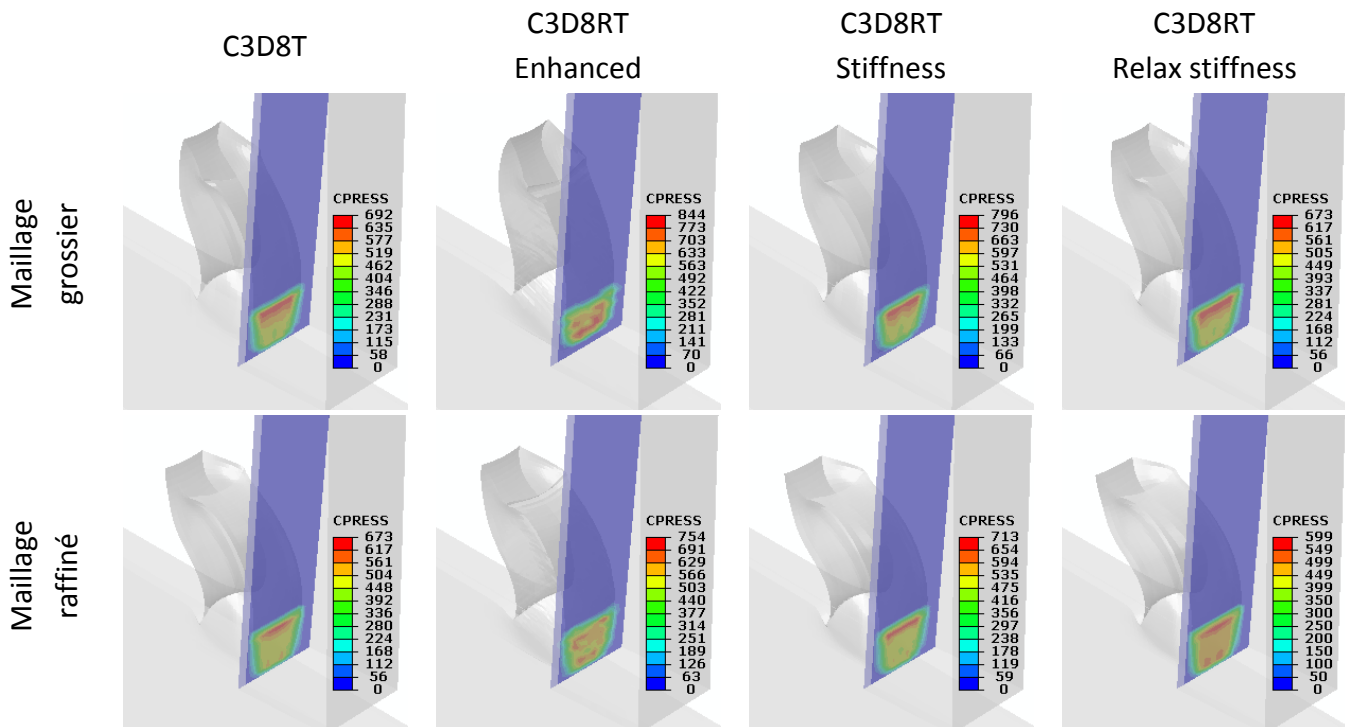


Figure 2.21 : Distribution de la pression de contact pour un temps de calcul de $4\mu s$.

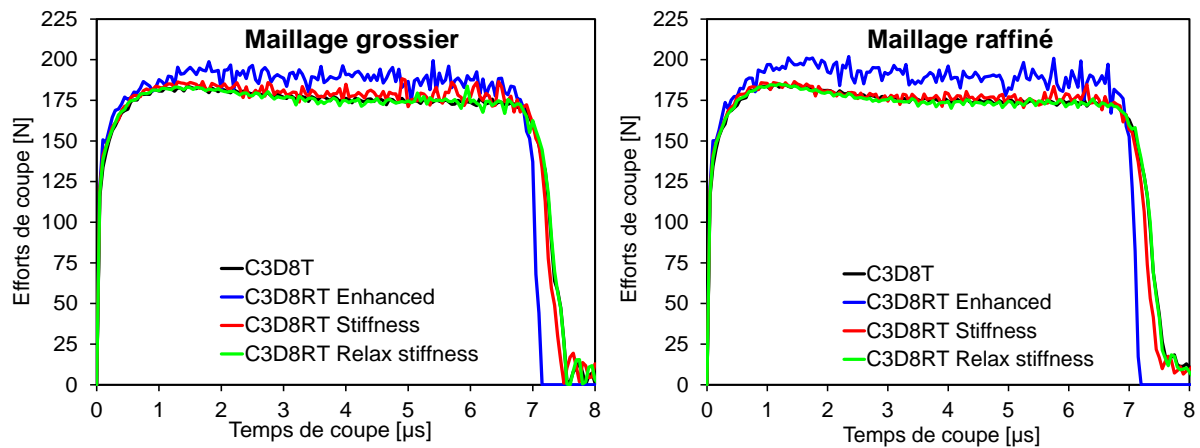


Figure 2.22 : Efforts de coupe obtenus pour chaque formulation EF et densité du maillage.

2.4.5. Temps de calcul ou CPU

Afin de compléter l'évaluation de l'impact de la formulation EF et de la densité du maillage sur les calculs effectués, le temps de calcul est également examiné. Notons que, tous les calculs ont été lancés sur une station de calcul à 4 processeurs (fréquence du processeur = 3 GHz et RAM = 8 Go). Dans le cas du maillage raffiné, la formulation EF avec intégration complète (C3D8T) génère un temps de calcul plus long (environ 3 jours), comme indiqué sur le Tableau 2.8. De plus, ce temps de calcul est d'environ quatre fois et demie plus élevé que celui engendré avec la même formulation EF en utilisant le maillage grossier. Comme prévu, la formulation EF avec intégration réduite (C3D8RT) est plus rapide, tel que reporté dans le Tableau 2.8. Notant que pour la formulation EF avec intégration réduite, les méthodes de contrôle Hourglass Enhanced, Relax stiffness et Stiffness affectent peu le temps de calcul. Le temps de calcul engendré dans le cas du maillage raffiné est d'environ une fois et demie plus élevé comparé à celui engendré avec le maillage grossier.

	C3D8T	C3D8RT Enhanced, Stiffness et Relax stiffness
Maillage grossier	15 Heures	4 Heures et 30 minutes
Maillage raffiné	2 Jours et 21 heures (\approx 3 Jours)	7 Heures et 30 minutes

Tableau 2. 9 : Temps de calcul ou CPU.

2.4.6. Discussion sur les paramètres de la MEF

L'analyse EF 3D du processus de formation du copeau pour une configuration de coupe orthogonale réalisée ici met en évidence les effets de la formulation EF et de la densité du maillage sur l'opération de coupe. L'ajustement de ces paramètres numériques est important pour obtenir des résultats fiables. Une solution, qui semble à priori efficace, permettant de réduire en même temps l'effet de la formulation EF et de la densité du

maillage, est d'augmenter la densité du maillage. Néanmoins, ceci peut générer des temps de calculs élevés. Ceci fait perdre l'intérêt de l'approche par EF, notamment si plusieurs conditions de coupe devront être simulées (c'est souvent le cas). Ainsi, il est important dans une procédure d'optimisation des conditions de coupe ou d'étude de l'impact de ces derniers de réduire le temps de calcul pour chaque simulation. Par conséquent, la formulation EF avec intégration réduite est fortement recommandée. Dans le modèle EF 2D mis en place dans la Section suivante, la formulation EF avec intégration réduite et un contrôle Hourglass de type Stiffness a été utilisée.

2.5. Analyse du processus de la coupe

La modélisation doit permettre de reproduire les principaux phénomènes mis en jeu au cours de la formation du copeau. Plusieurs travaux de recherche ont été menés sur différents procédés d'usinage pour analyser les mécanismes régissant la formation du copeau (voir par exemple [Bay95], [Bar02], [Dav97], [Kom81], [Sha98] et [Nou08]), et de mettre en évidence l'impact des conditions de coupe sur le processus de la coupe. L'un des phénomènes les plus étudiés est la segmentation du copeau. Précisément, le développement de ce qui est appelé couramment "bandes de cisaillement adiabatiques", donnant notamment lieu à une morphologie particulière des copeaux, à des oscillations des efforts de coupe et à la variation de la rugosité de la surface usinée. Tous ces aspects sont importants, et doivent être pris en compte pour la stabilité de la coupe. Les mécanismes de formation du copeau ont été largement étudiés dans la littérature par de nombreux chercheurs. Komanduri et al. [Kom81] ont classé les copeaux en quatre catégories en fonction de leur morphologie (copeau ondulé, discontinu, segmenté et avec cisaillement catastrophique ou fragmenté). Généralement, chaque type de copeaux dépend des conditions de coupe, de l'outil de coupe (géométrie et position par rapport à la pièce usinée) et de la nature de la matière usinée (caractéristiques thermomécaniques du matériau). Pour comprendre les mécanismes de formation du copeau, des analyses micrographiques ont été menées par [Bay95], [Dav97] et [Kom81]). Les travaux de Bayoumi et al. [Bay95] ont permis l'analyse des aspects métallurgiques de la formation du copeau lors de l'usinage de l'alliage de titane Ti-6Al-4V en utilisant des images SEM, de la diffraction des rayons X et des analyses chimiques. Ces travaux ont permis d'identifier la transformation de phase qui a eu lieu dans les bandes de cisaillement donnant lieu à la segmentation du copeau. En 1998 Shaw et Vyas [Sha98] ont indiqué que lorsque la vitesse du copeau est assez élevée lors de l'usinage en tournage d'un acier dur, la température peut atteindre un niveau suffisamment élevée pour provoquer une transformation de phase (formation de l'austénite), et après un refroidissement rapide du matériau la bande de cisaillement transformée devient une couche très dure et blanche. Barry et Byrne [Bar02], en 2002 ont étudié les mécanismes de formation du copeau en dents de scie pendant l'usinage des aciers trempés et la transition du copeau continu au dents de scie en termes des paramètres de coupe et du matériau usiné. Ils ont montré que l'instabilité plastique se déclenche au sein de la zone primaire de

cisaillement par l'initiation d'un cisaillement adiabatique à la pointe de l'outil et qui se propage vers la surface libre du copeau. En examinant la surface libre du copeau, ils ont identifié qu'une transformation de phase a eu lieu. Peu avant en 1997, Davies et al. [Dav97] ont mentionné les mêmes phénomènes en examinant la surface libre du copeau (transition d'une structure lamellaire à une structure ondulée. Shaw et Vyas [Sha98] indiquent que pour les aciers à haute résistance, le processus de fragmentation des copeaux commence par l'initiation de fissures de la surface libre du copeau et qui se propagent vers la surface intérieure en contact avec la face de coupe de l'outil. Cette fracture peut être partielle (copeau dentelé) ou totale (copeau fragmenté) selon les conditions de coupe.

Parallèlement aux investigations expérimentales, plusieurs travaux de recherche ont été menés pour reproduire la morphologie des copeaux, ainsi que certains phénomènes locaux qui se produisent lors de la coupe (bandes de cisaillement, bris de copeaux, etc.). Des approches analytiques et numériques ont été développées. Au cours de ces dernières années, il semble que la MEF est l'approche largement utilisée (par exemple [Arr08], [Aur06], [Bar05], [Bäk02], etc.), alors que jusqu'aux années 90 les approches analytiques sont principalement les plus proposées (p.ex. [Kom01], [Mol08], [Mol02], [Ozl09]). En utilisant une modélisation analytique, Sowerby et Chandrasekaran [Sow89] ont proposé un facteur fondé sur l'accumulation de l'endommagement pour détecter l'initiation de la segmentation dans les copeaux. Ces auteurs ont indiqué que les matériaux peuvent être classés par un facteur définissant la valeur critique de l'accumulation d'endommagement, et plus la valeur de ce dernier est faible plus la segmentation sera prononcée. Cependant, cette constatation n'est pas tout à fait vraie, puisque le phénomène de segmentation peut se produire sans aucun endommagement dans le copeau, en particulier pour les métaux ductiles ou sous certaines conditions de coupe pour les métaux à haute résistance. Molinari et al. [Mol02] ont proposé une estimation analytique de la largeur de bande de cisaillement et de la distance entre deux bandes de cisaillement successives pour un copeau segmenté lors d'usinage de l'alliage de titane réfractaire Ti-6Al-4V sous une condition de coupe orthogonale.

Un paramètre appelé "Rapport d'Intensité de la Segmentation" (RIS) a été proposé dans le cadre de ce travail, et a fait l'objet d'une publication internationale [Atl11], pour quantifier le phénomène de segmentation. Il est défini comme étant le rapport entre la valeur moyenne de la déformation plastique équivalente à l'intérieur des bandes de cisaillement et de celle à l'extérieur de ces bandes. Certains essais expérimentaux, donnés dans la section 2.2., ont été modélisés par EF. Les résultats obtenus ont été analysés en termes de la morphologie globale des copeaux, de l'évolution de l'intensité de la segmentation, avec le paramètre introduit " RIS ", des efforts de coupe et de la longueur de contact. L'impact des conditions de coupe a été mis en évidence sur l'ensemble de ces paramètres. Une corrélation entre la segmentation du copeau et l'effort de coupe a été établie.

2.5.1. Description du modèle

Une modélisation EF 2D est mise en place ici pour les essais d'usinage décrit dans la Section 2.2. Les caractéristiques géométriques du couple outil-pièce sont données sur la Figure 2.23. Pour former le copeau, la pièce est partitionnée en quatre parties, comme indiqué sur la Figure 2.24. Le comportement du matériau est donné dans le Tableau 2. 9. La pièce et l'outil sont discrétisés avec des éléments continus quadrilatères CREART de la bibliothèque d'Abaqus/Explicit. Une taille minimale des éléments de 10 μm est considérée dans la partie représentant le copeau. Cette taille a été choisie après avoir effectué plusieurs tests numériques de convergence ; un compromis entre la convergence du résultat et le temps de calcul est pris en considération.

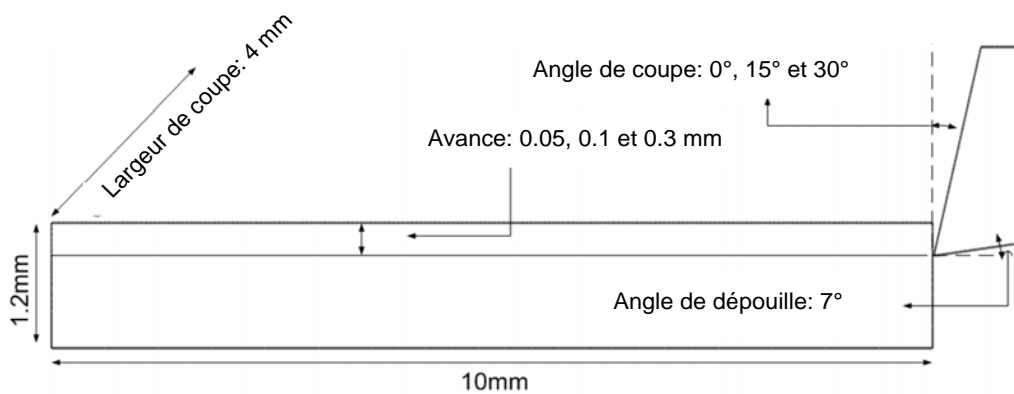


Figure 2.23 : Caractéristiques géométriques du couple outil-pièce.

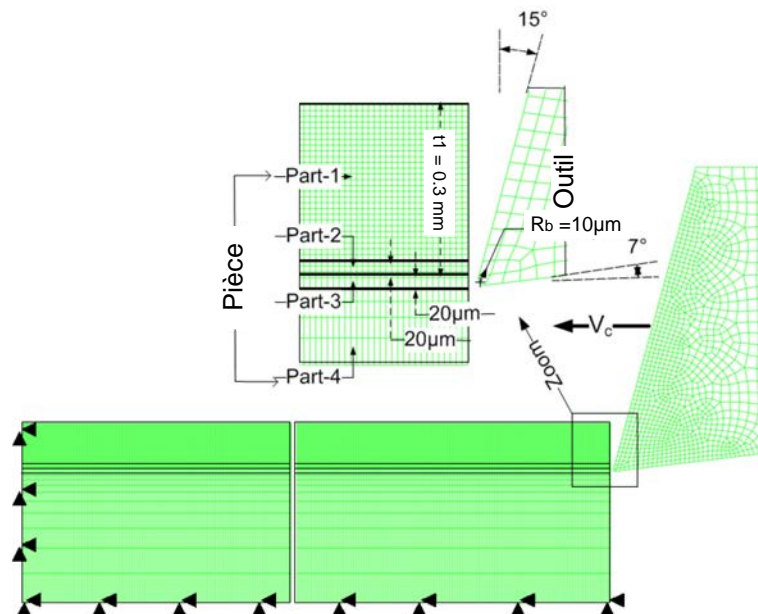


Figure 2.24 : Modèle éléments finis de la coupe orthogonale 2D.

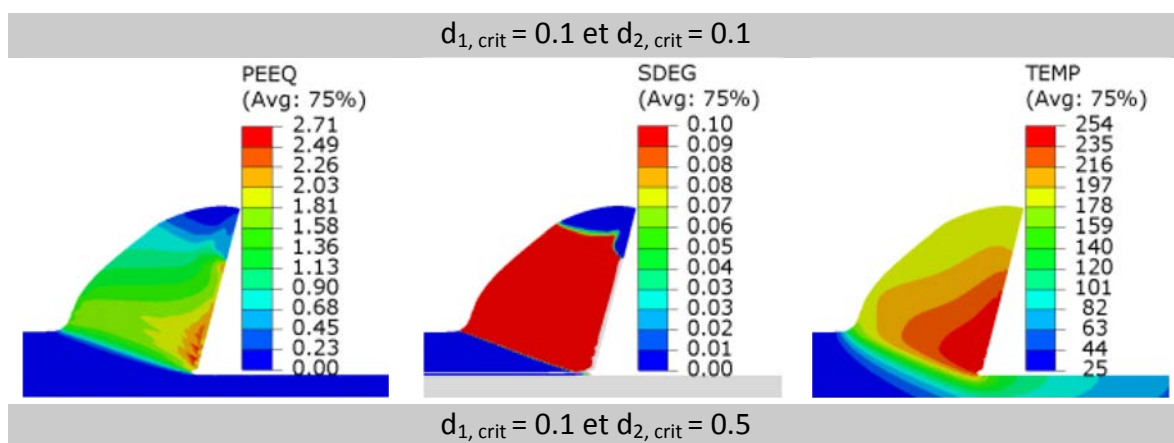
Parts	Comportement
Part 1	Thermo-viscoplastique-endommagement dans le copeau
Part 2	Thermo-viscoplastique dans la zone de cisaillement secondaire
Part 3	Thermo-viscoplastique-endommagement avec suppression des éléments du maillage dans la zone de séparation
Part 4	Thermo-viscoplastique dans la pièce

Tableau 2. 10 : Comportement associé à chaque partie de la pièce, voir la Figure 2.24.

2.5.2. Analyse des paramètres critiques d'endommagement

La formation du copeau dans le modèle EF est basée sur la suppression d'éléments dans la zone de passage de la pointe de l'outil (partie 3). La suppression des éléments se produit quand l'endommagement atteint une valeur critique. De même, dans le copeau la segmentation dépend de la valeur critique de l'endommagement. Des valeurs de l'endommagement critique sont à définir dans le modèle et ont une grande influence sur la morphologie du copeau, notamment sur l'intensité de la segmentation. Une étude paramétrique est nécessaire pour mettre en évidence son impact sur la morphologie des copeaux. La valeur de ce paramètre est par défaut prise égale à 0,99 dans le code d'Abaqus [Aba09].

Une condition de coupe donnant lieu à une formation d'un copeau segmenté a été choisie (angle de coupe de 15°, une vitesse de coupe de 60m/min et une avance de 0,3 mm). Dans la zone de séparation du copeau de la pièce (partie 3), la valeur critique de l'endommagement est prise égale à 0,1, tandis que dans le copeau elle a été variée entre 0,1 et 0,9. La Figure 2.25 montre clairement l'influence de l'endommagement critique dans le copeau sur la morphologie de ce dernier. Pour la valeur de 0,1 le copeau est continu, tandis que pour les autres valeurs le copeau est segmenté, mais une différence entre les copeaux est constatée, notamment sur le niveau de la déformation plastique dans les bandes de cisaillement.



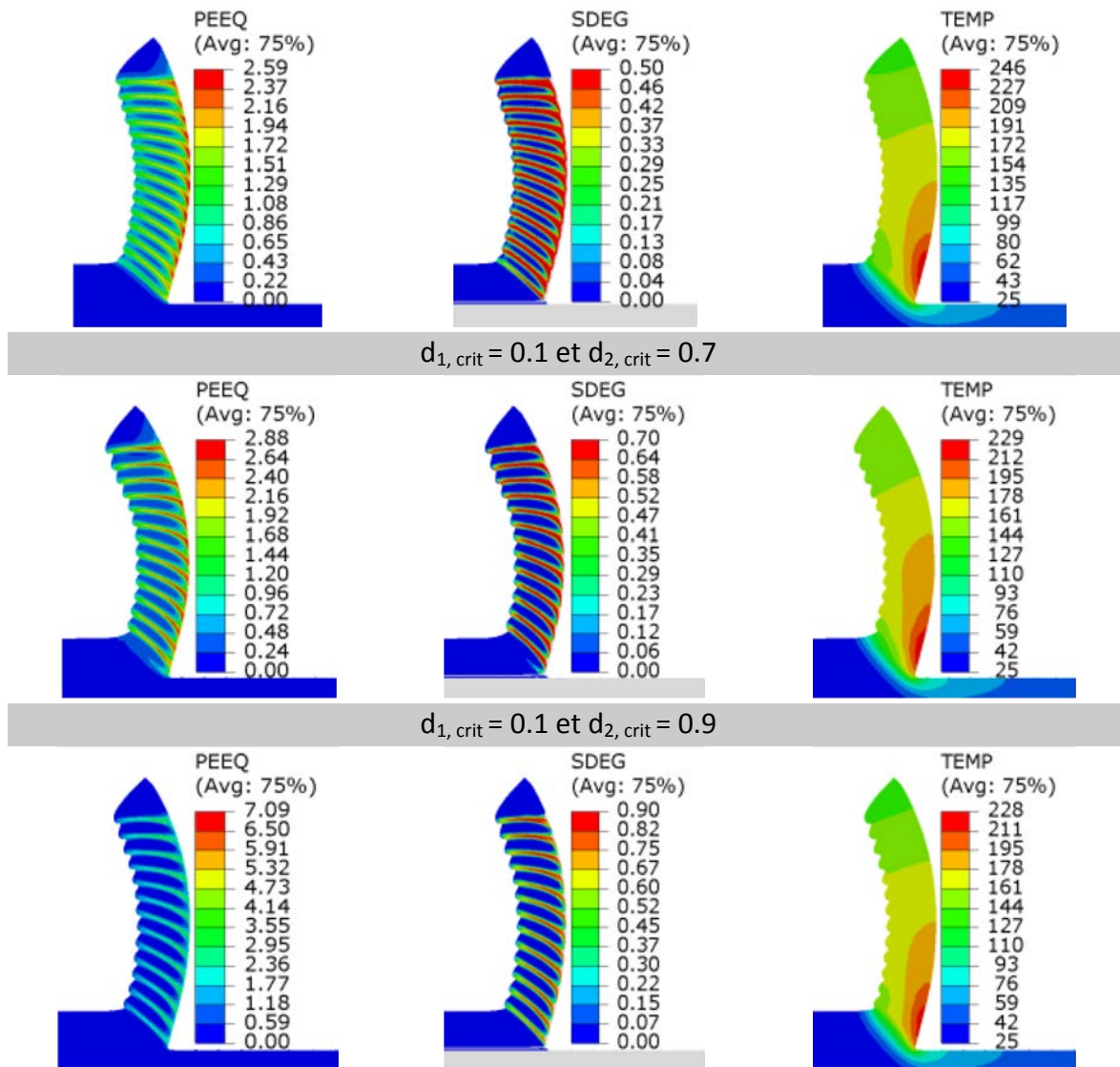


Figure 2.25 : Morphologie des copeaux pour différentes valeurs critiques de l'endommagement dans le copeau (partie 1 dans le modèle EF).

2.5.3. Analyse de la morphologie des copeaux

Le premier résultat examiné est la morphologie des copeaux. La Figure 2.26 illustre la morphologie des copeaux obtenus pour les conditions de coupe mentionnées dans la Section 2.2.1. Cette figure montre que les résultats de la simulation sont en bon accord avec les résultats expérimentaux. Un copeau continu a été obtenu pour une avance faible (0,05 mm). Pour l'avance de 0,3 mm, un copeau segmenté est obtenu pour des angles de coupe faibles de 0° et 15° , tandis que pour l'angle de coupe de 30° , un copeau quasi-continu est obtenu. La courbure du copeau est également affectée par l'angle de coupe, tel que montré sur la Figure 2.26. Globalement, ce premier résultat valide en grande partie le modèle EF mis en place.

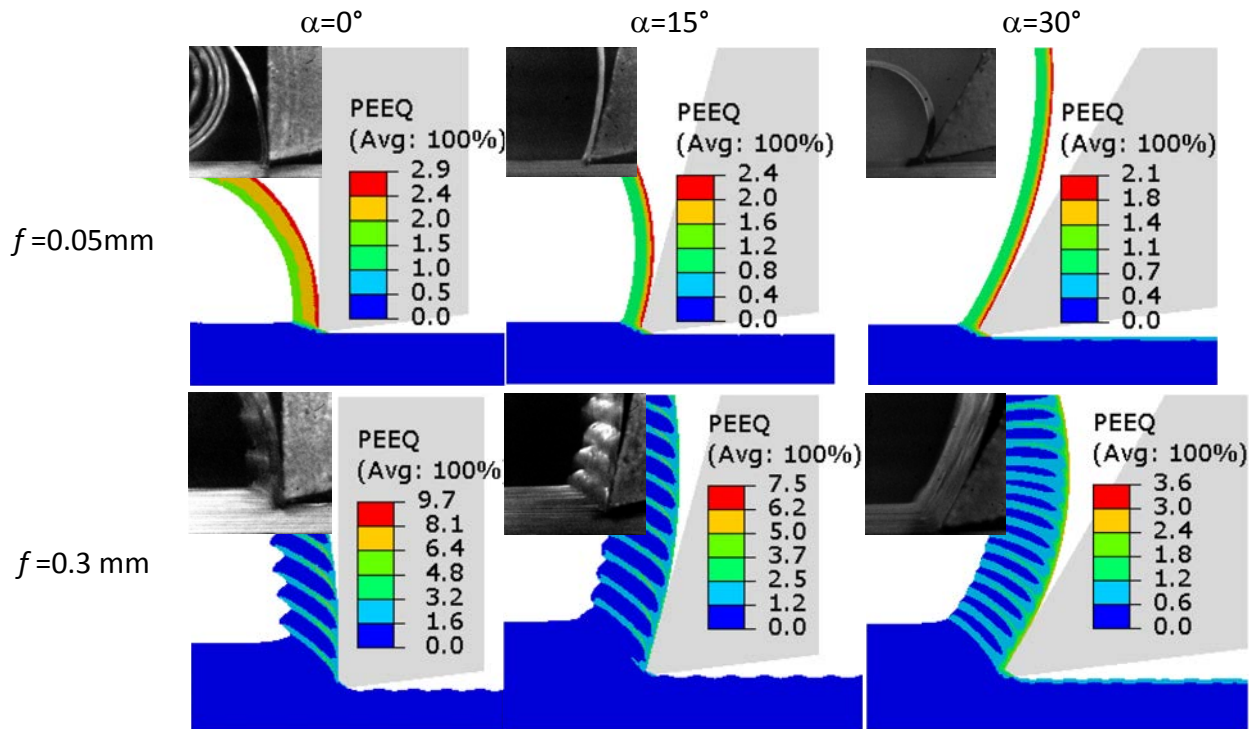


Figure 2.26 : Comparaison entre la morphologie expérimentale et numérique des copeaux pour des conditions de coupe indiquées dans la section 2.2.1.

2.5.4. Température à l'interface outil-copeau

La Figure 2.27 illustre l'influence de l'angle de coupe sur l'évolution de la température le long de la face de coupe de l'outil pour des avances de 0,05 mm et 0,3 mm. Le niveau de température dépend de l'angle de coupe et ce dernier a plus d'impact dans le cas de la faible avance. Une évolution maximale de la température est obtenue pour un angle de coupe faible (0°), où la longueur de contact est plus élevée. Pour l'avance de 0,3 mm, une tendance à l'augmentation ou à la diminution de la température avec l'augmentation de l'angle de coupe n'est pas évidente. Ceci s'explique par le fait que dans les cas de l'angle de coupe de 0° ou 15° le copeau formé est segmenté et dans le cas de l'angle de coupe de 30° le copeau est continu. Comme on pourra le voir dans le prochain paragraphe (2.5.5), la segmentation du copeau génère une fluctuation du contact outil-copeau qui a une conséquence directe sur la chaleur générée par frottement et donc sur le niveau de la température à l'interface outil-copeau.

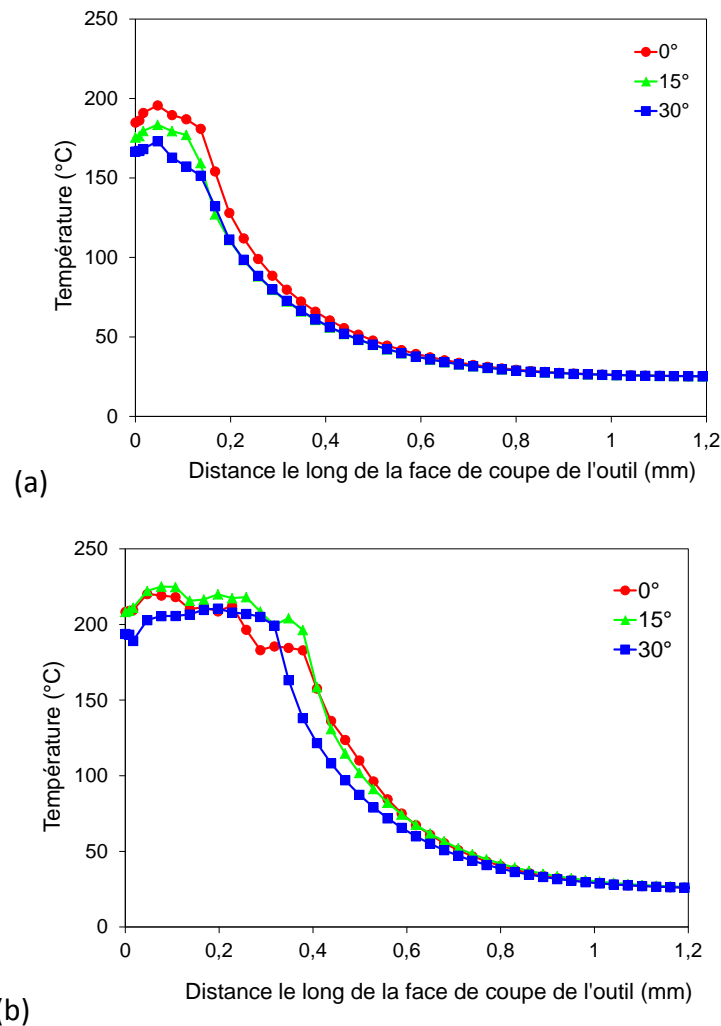


Figure 2.27 : Température le long de l'arête de coupe de l'outil : (a) $f=0,05\text{mm}$ et (b) $f=0,3\text{mm}$.

2.5.5. Effort de coupe et longueur de contact

2.5.5.1. Effet de l'angle de coupe et de l'avance

Les valeurs numériques et expérimentales moyennes de l'effort de coupe et de la longueur de contact sont rapportées dans le Tableau 2. 10. Tel que prévu, lorsque l'angle de coupe augmente l'effort de coupe diminue, et par conséquent l'écoulement du copeau est facilité. Globalement, les efforts de coupe sont sous-estimés, notamment pour la grande avance (0,3 mm). Ceci s'explique par l'impact de la loi de comportement du matériau utilisé, tel que représenté par le modèle de Johnson-Cook [Joh83]. Il est possible que les sensibilités à l'érouissage et à la vitesse de déformation de la matière usinée soient sous-estimées par la loi de comportement adoptée. La même tendance peut être observée pour la longueur de contact, ce qui est confirmé par les expériences. Toutefois, les valeurs numériques sont moins importantes que celles expérimentales. En fait, la longueur de contact expérimentale est surestimée, car elle a été mesurée après usinage, en examinant la trace laissée par le

copeau sur la face de coupe de l'outil, tandis que celle obtenue par le calcul est considérée comme une valeur moyenne de la fluctuation de la longueur de contact ; cette fluctuation du contact est mise en évidence sur la Figure 2.30 pour trois vitesses de coupe.

Avance (mm)	Angle de coupe (°)	Efforts de coupe (N)		Longueur de contact (mm)	
		Exp.	Num.	Exp.	Num.
0,05	0	250	313	0,16	0,16
	15	250	295	0,12	0,11
	30	250	195	0,12	0,075
0,3	0	1200	898	0,60	0,35
	15	1200	826	0,60	0,40
	30	1100	725	0,46	0,30

Tableau 2. 11 : Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques : les efforts de coupe et la longueur de contact.

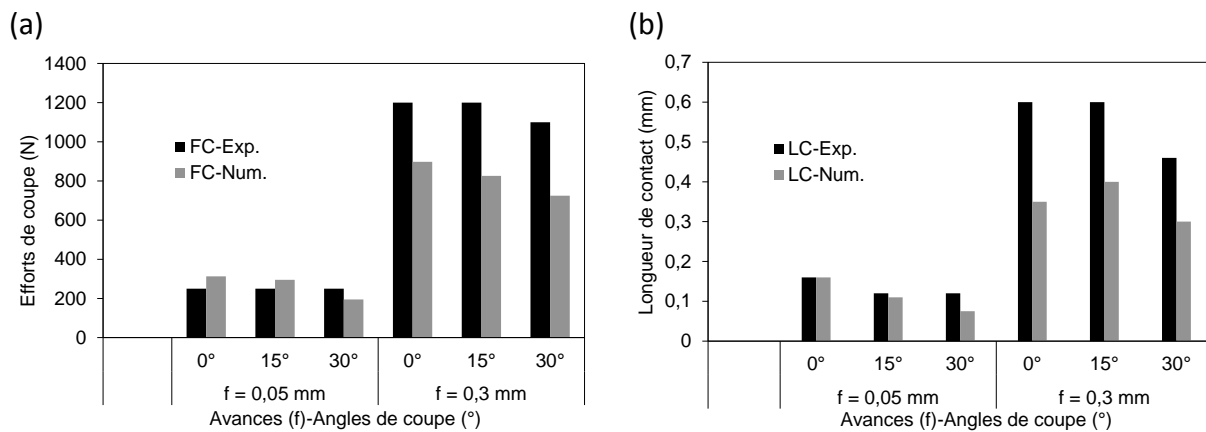


Figure 2.28 : Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques : (a) les efforts de coupe et (b) la longueur de contact.

2.5.5.2. Effet de la vitesse de coupe

Pour mettre en évidence l'effet de la vitesse de coupe, les essais expérimentaux, représentés dans la section 2.2.2, ont été simulés. Comme indiqué dans le Tableau 2. 11 et illustré par la Figure 2.29, l'effort de coupe et la longueur moyenne de contact sont globalement sous-estimés sur toute la plage de variation de la vitesse de coupe (30 à 500 m/min) avec une erreur de 10%. Comme il a été souligné auparavant, une explication possible de ce résultat est l'impact de la loi de comportement du matériau usiné (loi de Johnson-Cook et paramètres de la loi).

Vitesse de coupe (m/min)	Effort de coupe (N)		Longueur de contact (mm)	
	Exp.	Num.	Exp.	Num.
30	435	456	0,30	0,31
65	455	425	0,30	0,28
80	510	422	0,30	0,29
95	475	408	0,28	0,26
160	450	398	0,26	0,25
195	430	395	0,25	0,23
320	410	397	0,25	0,22
390	405	387	0,23	0,22
500	400	374	0,20	0,22

Tableau 2.12 : Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques : effort de coupe et longueur de contact en fonction de la vitesse de coupe.

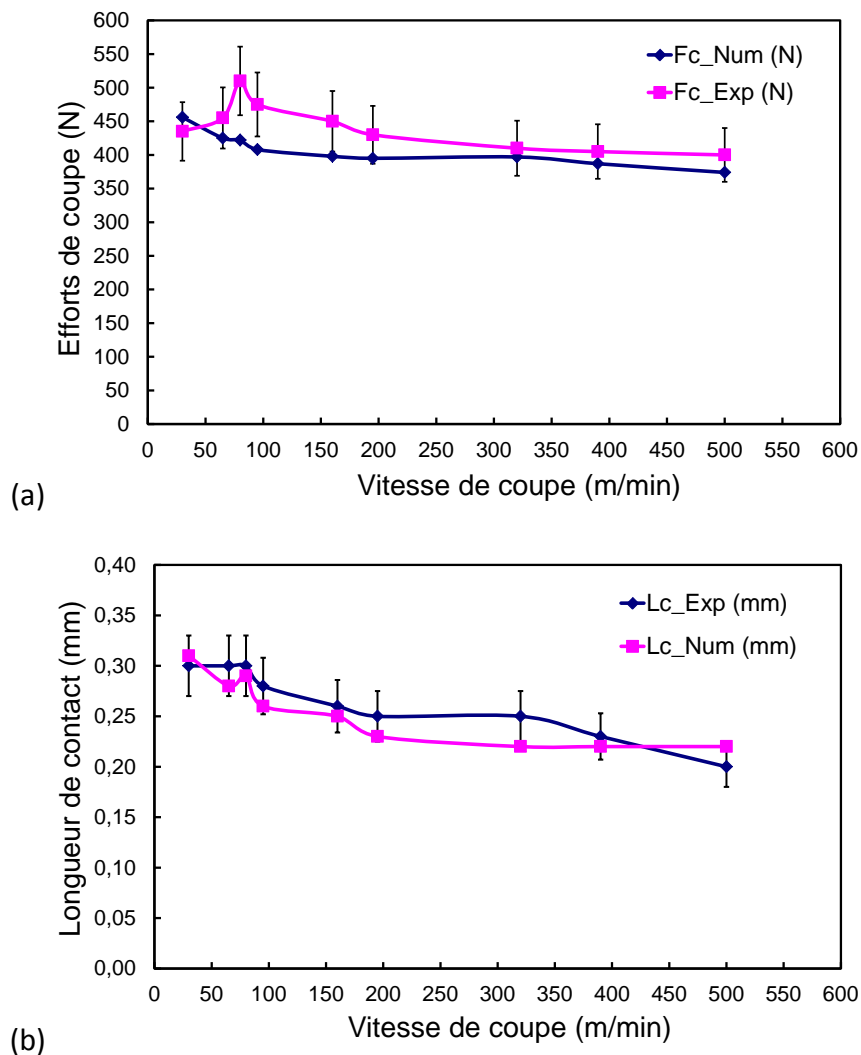


Figure 2.29 : (a) Efforts de coupe et (b) longueur de contact en fonction de la vitesse de coupe pour une avance de 0,1 mm et un angle de coupe de 0°.

2.5.6. Analyse de la segmentation des copeaux

Il est bien connu que la segmentation du copeau génère des fluctuations sur l'effort de coupe [Kom81], et la segmentation du copeau dépend entre autres des conditions de coupe. Pour mettre en évidence l'effet de la vitesse de coupe sur l'effort de coupe et le contact outil-copeau en présence du phénomène de segmentation, des simulations ont été réalisées avec trois vitesses de coupe (60, 500 et 1000 m/min), pour le cas d'une avance fixe de 0,3 mm et un angle de coupe de 15°.

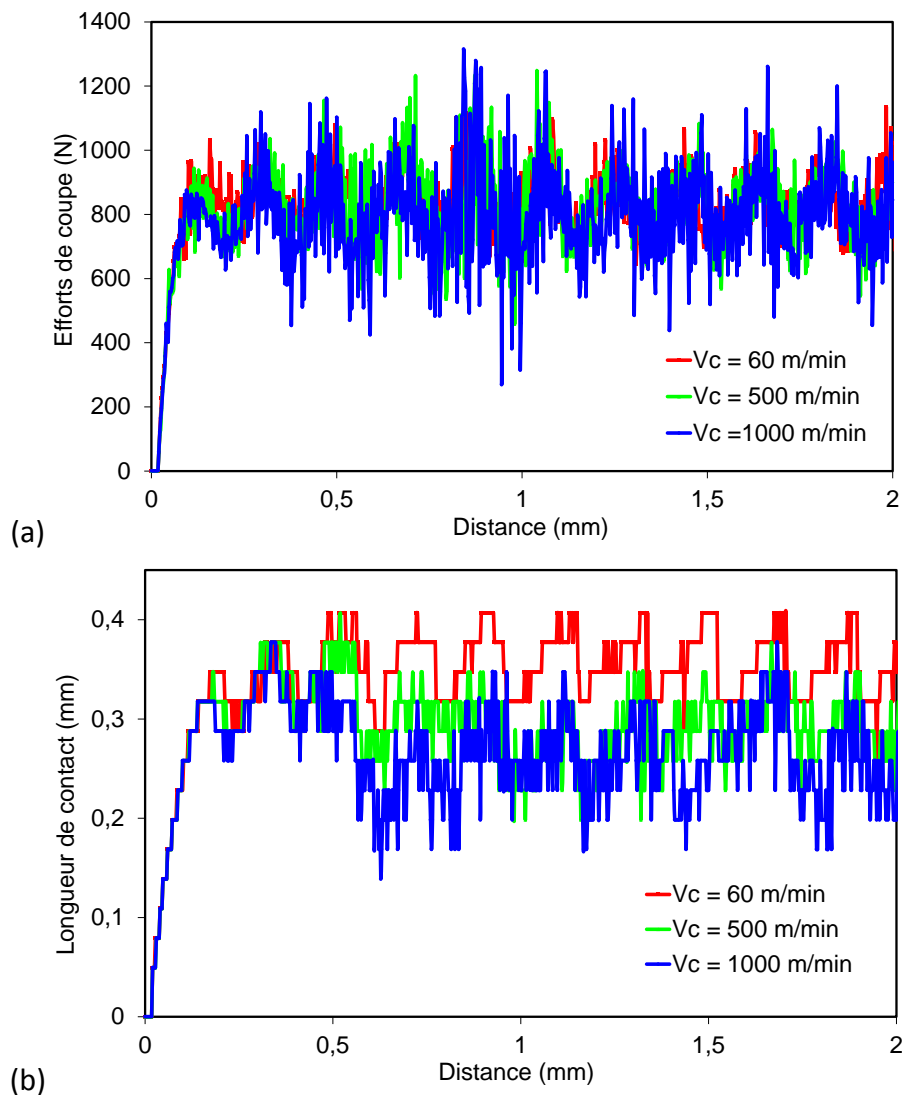


Figure 2.30 : Effet de la segmentation du copeau sur la fluctuation de l'effort de coupe et de la longueur de contact pour trois vitesses de coupe, dans le cas d'une avance de 0,3 mm et un angle de coupe 15°.

Les résultats obtenus montrent que l'effort de coupe oscille autour d'une valeur moyenne de l'ordre de 800N, voir Figure 2.30 (a). Egalement, la longueur de contact varie au cours de la formation des segments dans le copeau, voir Figure 2.30 (b). La longueur de contact

moyenne diminue quand la vitesse de coupe augmente, ce qui est cohérent avec les observations expérimentales. Il est important de noter que contrairement à l'effort de coupe, la longueur de contact réelle est très difficile à mesurer par les moyens expérimentaux. En règle générale, une valeur approximative est obtenue à partir de l'estimation de la trace laissée par le copeau sur la face de coupe de l'outil. Ainsi, la modélisation numérique peut être très utile pour estimer les fluctuations de la longueur de contact lors de l'usinage, notamment quand la segmentation du copeau se produit où un contact discontinu à l'interface outil-copeau apparaît.

Pour analyser d'une manière fine le phénomène de segmentation et son impact sur les paramètres pertinents de la coupe, un plan d'expérience numérique a été défini. Il consiste à prendre la configuration outil-pièce des essais de rabotage de la Section 2.2.1, de considérer une avance fixe de 0,3 mm et de simuler avec les trois géométries de plaquettes (angles de coupe 0°, 15° et 30°) la formation du copeau en variant la vitesse de coupe sur une large gamme (60, 180, 360, 500, 720 et 1000 m/min). Cette étude est purement numérique, et vise à introduire un nouveau paramètre permettant de quantifier le phénomène de segmentation des copeaux et d'établir un lien avec l'évolution de l'effort de coupe. L'impact du contact /frottement sur l'intensité de ce phénomène est également mis en évidence à la fin de cette étude.

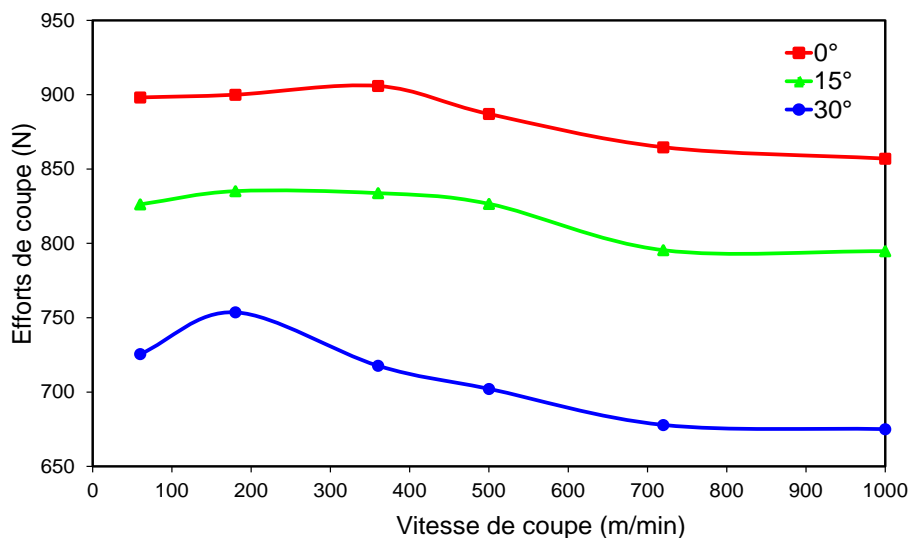


Figure 2.31 : Effet de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe pour trois angles de coupe et une avance fixe de 0,3 mm.

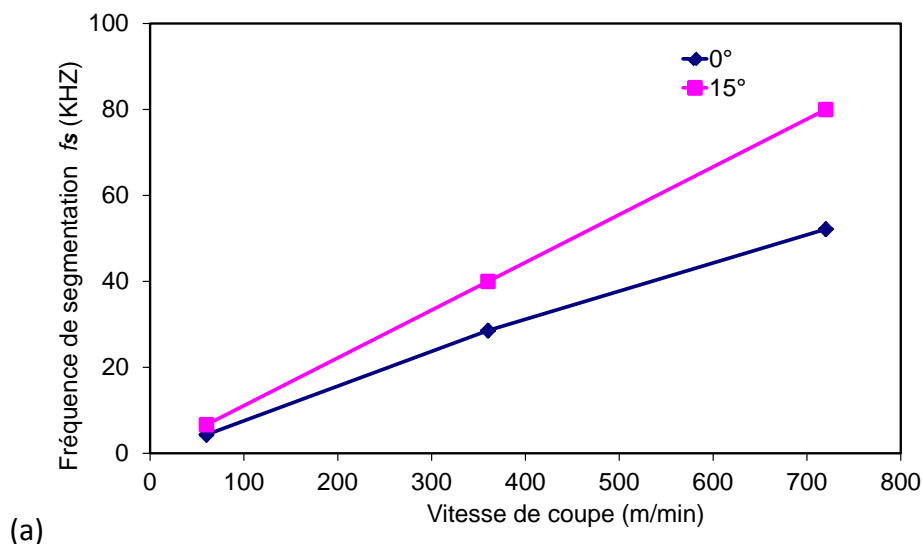
Les simulations réalisées montrent l'impact de la vitesse de coupe et de l'angle de coupe sur l'effort moyen de coupe, voir la Figure 2.31. Sur la Figure 2.31 trois domaines peuvent être clairement identifiés. Le premier domaine correspond aux faibles vitesses de coupe, où l'effort de coupe augmente, avec une augmentation plus prononcée pour le cas de l'angle de coupe de 30°. Le second domaine correspond à des vitesses de coupe modérées et est caractérisé par une diminution rapide de l'effort de coupe. Le troisième domaine correspond

à des vitesses de coupe plus élevées, et est caractérisé par une quasi-stagnation des efforts de coupe. Pour un angle de coupe de 0° et 15°, une diminution des efforts de coupe moyenne avec la vitesse de coupe est d'environ 50 N et est de 80 N pour l'angle de coupe de 30°. Il est constaté également que l'effort de coupe est inversement proportionnel à l'angle de coupe. Ceci montre l'effet combiné de la vitesse de coupe et de l'angle de coupe.

Pour quantifier la segmentation du copeau, différents paramètres ont été proposés dans la littérature (voir par exemple les travaux de [Sow89], [Xie96]). Les plus classiques et couramment utilisés sont la fréquence de segmentation et la longueur de segmentation du copeau. Cependant, ces deux quantités ne sont pas suffisantes pour quantifier le phénomène en soi car elles ne peuvent pas donner une indication sur l'intensité de la localisation de la déformation qui a eu lieu dans le copeau lorsque la segmentation se produit. Dans le cas d'une segmentation périodique du copeau, la fréquence de segmentation est constante, donnée par la relation suivante, [Sun09] :

$$f_s = \frac{V_c}{l_s} \quad (2.19)$$

où V_c est la vitesse de coupe et l_s représente la longueur entre deux segments successifs. Comme montré sur la Figure 2.32 (a), la fréquence de segmentation est linéairement proportionnelle à la vitesse de coupe, tandis que la longueur de segmentation est quasi-indépendante de la vitesse de coupe, tel que représenté sur la Figure 2.32 (b).



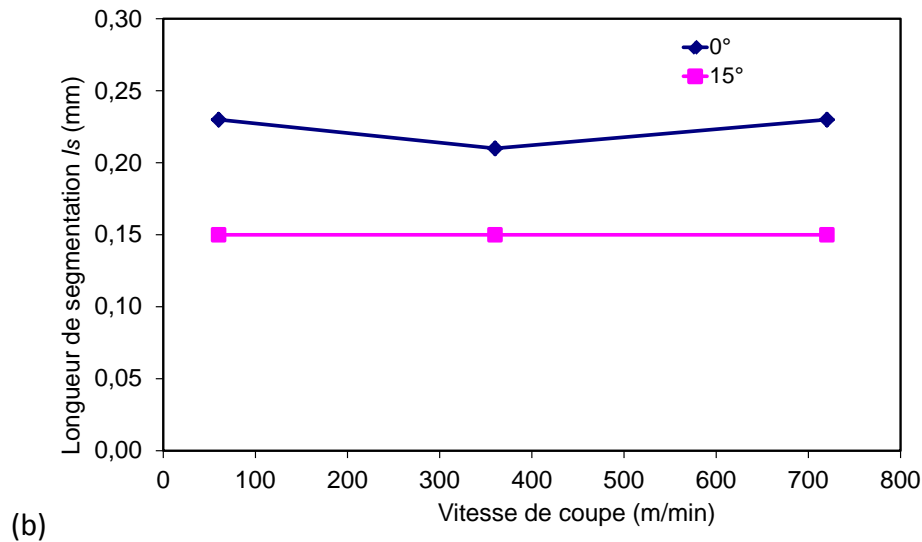


Figure 2.32 : Quelques paramètres pour quantifier le phénomène de segmentation : (a) fréquence de segmentation et (b) la longueur de segmentation pour une avance de 0,3 mm et des angles de coupe de 0° et 15°.

Cependant, pour une bonne représentation quantitative de la variation relative de la déformation plastique dans le copeau, un nouveau paramètre, appelé "Rapport d'Intensité de Segmentation" (RIS) est introduit. Ceci rend, possible non pas seulement l'identification qualitative de la morphologie du copeau (segmenté, continu, dentelé, etc.), mais aussi son identification quantitative. Le paramètre RIS est défini comme un rapport entre la déformation plastique équivalente à l'intérieur ($\overline{\varepsilon}_{in}^p$) et à l'extérieur ($\overline{\varepsilon}_{out}^p$) des bandes de cisaillement dans le copeau segmenté, [Atl11]:

$$RIS = \frac{\overline{\varepsilon}_{in}^p}{\overline{\varepsilon}_{out}^p} \quad (2.20)$$

Pour évaluer le paramètre RIS, le niveau de déformation plastique équivalente à l'intérieur et à l'extérieur des bandes de cisaillement doit être estimé. Le principe de calcul du RIS consiste à définir un trajet le long de la mi-épaisseur du copeau, tel que indiqué sur la Figure 2.33 (a), et par la suite la déformation plastique équivalente est tracée le long de ce chemin, comme illustré sur la Figure 2.33 (b). La déformation plastique équivalente à l'intérieur est considérée comme la valeur moyenne des pics maximum de la courbe et celle à l'extérieur des bandes de cisaillement correspond à la valeur moyenne des pics minimum de la courbe. Le paramètre RIS est calculé de la manière suivante :

$$RIS = \frac{\overline{\varepsilon}_{in}^p}{\overline{\varepsilon}_{out}^p} = \frac{mean(\overline{\varepsilon}_{max}^p)}{mean(\overline{\varepsilon}_{min}^p)} \quad (2.21)$$

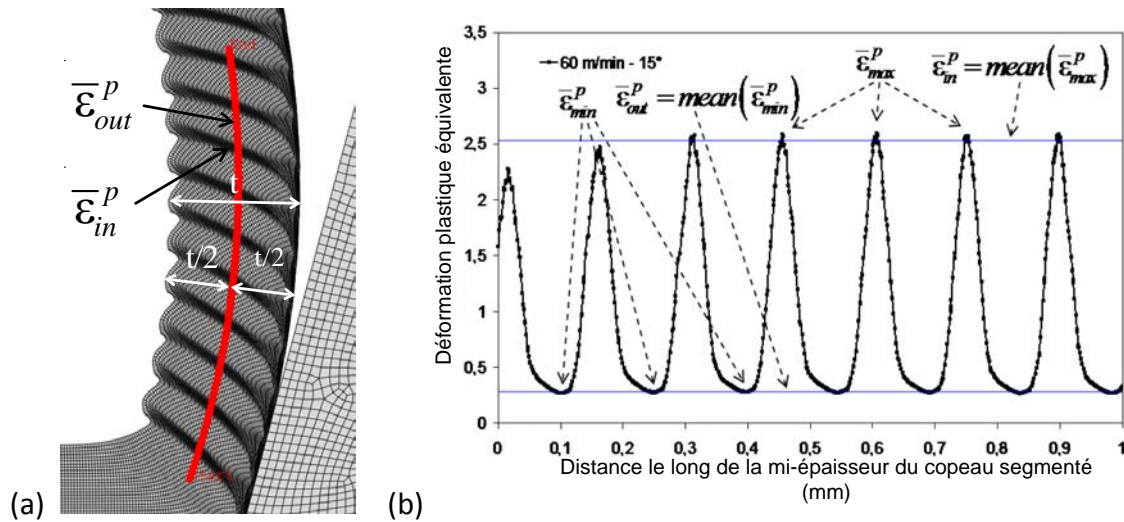


Figure 2.33 : (a) Définition d'un trajet le long de la mi-épaisseur du copeau pour estimer la déformation plastique équivalente à l'intérieur et à l'extérieur des bandes de cisaillement et (b) illustration de l'évolution du paramètre RIS.

Comme c'est indiqué sur la figure 2.34, les déformations plastiques équivalentes $\bar{\epsilon}_{in}^p$ et $\bar{\epsilon}_{out}^p$ dépendent fortement des conditions de coupe. Par conséquent, le paramètre RIS sera affecté par ces conditions de coupe. Lorsqu'une forte localisation de la déformation se produit dans la bande de cisaillement adiabatique, la déformation $\bar{\epsilon}_{in}^p$ augmente, tandis que $\bar{\epsilon}_{out}^p$ diminue, ce qui provoque l'augmentation rapide du RIS. Ainsi, le rapport RIS est un bon critère indicateur de la segmentation des copeaux pour l'usinage des matériaux métalliques.

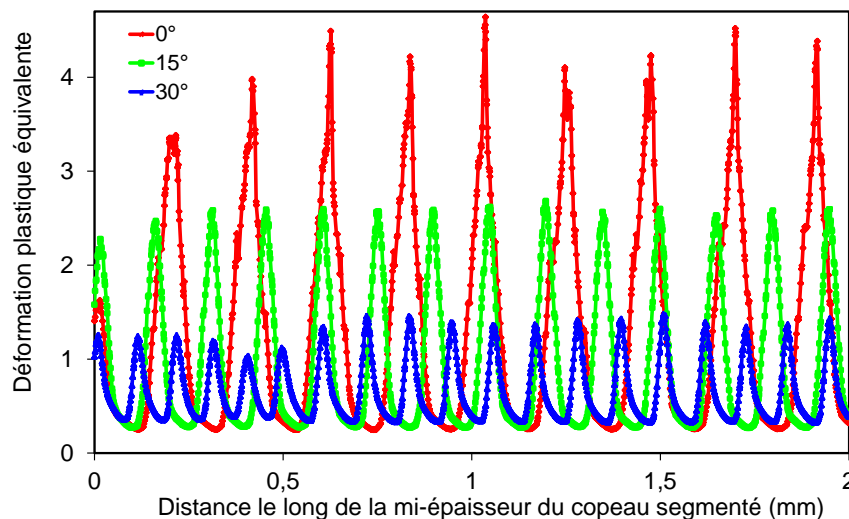


Figure 2.34 : Déformation plastique équivalente le long du trajet d'une distance définie sur la Figure 2.33 (a) pour trois angles de coupe (0°, 15° et 30°), une avance de 0,3 mm et une vitesse de coupe de 60 m/min.

La Figure 2.35 illustre l'évolution du paramètre RIS pour toutes les configurations faisant changer l'angle de coupe (trois angles de coupe, 0°, 15° et 30°) et la vitesse de coupe (cinq

vitesses de coupe, 60, 180, 360, 720 et 1000 m/min). La combinaison de la variation de l'angle de coupe et de la vitesse de coupe fait apparaître 15 cas de calculs EF. L'examen de la figure 2.35, montre clairement la possibilité d'identifier les conditions de coupe qui donnent des copeaux fortement segmentés.

Pour chaque angle de coupe, l'intensité de la segmentation est proportionnelle à la vitesse de coupe. L'augmentation de la vitesse de coupe favorise la localisation des déformations à l'intérieur des bandes de cisaillement adiabatiques. Trois domaines peuvent être ainsi distingués en fonction de la vitesse de coupe, comme indiqué sur la Figure 2.36. Le premier domaine concerne les faibles vitesses de coupe où le RIS varie peu. Cependant pour le domaine où les vitesses de coupe sont modérées, le paramètre RIS augmente rapidement. Quant au dernier domaine qui correspond à des vitesses de coupe assez élevées, le paramètre RIS est caractérisé par une quasi-stagnation pour les angles de coupe de 15° et 30°, tandis que pour l'angle de coupe de 30°, ce dernier continue à augmenter avec la vitesse de coupe. Le cas extrême d'intensité de segmentation alors est représenté par une vitesse de coupe assez élevée et un faible angle de coupe.

Dans la pratique, le phénomène de fragmentation des copeaux apparaît sous certaines conditions de coupe, par conséquent il existe une valeur critique de RIS, à identifier expérimentalement, correspondant au début de la formation de la fragmentation des copeaux.

En plus, d'après la Figure 2.36, différentes conditions de coupe peuvent donner le même RIS, autrement dit état de segmentation. Par exemple, pour les conditions de coupe suivantes : " $V_c = 60$ m/min, $\alpha = 0^\circ$ " et " $V_c = 1000$ m/min, $\alpha = 15^\circ$ ", le paramètre RIS est d'environ 15, et pour les conditions de coupe suivantes : " $V_c = 60$ m/min, $\alpha = 15^\circ$ " et " $V_c = 1000$ m/min, $\alpha = 30^\circ$ ", le paramètre RIS est d'environ 9. Par conséquent, le paramètre RIS permet de trouver des conditions de coupe différentes donnant lieu à un même copeau segmenté. Ainsi, la segmentation du copeau peut être commandée en agissant simultanément ou séparément sur la vitesse de coupe et la géométrie de l'arête de coupe de l'outil. Ceci nécessite donc une corrélation entre le paramètre RIS et les différents paramètres de coupe.

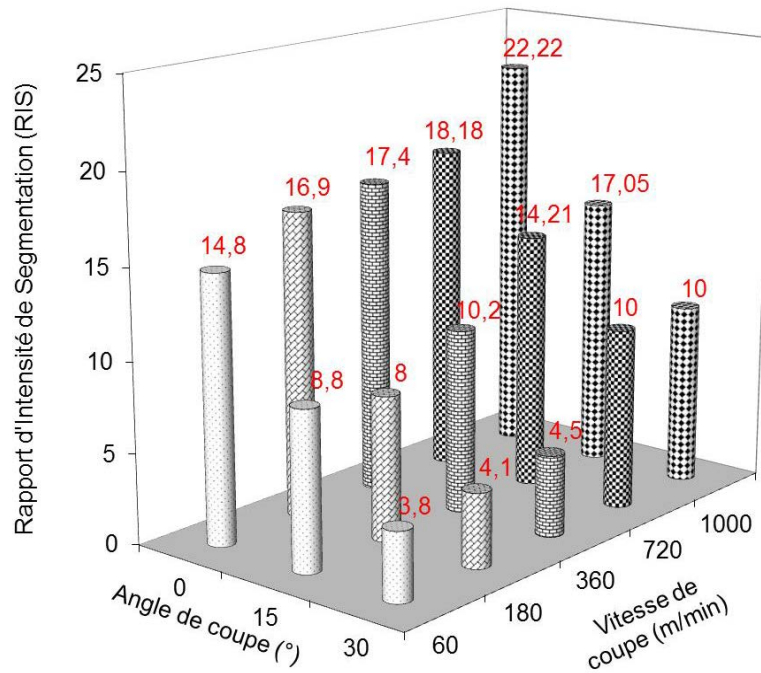


Figure 2.35 : Rapport d'intensité de la segmentation RIS en fonction de l'angle de coupe et de la vitesse de coupe pour une avance de 0,3 mm.

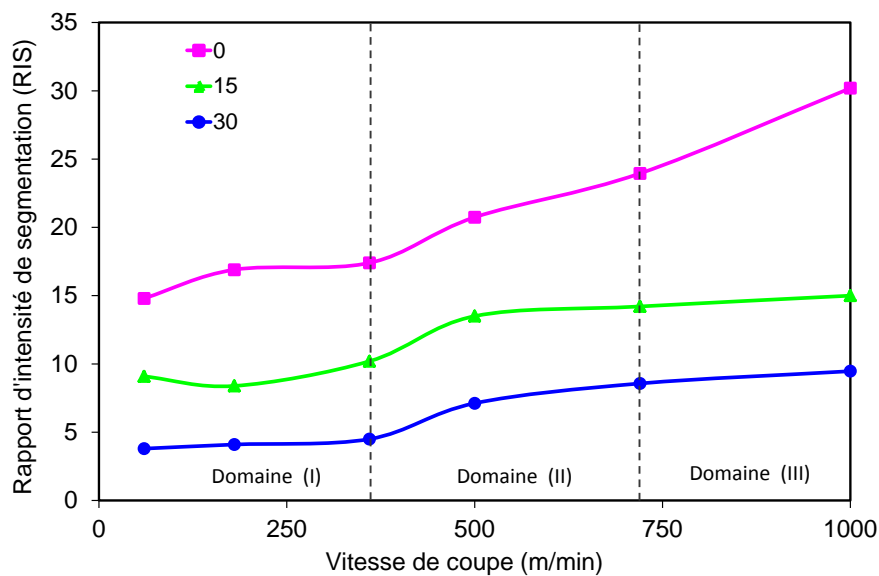


Figure 2.36 : Définition des domaines d'évolution du paramètre RIS en fonction de la vitesse de coupe et de l'angle de coupe.

2.5.7. Corrélation segmentation des copeaux/efforts de coupe

La Figure 2.37 illustre la corrélation entre l'intensité de segmentation du copeau et l'effort moyen de coupe, elle représente une combinaison des Figure 2.31 et Figure 2.36. Pour chaque géométrie de l'outil, l'augmentation de la vitesse de coupe (à partir de 360 m/min) provoque une réduction des efforts de coupe et une augmentation du paramètre RIS. Cela

confirme alors le fait que le phénomène de segmentation du copeau est à l'origine de la réduction de l'effort de coupe lors de l'usinage de l'alliage d'aluminium AA2024-T351.

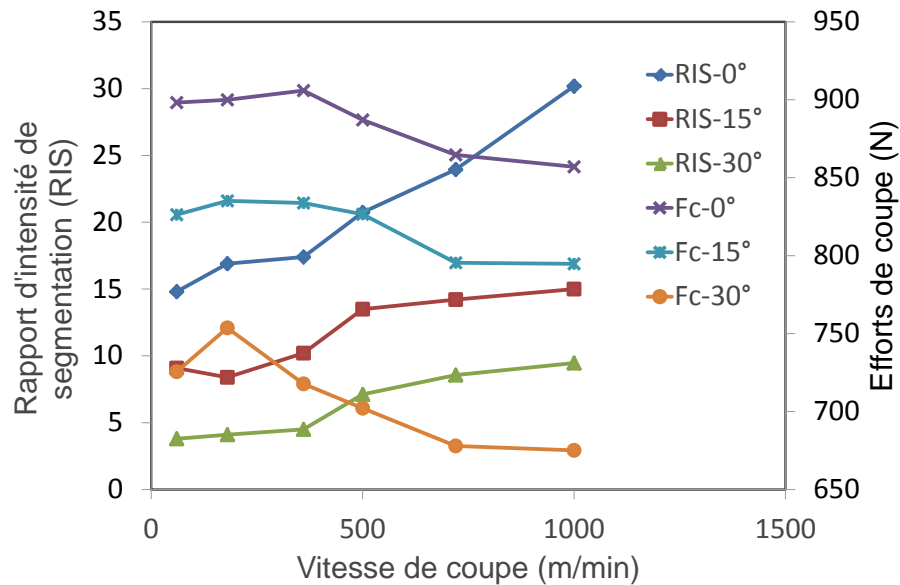


Figure 2.37 : Corrélation entre l'effort de coupe et le paramètre RIS pour une avance de 0,3 mm.

En utilisant une procédure expérimentale, Komanduri et Brown [Kom81] ont établi une corrélation entre, d'une part, le début et la fin de la formation d'un segment et d'autre part les pics maximum et minimum sur la courbe d'évolution de l'effort de coupe en fonction du temps d'usinage. Comme montré sur la Figure 2.38, il est possible d'obtenir une corrélation plus précise entre les oscillations de l'effort de coupe et le processus de segmentation du copeau uniquement à partir de la simulation numérique. Un pic maximal sur la courbe d'évolution de l'effort de coupe correspond au début d'apparition d'un segment dans le copeau (début de formation d'une nouvelle bande de cisaillement), tandis qu'un pic minimal correspond à la fin de la formation de ce segment (propagation de la bande de cisaillement jusqu'à la surface libre du copeau). Entre le pic min et max, la contrainte de cisaillement dans la bande continue à augmenter jusqu'à ce qu'une nouvelle bande de cisaillement adiabatique commence à se développer (début de la formation d'un nouveau segment).

A partir des simulations effectuées, il est possible de lier l'évolution de la température de la face de coupe de l'outil au processus de segmentation du copeau. Comme montré sur la Figure 2.39, deux régimes peuvent être identifiés : un régime transitoire qui correspond à l'évolution rapide de température et un régime stabilisé qui correspond à une quasi-stagnation de la température sur la face de coupe de l'outil.

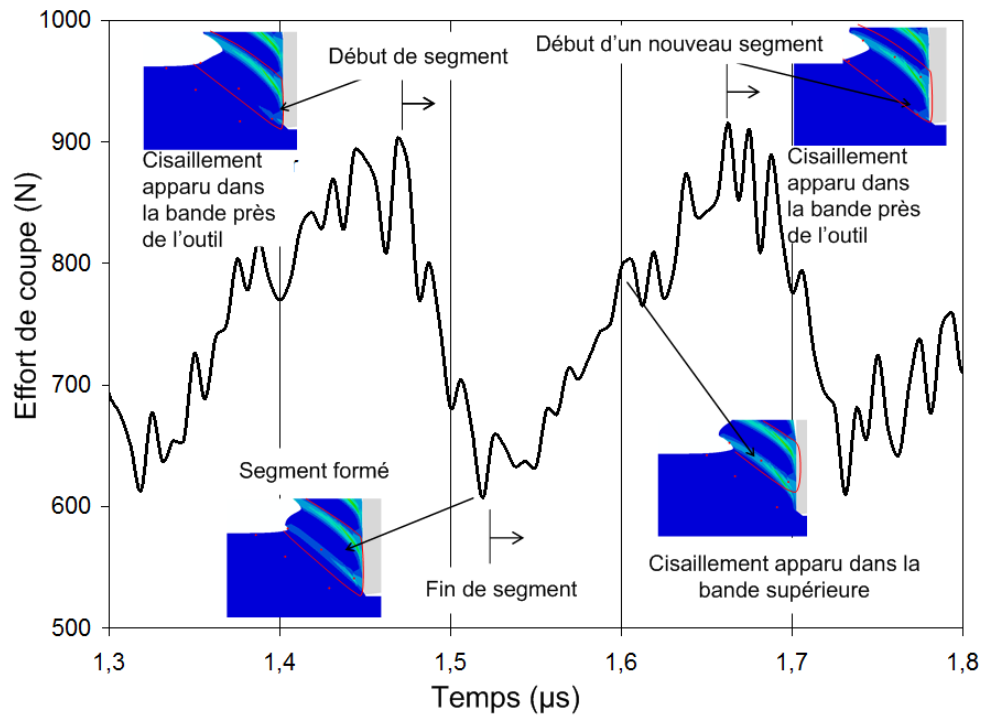


Figure 2.38 : Correction entre l'oscillation de l'effort de coupe et la formation d'un segment dans le copeau.

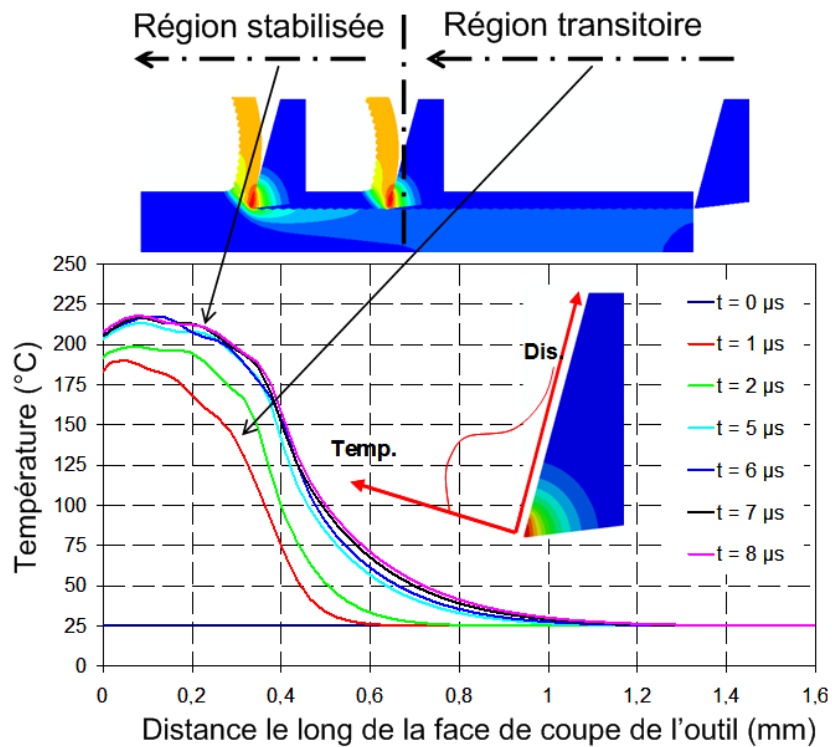


Figure 2.39 : Distribution de la température le long de la face de coupe de l'outil à différents instants de coupe.

Pour mettre en évidence l'effet des conditions de coupe sur la température à l'interface de contact outil-copeau en présence de la segmentation des copeaux, une distribution de la

température sur la face de coupe dans le domaine stabilisé est représentée sur la Figure 2.40 pour trois vitesses de coupe. Comme montré sur cette figure, la distribution de la température dépend fortement de la vitesse de coupe. En effet, à faible vitesse de coupe (60m/min), une distribution quasi-uniforme est obtenue le long de la longueur de contact, tandis que pour des vitesses de coupe élevées (360 et 720 m/min), une localisation de la chaleur est constatée, donnant, lieu à un pic de température loin de la pointe de l'outil.

Comme indiqué précédemment, pour des vitesses de coupe basses, l'intensité de segmentation du copeau est faiblement affectée. Pour des vitesses de coupe élevées, la température à l'interface outil-copeau et le paramètre RIS augmentent rapidement. Dans ce cas la longueur de contact diminue, et la température augmente dans la zone de glissement où le copeau quitte la face de coupe de l'outil. Cela est dû à la génération de la chaleur par frottement qui augmente avec la vitesse de glissement du copeau sur la face de coupe.

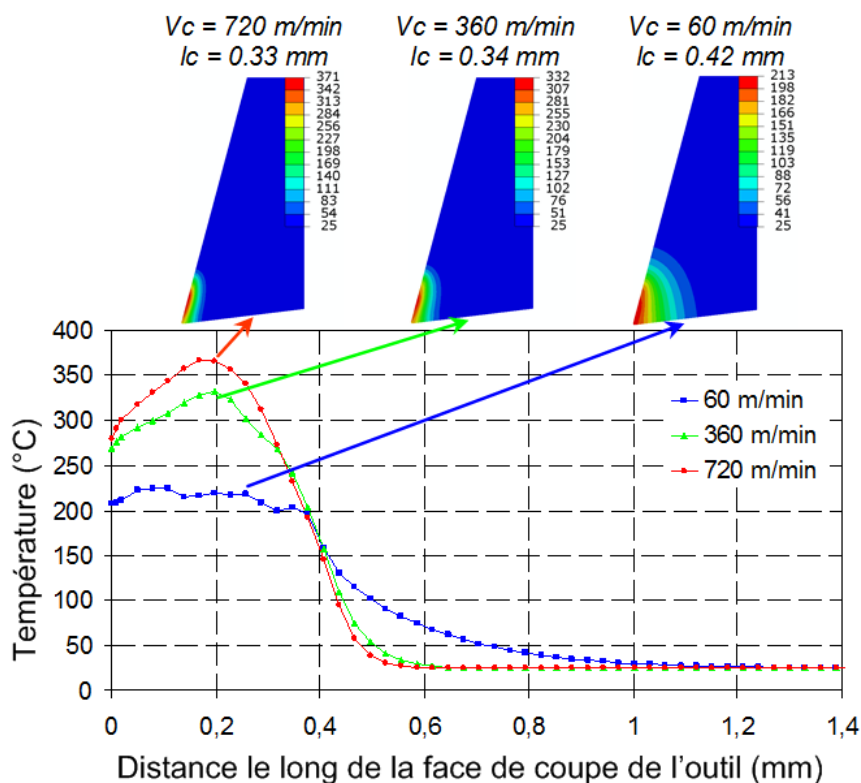


Figure 2.40 : Distribution de température le long de la face de coupe de l'outil dans le régime stationnaire pour trois vitesses de coupe.

2.5.8. Effet du coefficient de frottement sur la segmentation

Les conditions de coupe ont un impact direct sur l'intensité de la segmentation, comme montré précédemment. Ces conditions ont également un impact sur le comportement à l'interface outil-pièce. Une question qui pourrait se poser est, étant donné que les conditions de coupe ont un impact sur le contact/frottement et la segmentation simultanément, quel est le lien entre le contact outil-copeau et la segmentation des copeaux. Pour répondre à

cette question, une étude paramétrique qui consiste à simuler le processus de la coupe avec différentes valeurs du coefficient de frottement a été réalisée. Sur le plan pratique, la variation du coefficient de frottement pour la même condition de coupe, peut être assimilée à la variation des conditions de lubrification (usinage à sec et avec différents types de lubrifiants).

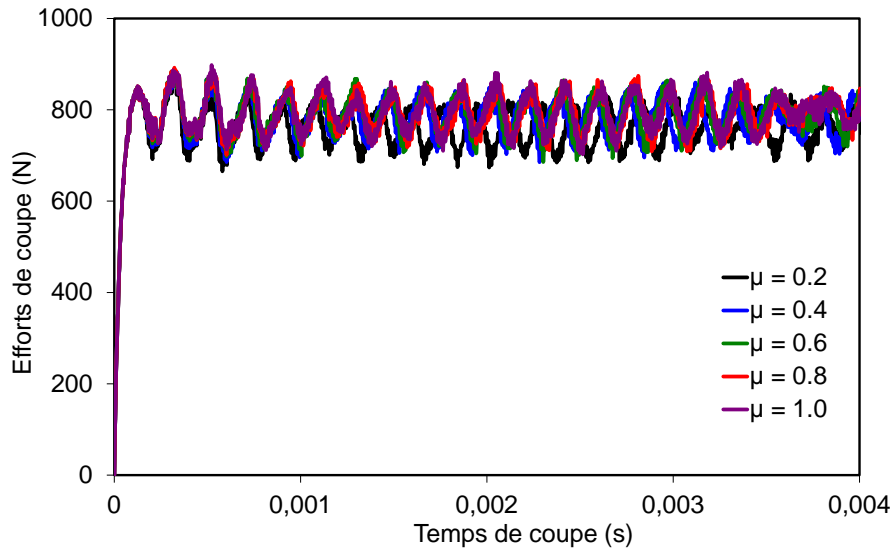


Figure 2.41 : Effet du coefficient de frottement sur les efforts de coupe pour les conditions de coupe suivantes : $V=60\text{m/min}$, $f=0,3\text{mm}$ et $\alpha = 15^\circ$.

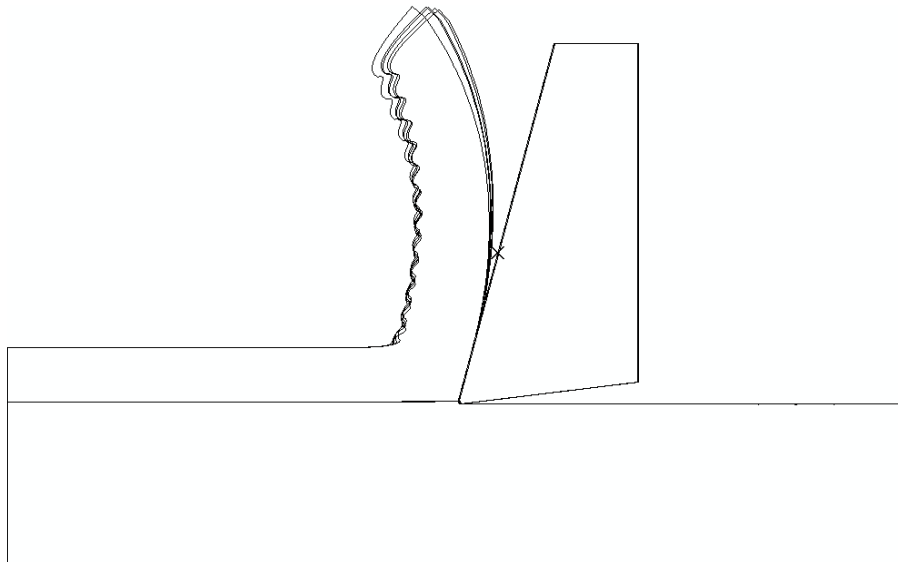


Figure 2.42 : Effet du coefficient de frottement sur la courbure du copeau pour les conditions de coupe suivantes : $V=60\text{m/min}$, $f=0,3\text{mm}$ et $\alpha = 15^\circ$.

La Figure 2.41 montre l'impact du coefficient de frottement sur l'évolution de l'effort de coupe. Ce dernier oscille autour d'une valeur moyenne quasiment la même pour toutes les courbes d'évolution de l'effort de coupe. Globalement, le coefficient de frottement a un effet faible sur l'effort de coupe. L'examen de la morphologie du copeau sur la Figure 2.42

montre que la courbure du copeau est relativement plus sensible au coefficient de frottement, néanmoins cela a un faible impact sur la longueur de contact, qui reste relativement la même.

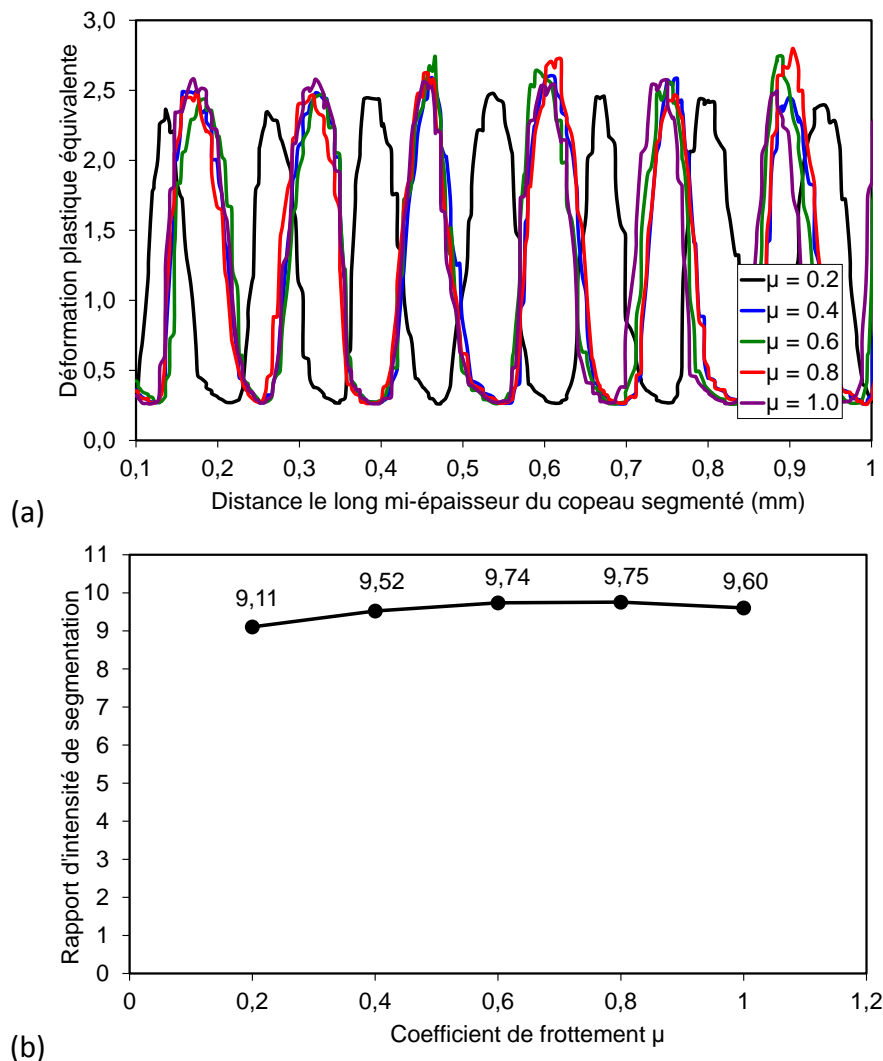


Figure 2.43 : Influence du coefficient de frottement sur (a) la distribution de la déformation plastique le long de la mi-épaisseur du copeau et sur (b) le rapport d'intensité de segmentation RIS.

Pour établir un lien direct entre le contact outil-copeau et la segmentation du copeau, le paramètre RIS a été évalué à partir des courbes de distribution de la déformation plastique dans le copeau, obtenues pour les différentes valeurs du coefficient de frottement, voir Figure 2.43 (a). Comme indiqué sur la Figure 2.43 (b), le coefficient de frottement a peu d'impact sur l'intensité de la segmentation du copeau. Ainsi, en variant les conditions de contact (utilisation ou non de la lubrification) la segmentation du copeau sera moins affectée comparée à la variation des autres conditions de coupe (vitesse de coupe, avance et angle de coupe). Le faible effet du coefficient de frottement sur l'intensité de la segmentation peut s'expliquer par le fait que le phénomène de segmentation est une instabilité plastique par cisaillement qui se produit dans le copeau (le long de l'épaisseur du copeau), tandis que le

frottement agit plutôt à l'interface outil-copeau et affecte plus la zone de cisaillement secondaire. En effet la bande de cisaillement donnant lieu à la segmentation du copeau est quasi-orthogonale à la bande de cisaillement secondaire, ce qui peut laisser penser que l'effet de l'un sur l'autre est faible.

2.6. Conclusion

A partir des essais d'usinage de l'alliage AA2024-T351 avec les outils carbure (rabotage et tournage) en configuration de coupe orthogonale, une modélisation du processus de la coupe basée sur la MEF a été mise en place. Le modèle EF a été validé après une étude sur l'influence des paramètres numériques liés à la MEF (densité du maillage et type d'EF). Il a été mis en évidence que les paramètres numériques ont un impact sur la courbure du copeau, l'effort de coupe et les grandeurs locales (distribution de la température, de la pression de contact...), et qu'un compromis doit être trouvé entre la convergence du résultat et le temps de calcul. Une étude paramétrique sur l'effet de la valeur critique de l'endommagement dans le copeau a été également réalisée.

Pour analyser finement le processus de coupe lors de l'usinage de l'alliage AA2024-T351, une attention particulière a été portée sur le phénomène de la segmentation des copeaux et l'impact des conditions de coupe sur celui-ci. Ainsi, à partir d'un modèle EF 2D, un paramètre, appelé rapport d'intensité de la segmentation (RIS), a été proposé pour quantifier ce phénomène. Il a été montré que les conditions de coupe ont un impact sur l'intensité de la segmentation. Une corrélation entre ce paramètre et l'effort de coupe a été établie. Le processus de la formation d'un segment a été corrélé avec la fluctuation de l'effort de coupe. L'effet de la vitesse de coupe sur la distribution de la température, en présence de la segmentation, a été mis en évidence. Enfin, l'impact des conditions de contact outil-pièce, notamment le coefficient de frottement, sur l'intensité de la segmentation a été analysé. Il a été montré que le frottement agit principalement sur la zone de cisaillement secondaire, et a peu d'influence sur la segmentation du copeau.

Un article a été publié sur ce nouveau paramètre proposé [Atl11].

Après analyse du processus de la coupe lors de l'usinage de l'alliage AA2024-T351, dans le prochain chapitre une étude sur les échanges thermiques à l'interface outil-copeau sera réalisée.

Chapitre 3

Echange thermique à l'interface outil-pièce – proposition et identification d'une loi de partage de la chaleur

3.1.	Introduction	105
3.2.	Estimation du flux de chaleur transmis dans l'outil.....	107
3.3.	Bilan thermique pour l'identification du partage de la chaleur à l'interface outil-pièce.....	110
3.3.1.	Chaleur générée par frottement à l'interface outil-pièce	110
3.3.2.	Chaleur générée par la déformation plastique dans la pièce	111
3.3.3.	Bilan thermique total à l'interface outil-pièce	111
3.4.	Identification d'une loi d'échange thermique à l'interface outil-copeau	112
3.4.1.	Procédure d'identification	112
3.4.2.	Modèle EF pour l'estimation du flux thermique.....	116
3.5.	Proposition d'une loi d'évolution du coefficient de partage de la chaleur.....	116
3.5.1.	Influence du coefficient de partage de la chaleur sur la température de coupe et le flux thermique transmis dans l'outil	117
3.5.2.	Influence du coefficient de transfert de la chaleur sur la température de coupe et le flux thermique transmis dans l'outil	118
3.5.3.	Coefficient de partage identifié pour chaque vitesse de coupe	119
3.5.4.	Lois d'évolution du coefficient de partage proposées.....	122
3.5.5.	Paramètres identifiés de la loi d'évolution du coefficient de partage.....	123
3.5.6.	Validation des lois proposées en se basant sur les flux expérimentaux.....	124
3.6.	Conclusion	127

3.1. Introduction

La chaleur générée par frottement et par déformation plastique au niveau de l'interface outil-pièce a une influence majeure sur les procédés de mise en forme par enlèvement de matière. Sous certaines conditions de coupe, l'augmentation de température dans le contact peut fortement accélérer l'usure de l'outil de coupe et par conséquent, réduire sa durée de vie. La complexité des phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors du processus de la formation des copeaux rend difficile l'estimation de l'échange thermique dans la zone de coupe. Des approches expérimentales, théoriques ou hybrides ont été proposées pour évaluer la température dans la zone de coupe et analyser ainsi son effet sur le processus de formation de copeaux (morphologie des copeaux, usure, état de surface...).

Comme démarche expérimentale, la technique de mesure de la température par thermocouples est largement utilisée (Werschmoeller et al. [Wer11], Barlier et al. [Bar97]). Un système de surveillance thermique utilisant une telle technique a été développé par Barlier [Bar97] pour détecter une usure excessive dans différents procédés d'usinage (tournage, fraisage et perçage). Cette technique donne une mesure locale de la température dans l'outil. Une mesure fine de la température consiste à insérer plusieurs thermocouples dans le corps de l'outil, mais cela pourrait fragiliser l'outil de coupe et également modifier son comportement thermique. Pour obtenir une distribution spatiale de la température dans la zone de coupe lors de l'usinage, une autre technique de mesure par caméra rapide à haute résolution thermographique a été utilisée par Dinc et al. [Din08], Kwon et al. [Kwo01], Dörr et al. [Dör03] et Jaspers et al. [Jas98]. L'avantage principal de cette technique est dû au fait qu'elle est sans contact, et en conséquence n'a pas d'impact sur le processus de coupe. Cette technique est difficile à appliquer lorsque la zone de coupe est en mouvement ou pour des opérations de coupe en milieu confiné (perçage, forage...), Dörr et al. [Dör03]. L'utilisation systématique de ces techniques expérimentales est relativement coûteuse. Par conséquent, le développement de modèles théoriques prédictifs est d'un grand intérêt pour l'évaluation des grandeurs physiques, comme la température à l'interface outil-pièce.

Les approches théoriques visent d'une part à comprendre les phénomènes physiques mis en jeu lors de l'usinage et d'autre part à améliorer ou optimiser le processus de la coupe. Pour bien prédire les champs thermomécaniques lors de l'usinage des métaux, la fiabilité des modèles est importante. Elle dépend entre autres des équations constitutives introduites qui représentent l'évolution des quantités thermomécaniques (contraintes, déformations, température...), mais aussi des paramètres introduits dans ces équations. Parmi les phénomènes étudiés, l'échange thermique pendant la coupe des métaux a fait l'objet d'une attention particulière et plusieurs travaux de recherche ont été rapportés dans la littérature ([Tri51], [Hah51], [Leo54],[Loe54], [Boo63],[Umb07],[Rez81],[Grz03], [Sha89], etc.). Les modèles développés peuvent être classés en trois types : analytiques, numériques ou hybrides. Ces modèles sont plus ou moins liés à des données expérimentales, tels que les

Chapitre 3 : Echange thermique à l'interface outil-pièce – proposition et identification d'une loi de partage de la chaleur

paramètres thermo-physiques à spécifier dans les calculs. Les paramètres identifiés déterminent fortement la validité des calculs.

Dans le cadre de la modélisation des échanges thermiques dans la zone de coupe, les équations d'équilibre thermique devraient tenir compte des différentes sources de chaleur, responsables de l'élévation de la température dans l'outil et la pièce. Ces sources sont de deux origines : le frottement à l'interface de contact outil-pièce et la déformation plastique lors de la formation du copeau. La chaleur générée par frottement peut être partagée en une partie transmise vers l'outil et une autre partie évacuée par le copeau et diffusée dans la pièce. Ce partage de la quantité de chaleur générée par frottement est souvent défini par un coefficient dit de partage de la chaleur (CPC) ([Blo37], [Bhu71], [Abd99]). La seconde source, due à la déformation plastique, est prise en compte dans le bilan thermique à l'interface de contact outil-pièce par l'introduction d'un flux de chaleur par conduction faisant intervenir un coefficient dit de transfert de chaleur (CTC) ([Son87], [Umb07]). Dans la littérature, des travaux ont été consacrés à l'identification soit de l'un ou de l'autre de ces deux paramètres ([Tia93], [Lio04],[Yua09], [Min07], [Den00], [Ver01]) introduits dans les modèles de calcul dédiés à la simulation de l'usinage. Des approches généralement analytiques ont été utilisées ([Kom01], [Grz03]). Néanmoins, de telles approches sont difficiles à mettre en œuvre et beaucoup d'hypothèses simplificatrices sont introduites. La flexibilité de la méthode des éléments finis (MEF) permet de s'affranchir de ces difficultés et de simuler des cas d'usinage assez complexes.

L'objectif dans ce chapitre est de proposer une démarche d'identification des CPC et CTC dans le cadre de la MEF, lors de l'usinage de l'alliage d'aluminium 2024-T351 avec un outil en carbure de tungstène WC-Co. A cet effet, un modèle EF a été mis en place pour estimer le flux de chaleur transmis vers l'outil. Pour l'identification, un flux de chaleur expérimental moyen transmis dans l'outil de coupe est estimé pour différentes conditions de coupe en se basant sur l'approche inverse développée par Battaglia et al. ([Bat00], [Bat01], [Bat02], [Bat04]) et appliquée par la suite par Rech et al. [Rec04] et Kusiak et al. [Kus05] pour l'analyse du transfert de chaleur en usinage avec des outils revêtus. La méthode sera brièvement expliquée dans la section 3.2. Pour chaque condition de coupe, le couple CPC-CTC est identifié de telle sorte que le flux de chaleur simulé soit égal à celui estimé par la méthode inverse de Battaglia et al. ([Bat00], [Bat01], [Bat02], [Bat04]). Dans le modèle EF développé, la chaleur générée par frottement et celle générée par déformation plastique sont prises en compte. Une loi d'évolution du CPC, pour des valeurs fixes de CTC, en fonction de la vitesse de coupe et par la suite en fonction de la vitesse de glissement à l'interface de l'outil-copeau a été proposée. Les paramètres de cette loi ont été identifiés. Cette loi sera ensuite implémentée dans le code de calcul par éléments finis Abaqus via une subroutine VUINTER pour simuler le processus de coupe et celui de la formation du copeau, c'est l'objectif du chapitre 4.

3.2. Estimation du flux de chaleur transmis dans l'outil

En usinage, une grande partie du travail mécanique mis en jeu lors de la coupe des métaux est transformée en chaleur. Plusieurs travaux sur la modélisation de l'usinage considèrent qu'environ 90% du travail plastique est converti en chaleur, ([Paw09], [Hei11], [Bro10], [Mol11]). Ce pourcentage correspond au coefficient de Taylor-Quinney (η_p) pouvant varier de 0 à 1, et qui représente la fraction du travail dû à la déformation plastique dans les zones principales de cisaillement qui se transforme en chaleur. Ces zones principales de cisaillement représentent une source de chaleur qui affecte fortement la zone de coupe. Le travail mécanique dû au frottement dans les zones de contact outil-copeau et outil-pièce est considéré totalement transformé en chaleur ($\eta_f = 1$ dans l'équation (3.2)). Le paramètre " η_f " définit la fraction du travail mécanique dû au frottement qui se transforme en chaleur. Le frottement outil-copeau et outil-pièce représente une autre source de chaleur importante qui influence fortement la zone de coupe. Lors de l'usinage des matériaux métalliques, la quantité de chaleur produite dans la zone de coupe est considérée en première approximation proportionnelle à la puissance de coupe ($P_c = F_c V_c$). Par conséquent, elle dépend donc de la vitesse de coupe et de l'effort de coupe. La chaleur produite dans la zone de coupe pendant l'usinage des matériaux métalliques augmente quand :

- (I) La vitesse de coupe augmente ;
- (II) La section de coupe augmente; l'avance ou la largeur de la pièce usinée augmente ;
- (III) La résistance mécanique du matériau usiné augmente.

La chaleur produite dépend aussi des conditions de refroidissement effectuées :

- (I) La conductivité thermique du couple outil-pièce; plus la conductivité est élevée, plus la chaleur sera dissipée facilement ;
- (II) Les propriétés thermiques des revêtements d'outil qui permettent d'obtenir une bonne évacuation de la chaleur ;
- (III) Les lubrifications utilisées.

Battaglia et al. [Bat01] ont fourni un schéma qui résume en première approximation la génération de la chaleur par frottement à l'interface de contact outil-copeau et outil-pièce et par déformation plastique dans les trois zones principales de cisaillement, ainsi que leur répartition dans les différentes parties du système outil-pièce-copeau, tel que indiqué sur la Figure 3. 1. Une grande partie de la chaleur produite dans la zone de coupe est évacuée par le copeau (environ 80% [Bat01]), le reste est dissipé dans l'outil et dans la pièce usinée, ainsi qu'une fraction minimale évacuée par l'air, difficilement estimable.

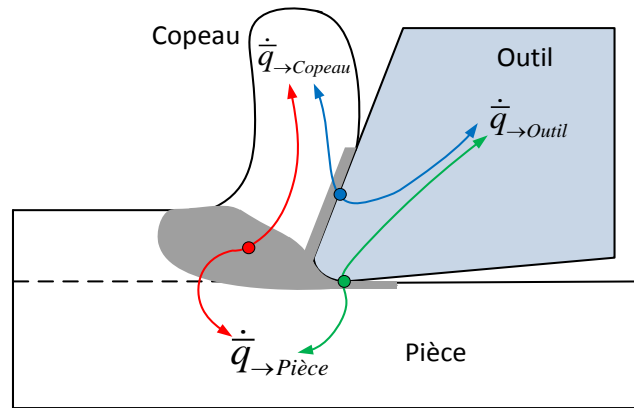


Figure 3. 1 : Répartition des flux thermiques dans la zone de coupe.

L'échange thermique du couple outil-pièce représente un verrou scientifique important à lever. Plusieurs travaux ont été réalisés pour analyser l'échange thermique à l'interface de contact outil-copeau et outil-pièce. Pour déterminer la chaleur produite sur la face de coupe de l'outil lors de l'usinage des matériaux métalliques, un dispositif expérimental s'appuyant uniquement sur la mesure de la température à l'aide d'une thermistance, installée près de la face de coupe de l'outil, a été utilisé afin d'estimer le flux thermique transmis dans l'outil [List04]. Le corps d'outil de coupe a été usiné par électroérosion de telle façon à placer une thermistance au plus possible près de l'arrêt de coupe. La Figure 3. 2 illustre un schéma simplifié de l'outil de coupe en tournage, instrumenté par une thermistance installée près de la plaquette de carbure de tungstène (WC-Co).

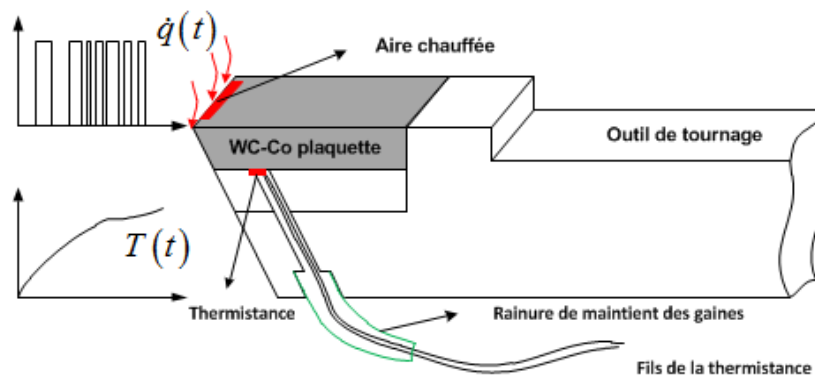


Figure 3. 2 : Outil de coupe en tournage instrumenté en température.

Pour mettre en évidence l'effet de la vitesse de coupe sur le flux de chaleur transmis dans l'outil lors de l'usinage de l'alliage d'aluminium AA2024-T351, plusieurs essais en configuration de coupe orthogonale en tournage ont été réalisés à l'aide d'un dispositif expérimental instrumenté par un thermocouple, [Lis04]. Les essais ont été réalisés en variant la vitesse de coupe (65 à 500 m/min), pour une avance fixe de 0,1 mm et un angle de coupe de 0°. Une technique inverse a été utilisée afin d'estimer le flux thermique transmis dans l'outil de coupe. Cette technique a été développée par Battaglia et al. ([Bat00], [Bat01], [Bat02], [Bat04]). Elle est décrite dans la Section 1.3.3.2 du chapitre 1.

Chapitre 3 : Echange thermique à l'interface outil-pièce – proposition et identification d'une loi de partage de la chaleur

Le flux de chaleur moyen transmis dans l'outil de coupe, mesuré pour chaque vitesse de coupe est donné par le Tableau 3. 1 et représenté dans la Figure 3. 3. L'examen de cette figure montre trois principaux domaines de variation du flux thermique en fonction de la vitesse de coupe. Le premier correspond aux basses vitesses de coupe (65 à 95 m/min), caractérisé par une augmentation rapide du flux thermique, le deuxième, aux vitesses de coupe modérées (95 à 320 m/min), se caractérise par une augmentation faible du flux thermique, et le dernier (> 320 m/min) par une stabilisation du flux thermique à une valeur d'environ 70 W. Aux faibles vitesses de coupe, l'augmentation rapide du flux s'explique par la variation sensible de la longueur de contact outil-copeau, à cela s'ajoute le fait que la chaleur produite à l'interface de contact outil-copeau a suffisamment le temps de diffuser dans l'outil. Aux vitesses modérées, cet effet diminue et aux vitesses de coupe élevées, une grande quantité de la chaleur produite à l'interface outil-copeau est évacuée par le copeau, ce qui stabilise la diffusion de la chaleur dans l'outil.

Essai	V_c (m/min)	$\bar{q}_{Exp \rightarrow Outil}$ (W)
1	65	33
2	80	49
3	95	53
4	160	58
5	195	60
6	320	68
7	390	69
8	500	70

Tableau 3. 1 : Flux thermique transmis dans l'outil, estimé par l'approche inverse de [chapitre 1 section 1.3.3.2], en fonction de la vitesse de coupe pour une avance $f = 01$ mm, [Lis04].

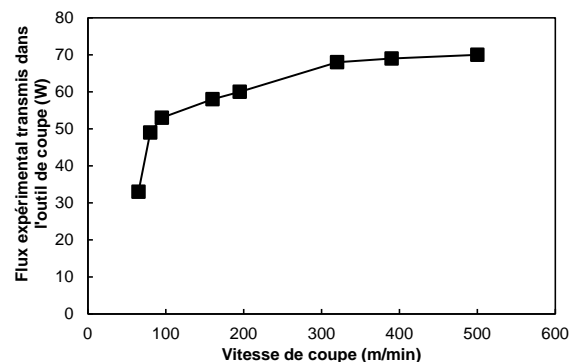


Figure 3. 3 : Variation du flux thermique expérimental transmis dans l'outil de coupe avec la vitesse de coupe pour une avance de $f = 0.1$ mm, [Lis04].

3.3. Bilan thermique pour l'identification du partage de la chaleur à l'interface outil-pièce

Afin de réduire le recours systématique aux essais expérimentaux instrumentés, souvent coûteux, il est utile de développer des modèles théoriques fiables. Ces modèles font intervenir souvent des paramètres qu'il faut identifier pour le couple outil-matière considéré sur une large gamme de conditions de coupe. La validité d'un modèle dépend entre autres des valeurs de ces paramètres. Dans cette section, un bilan thermique sur l'échange de la chaleur à l'interface outil-pièce a été défini, faisant intervenir deux paramètres à identifier, à savoir le coefficient de partage de la chaleur (CPC) et le coefficient de transfert de la chaleur (CTC). L'identification est faite de telle sorte que le flux de chaleur calculé soit égal à celui estimé par l'approche inverse, donné dans la section précédente. Dans le bilan thermique, deux principales sources de chaleur sont considérées : la chaleur générée par frottement à l'interface outil-pièce et celle générée par déformation plastique dans la pièce.

3.3.1. Chaleur générée par frottement à l'interface outil-pièce

La première cause d'échauffement de l'outil lors de la coupe est le frottement intense à l'interface outil-pièce. La puissance mécanique par unité de surface due au frottement est donnée par :

$$W_f = \tau_f V_g \quad (3.1)$$

où τ_f représente la contrainte de cisaillement et V_g la vitesse relative de glissement local (c'est-à-dire en chaque point du contact à l'interface outil-pièce).

Une partie de W_f est convertie en chaleur, ce qui donne une densité du flux thermique, décrite par la relation suivante :

$$\dot{q}_f = \eta_f W_f \quad (3.2)$$

où η_f est un paramètre représentant la fraction de l'énergie de frottement convertie en chaleur. Cette densité du flux thermique est partagée à l'interface de contact en une partie diffusant dans l'outil et une autre diffusant dans la pièce (copeau et surface usinée). Les relations suivantes donnant les deux parties, font intervenir le coefficient de partage β :

$$\begin{aligned} \dot{q}_{f \rightarrow \text{outil}} &= \eta_f \beta_{\rightarrow \text{outil}} W_f \\ \dot{q}_{f \rightarrow \text{pièce}} &= \eta_f \beta_{\rightarrow \text{pièce}} W_f \end{aligned} \quad (3.3)$$

Chapitre 3 : Echange thermique à l'interface outil-pièce – proposition et identification d'une loi de partage de la chaleur

où $\beta_{\rightarrow\text{outil}}$ et $\beta_{\rightarrow\text{pièce}}$ définissent respectivement la fraction du flux de chaleur transmise dans l'outil et la pièce, tel que :

$$\beta_{\rightarrow\text{outil}} + \beta_{\rightarrow\text{pièce}} = 1 \quad (3.4)$$

3.3.2. Chaleur générée par la déformation plastique dans la pièce

La deuxième cause d'échauffement de l'outil est la chaleur générée au niveau de la couche limite de la pièce en contact avec l'outil (zones secondaire et tertiaire, voir chapitre 1 section 1.2.3 et 1.2.4). La puissance volumique due à la déformation plastique (W_p) est donnée par la relation suivante :

$$W_p = \bar{\sigma} : \dot{\bar{\varepsilon}} \quad (3.5)$$

où $\bar{\sigma}$ est la contrainte d'écoulement du matériau usiné et $\dot{\bar{\varepsilon}}$ est la vitesse de déformation équivalente. Une grande partie du travail plastique est convertie en chaleur. Pour les matériaux métalliques, cette quantité est souvent considérée d'environ 90% ($\eta_p = 0.9$) de l'énergie de déformation. Ainsi, le flux de chaleur générée par déformation plastique est donné comme suit :

$$\dot{q}_p = \eta_p W_p \quad (3.6)$$

Cette densité du flux thermique (\dot{q}_p) due à la déformation plastique va contribuer à l'échauffement de la zone de coupe et notamment de l'outil. Par conséquent, \dot{q}_p engendre un gradient de température à l'interface de contact outil-pièce qui va provoquer un transfert de chaleur par conduction. La densité du flux thermique par conduction à l'interface de contact outil-pièce, s'exprime par la relation suivante :

$$\dot{q}_c = h(T_{\text{outil}} - T_{\text{pièce}}) \quad (3.7)$$

où T_{outil} et $T_{\text{pièce}}$ sont respectivement la température de l'outil et de la pièce au niveau des points de contact à l'interface outil-pièce.

3.3.3. Bilan thermique total à l'interface outil-pièce

Le bilan thermique à l'interface de contact outil-pièce se résume ainsi à la contribution des flux de chaleur par frottement et par conduction

$$\begin{aligned}\dot{q}_{\rightarrow\text{outil}} &= \eta_f \beta_{\text{outil}} W_f + \dot{q}_c \\ \dot{q}_{\rightarrow\text{pièce}} &= \eta_f (1 - \beta_{\text{outil}}) W_f - \dot{q}_c\end{aligned}\quad (3.8)$$

Les paramètres β_{outil} et h intervenant dans ce bilan thermique seront identifiés dans la section suivante pour le couple outil-matière AA2024-T352/WC-Co sur une gamme de vitesses de coupe.

3.4. Identification d'une loi d'échange thermique à l'interface outil-copeau

L'identification du partage de la chaleur à l'interface outil-pièce consiste à déterminer le coefficient de partage β_{outil} (CPC) pour des valeurs fixes du coefficient de transfert h (CTC), en se basant, d'une part, sur les valeurs du flux thermique estimés, par l'approche inverse de Battaglia et al. ([Bat00], [Bat01], [Bat02], [Bat04]), données dans la Section 3.3 (voir Tableau 3. 1), et d'autre part, sur les flux thermiques moyens transmis dans l'outil de coupe calculés avec le modèle EF développé dans le code EF Abaqus/Explicit [Aba09] et présenté au chapitre 2.

3.4.1. Procédure d'identification

La procédure d'identification est la suivante : pour une condition de coupe donnée (ex. $V_c = 60$ m/min, et $f = 0.1$ mm dans le Tableau 3. 1), on fixe la valeur du coefficient de transfert h et on identifie une valeur du coefficient de partage β_{outil} de telle sorte que le flux numérique, calculé par EF, soit égal au flux mesuré expérimentalement, c'est-à-dire celui estimé par l'approche inverse dans la Section 3.2. Ainsi, le problème se pose comme suit :

$$\text{Trouver } \beta_{\text{outil}} \quad \text{tel que} \quad \bar{q}_{\text{num} \rightarrow \text{outil}} = \bar{q}_{\text{exp} \rightarrow \text{outil}} \quad (3.9)$$

Tout d'abord, on calcule par la MEF le flux de chaleur transmis dans l'outil. Ce flux calculé numériquement est considéré comme la moyenne des flux de chaleur nodaux le long du contact outil-pièce, comme montré sur la Figure 3. 4 (a). L'évolution de la densité du flux thermique nodal transmis dans l'outil de coupe en fonction du temps est bien illustrée sur la Figure 3. 4(b). La densité du flux thermique moyenne sur la surface de contact de l'outil de coupe ($S_{c\text{-outil}} = w l_c$) en fonction du temps est calculée selon l'équation suivante :

$$\dot{\bar{q}}_{\text{num} \rightarrow \text{outil}}(t) = \frac{1}{N_c} \sum_{i=1}^{N_c} \dot{q}_{\text{noeud} \rightarrow \text{outil}}(t) \quad (3.10)$$

Chapitre 3 : Echange thermique à l'interface outil-pièce – proposition et identification d'une loi de partage de la chaleur

où N_c représente le nombre des nœuds du maillage situés sur la surface de contact de l'outil, voir Figure 3. 4 (a).

La valeur moyenne de la densité du flux thermique transmis dans l'outil est calculée dans un intervalle où la variation de cette dernière est relativement stable, tel que indiqué sur la Figure 3. 4 (c). Cette valeur moyenne est calculée comme suit :

$$\dot{\bar{q}}_{num \rightarrow outil} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^{i=N} \dot{q}_{i,num \rightarrow outil}(t) \quad \text{pour} \quad \Delta t = t_2 - t_1 \quad (3.11)$$

où Δt représente l'intervalle du temps dans lequel la densité du flux thermique est relativement stable et N représente le nombre de valeurs de la densité du flux thermique prises dans cet intervalle. Ainsi, le flux thermique moyen transmis dans l'outil de coupe est calculé selon l'équation suivante :

$$\bar{q}_{num \rightarrow outil} = \dot{\bar{q}}_{num \rightarrow outil} S_{c-outil} \quad (3.12)$$

où $S_{c-outil} = w l_c$ est l'aire de contact, avec l_c la longueur de contact et w la largeur de la pièce usinée. C'est ce flux, calculé par EF, qui sera utilisé dans l'identification de CPC pour chaque CTC.

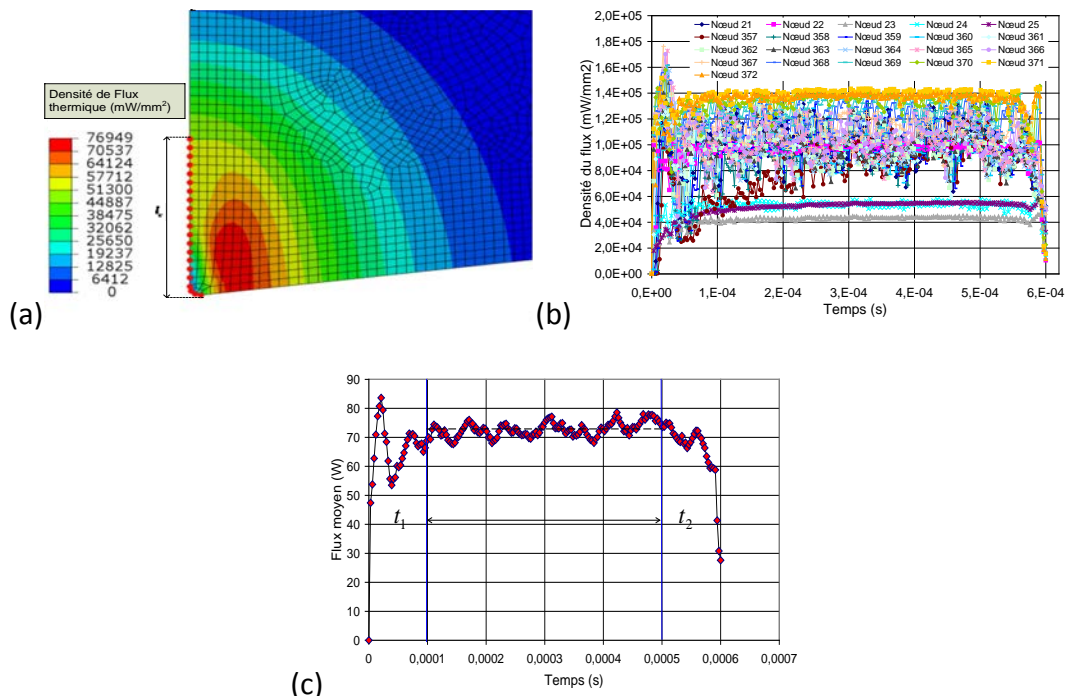


Figure 3. 4 : (a) Nœuds de contact de l'outil où la densité du flux thermique nodale est évaluée, (b) évolution de la densité du flux thermique dans chaque nœud et (c) évolution de la valeur moyenne de la densité du flux thermique en fonction du temps et définition de l'intervalle de calcul de la valeur stable du flux moyen transmis dans l'outil.

Chapitre 3 : Echange thermique à l'interface outil-pièce – proposition et identification d'une loi de partage de la chaleur

La toute première étape de l'identification consiste à lancer un calcul EF avec une valeur d'essai du CPC pour un CTC fixe. La valeur d'essai est prise égale à 0.1 quelle que soit la condition de coupe ou la valeur du CTC :

$$\forall h \quad \beta_{num \rightarrow outil}^h = 0.1 \quad (3.13)$$

Deux cas se présentent pour l'identification du partage de la chaleur à l'interface outil-pièce.

Le premier cas consiste à considérer que le flux de chaleur transmis dans l'outil est dû uniquement à la chaleur générée par frottement, ce qui revient à considérer le CTC nul ($h = 0$). Dans ce cas, le CPC identifié de telle sorte que le flux numérique soit égal au flux expérimental (voir équation (3.9)), est donné par :

$$\beta_{iden \rightarrow outil}^{h=0} = \frac{\bar{q}_{exp \rightarrow outil}}{\bar{q}_{num \rightarrow outil}^{h=0}} \beta_{num \rightarrow outil}^{h=0} \quad (3.14)$$

où $\beta_{num \rightarrow outil}^{h=0}$ est la valeur d'essai du CPC utilisée pour obtenir par EF la valeur du flux moyen $\bar{q}_{num \rightarrow outil}^{h=0}$ transmis dans l'outil. Pour chaque vitesse de coupe un CPC est identifié pour un CTC nul. Il y aura autant de valeurs que de conditions de coupe.

Le deuxième cas consiste à considérer les deux sources de chaleur dans le bilan thermique (frottement et déformation plastique). Le CTC est donc différent de zéro et est pris en compte dans l'identification. Le principe est de considérer une valeur fixe de ce paramètre et d'identifier le CPC pour chaque valeur de la vitesse de coupe. La valeur identifiée dans ce cas est donnée par les équations suivantes :

$$\beta_{iden \rightarrow outil}^{h \neq 0} = \frac{(\bar{q}_{exp \rightarrow outil} - \bar{q}_{num \rightarrow outil}^{h \neq 0})}{\bar{q}_{num \rightarrow outil}^{h=0}} \beta_{num \rightarrow outil}^{h=0} + \beta_{Num \rightarrow outil}^{h \neq 0} \quad (3.15)$$

$$\beta_{iden \rightarrow outil}^{h \neq 0} = \frac{(\bar{q}_{exp \rightarrow outil} - \bar{q}_{num \rightarrow outil}^{h \neq 0})}{\bar{q}_{exp \rightarrow outil}} \beta_{iden \rightarrow outil}^{h=0} + \beta_{num \rightarrow outil}^{h \neq 0} \quad (3.16)$$

où $\bar{q}_{exp \rightarrow outil}$ représente le flux expérimental moyen transmis dans l'outil, $\bar{q}_{num \rightarrow outil}^{h \neq 0}$ le flux numérique moyen transmis dans l'outil pour un CTC non nul, $\bar{q}_{num \rightarrow outil}^{h=0}$ représente le flux numérique moyen transmis dans l'outil pour un CTC nul. Les paramètres $\beta_{num \rightarrow outil}^{h=0}$ et $\beta_{num \rightarrow outil}^{h \neq 0}$ représentent respectivement les coefficients de partage de la chaleur pour un CTC nul et non nul.

Comme pour le premier cas, pour chaque vitesse de coupe un CPC est identifié pour un CTC non nul. Il y aura autant de valeurs que de conditions de coupe.

Chapitre 3 : Echange thermique à l'interface outil-pièce – proposition et identification d'une loi de partage de la chaleur

La procédure d'identification du couple CPC-CTC pour une condition de coupe est résumée par l'organigramme de la Figure 3. 5.

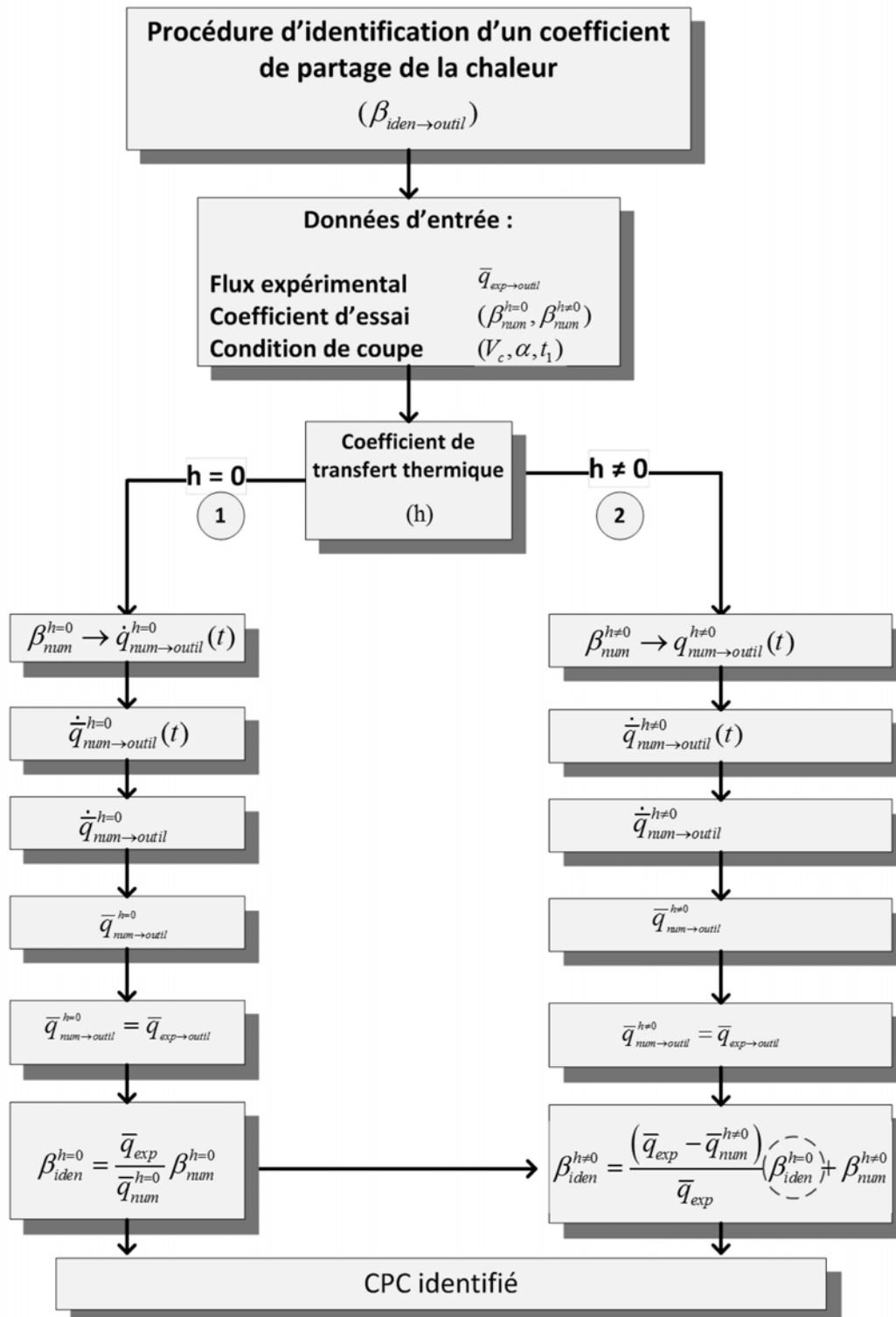


Figure 3. 5. Organigramme d'identification du coefficient de partage de la chaleur (CPC) pour une valeur fixe du coefficient de transfert de la chaleur (CTC).

3.4.2. Modèle EF pour l'estimation du flux thermique

Le modèle EF mis en place pour l'estimation du flux thermique transmis dans l'outil est représenté sur la Figure 3. 6. L'avance est considérée fixe et égale à 0.1 mm et la vitesse de coupe V_c est appliquée à l'outil. Comme indiqué dans la Section 2.5.1, la pièce usinée est partitionnée en trois zones, chacune maillée avec des éléments linéaires de type CPE4RT. Cependant, chaque zone contient une densité de maillage différente. Le copeau et la zone de séparation du copeau sont maillés très finement, de l'ordre de 10 μm . Par contre, le reste de la pièce est maillé avec un maillage progressif, comme illustré sur la Figure 3. 6. L'outil de coupe est maillé avec le même type d'élément, avec une densité du maillage très fine au voisinage de la zone de contact, de l'ordre de 15 μm et un maillage grossier loin de cette dernière.

L'application des conditions de coupe consiste à fixer la face inférieure de la pièce et d'appliquer une vitesse à l'outil, considéré rigide avec un comportement purement thermique.

Plusieurs calculs seront réalisés en variant la vitesse de coupe. Le flux de chaleur transmis dans l'outil sera la grandeur principale à récupérer pour chaque calcul intervenant dans la procédure d'identification.

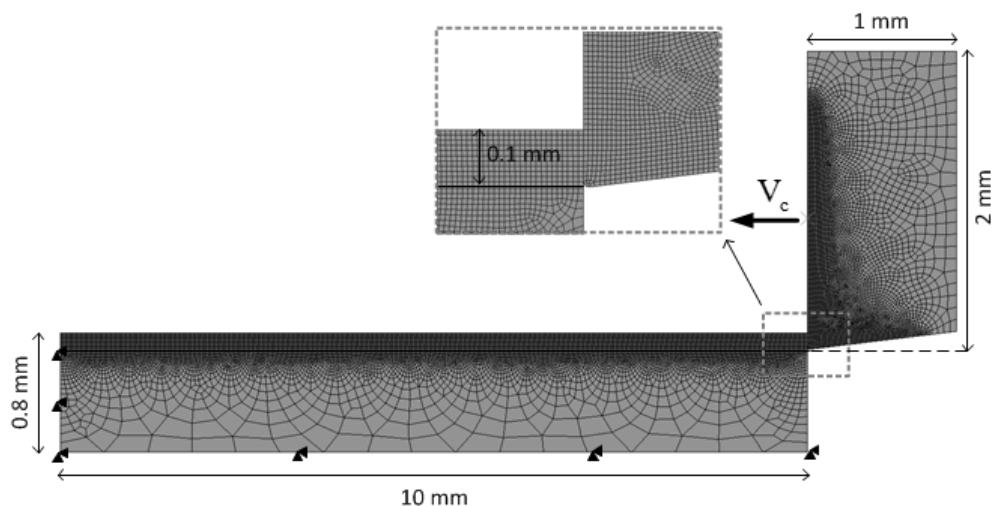


Figure 3. 6 : Modèle géométrique et maillage EF considéré pour l'estimation du flux thermique transmis dans l'outil.

3.5. Proposition d'une loi d'évolution du coefficient de partage de la chaleur

Pour définir une loi d'évolution du CPC en fonction des conditions de coupe, pour chaque vitesse de coupe une valeur du CPC est identifiée en fixant le CTC, suivant la procédure

développée dans la Section 3.4. Par la suite, une fonction permettant d'ajuster au maximum les valeurs identifiées est à définir. Une fois la fonction définie, les coefficients d'ajustement de la courbe pour fiter l'ensemble des points sont à identifier. La fonction identifiée est la loi d'évolution du CPC pour une valeur fixe du CTC. Autrement dit, les paramètres d'ajustement de la loi à identifier dépendront du CTC. Avant d'effectuer cette démarche, il est intéressant d'effectuer premièrement une étude paramétrique sur la sensibilité de la température moyenne de la face de coupe et du flux transmis dans l'outil par rapport aux CPC et CTC.

3.5.1. Influence du coefficient de partage de la chaleur sur la température de coupe et le flux thermique transmis dans l'outil

L'analyse de sensibilité consiste à varier les CPC et CTC et de voir l'effet sur la température moyenne sur la face de coupe et le flux moyen de chaleur transmis dans l'outil, en fixant le CTC à $100 \text{ mW}/^\circ\text{C}/\text{mm}^2$. Pour cela une seule condition de coupe est considérée ($V_c = 500 \text{ m}/\text{min}$ et $f = 0,1 \text{ mm}$).

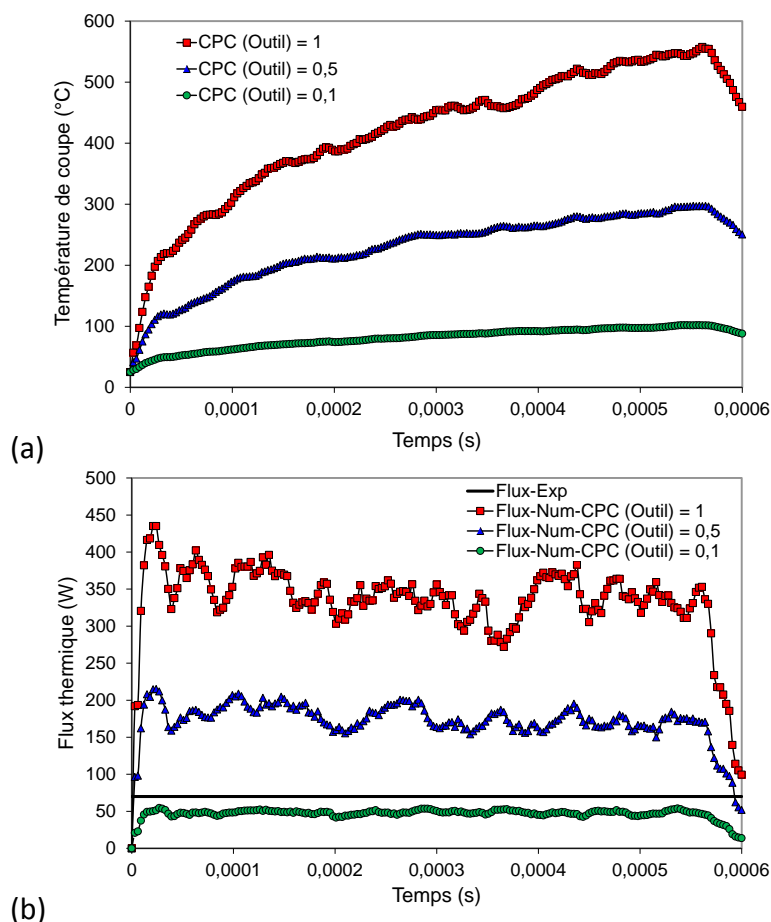


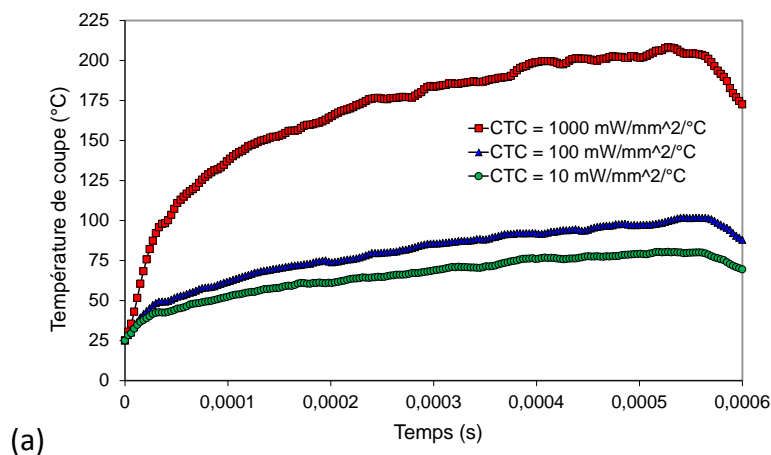
Figure 3. 7 : Influence du coefficient de partage de la chaleur (CPC) sur (a) l'évolution de la température de coupe et (b) sur l'évolution du flux thermique transmis dans l'outil de coupe pour un CTC fixe ($100 \text{ mW}/^\circ\text{C}/\text{mm}^2$).

La Figure 3. 7 (a) illustre l'effet du CPC sur l'évolution de la température moyenne de la zone de contact. La figure montre que la température augmente clairement quand on augmente l'apport de chaleur générée par frottement vers l'outil de coupe, en augmentant la fraction de la chaleur transmise à l'outil (CPC). En conséquence, la valeur du CPC a un effet significatif sur l'évolution de la température dans l'outil. La Figure 3. 7 (b) illustre également l'influence du CPC sur l'évolution du flux thermique transmis dans l'outil de coupe. D'après cette figure, nous constatons que pour certaines valeurs du CPC (0,5 et 1), le flux de chaleur transmis dans l'outil est plus grand que celui estimé par l'approche inverse, considéré comme valeur de référence. En revanche, pour la valeur du CPC égal à 0,1 le flux de chaleur calculé est plus faible par rapport au flux calculé par l'approche inverse. Par conséquent, il est important d'identifier la valeur du CPC qui donne le bon flux thermique transmis dans l'outil.

3.5.2. Influence du coefficient de transfert de la chaleur sur la température de coupe et le flux thermique transmis dans l'outil

La même démarche est suivie maintenant mais en fixant le CPC à 0,1 et en variant le CTC (10, 100 et 1000 mW/°C/mm²). Ceci permet de mettre en évidence la contribution de la déformation plastique dans l'apport de la chaleur dans les contacts outil-copeau et outil-pièce (zones de cisaillement secondaire et tertiaire). La Figure 3. 8 (a) montre une forte influence du CTC sur la température de coupe. En effet, comme on peut le constater également dans la Figure 3. 8 (b), le flux de chaleur transmis dans l'outil dépasse largement le flux expérimental pour un CTC de 1000 mW/°C/mm² et il en dessous de la valeur expérimentale pour un CTC de 10 et 100 mW/°C/mm².

Devant le fait que le CPC et le CTC ont un impact direct sur le niveau du flux transmis dans l'outil, et le fait que la contribution de chacune des sources de chaleur (frottement et déformation plastique) dans l'échauffement total de l'outil est difficile à dissocier, la démarche d'identification du CPC pour chaque condition de coupe en fixant la valeur du CTC se trouve justifiée.



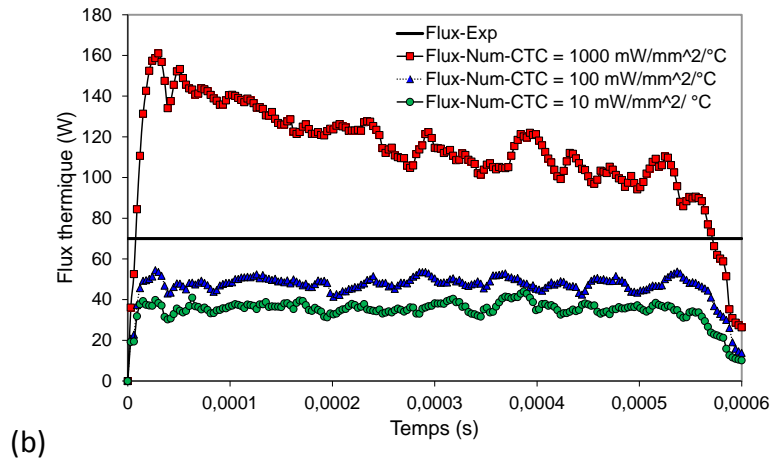


Figure 3. 8 : Influence du coefficient de transfert de la chaleur (CTC) sur (a) l'évolution de la température de coupe et (b) l'évolution du flux thermique transmis dans l'outil pour un CPC fixe (0,1).

3.5.3. Coefficient de partage identifié pour chaque vitesse de coupe

En utilisant la procédure d'identification proposée dans la section 3.4.1, un CPC associé à chaque vitesse de coupe a été identifié pour différentes valeurs du CTC (0, 100, 200, 300 $\text{mW/mm}^2/^\circ\text{C}$). Le cas particulier où le CTC est nul correspond à la contribution uniquement du frottement à l'échauffement de l'outil. Le Tableau 3. 2 donne les valeurs identifiées du CPC en fonction de la vitesse de coupe pour chaque valeur du CTC. La valeur du coefficient de partage pour une vitesse de coupe nulle est considérée égale à celle qui correspond à la vitesse de coupe de 65 m/min en raison du manque de données expérimentales du flux thermique transmis dans l'outil pour des vitesses de coupe inférieures à 65 m/min.

V_c (mm/s)	Coefficient de partage de la chaleur pour différents h ($\text{mW/mm}^2/^\circ\text{C}$)			
	0	100	200	300
0	0,44	0,24	0,11	0,02
65	0,44	0,24	0,11	0,02
95	0,64	0,48	0,34	0,24
195	0,39	0,30	0,22	0,16
320	0,29	0,23	0,17	0,14
500	0,2	0,16	0,13	0,10

Tableau 3. 2 : Valeurs identifiées du CPC en fonction de la vitesse de coupe pour quatre valeurs du CTC.

La variation du CPC avec la vitesse de coupe pour chaque CTC est illustrée sur la Figure 3. 9. Pour chaque valeur du CTC, trois branches d'évolution du CPC peuvent être distinguées. Sur

Chapitre 3 : Echange thermique à l'interface outil-pièce – proposition et identification d'une loi de partage de la chaleur

la première branche, de $V_c = 0$ à 65 m/min, le CPC est considéré constant et égal à la valeur identifiée à $V_c = 65$ m/min (la plus basse vitesse testée). La deuxième branche, de 65 à 95m/min, montre une augmentation du CPC. La dernière branche est caractérisée par une diminution non linéaire du CPC avec une tendance à se stabiliser.

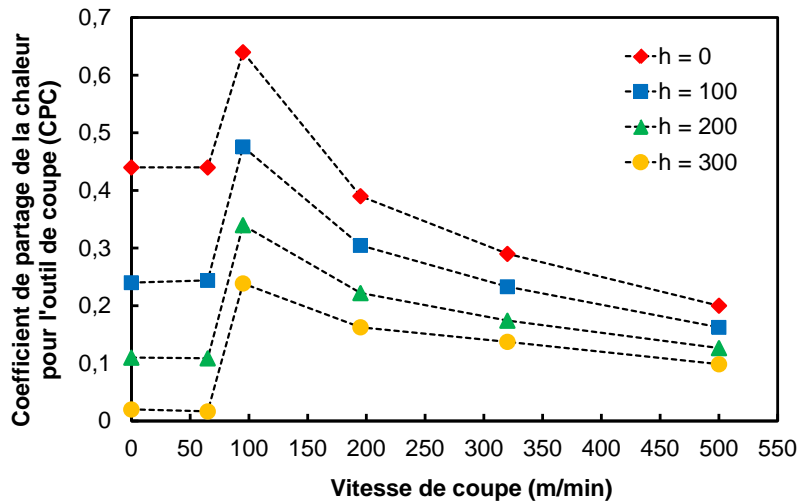


Figure 3. 9 : Variation du coefficient de partage avec la vitesse de coupe pour un CTC donné.

Afin de proposer une loi d'évolution du CPC en fonction de la vitesse de glissement local à l'interface outil-pièce, une relation linéaire a été établie entre la vitesse de coupe et la vitesse de glissement pour différentes valeurs du CTC utilisées comme indiqué sur la Figure 3. 10.

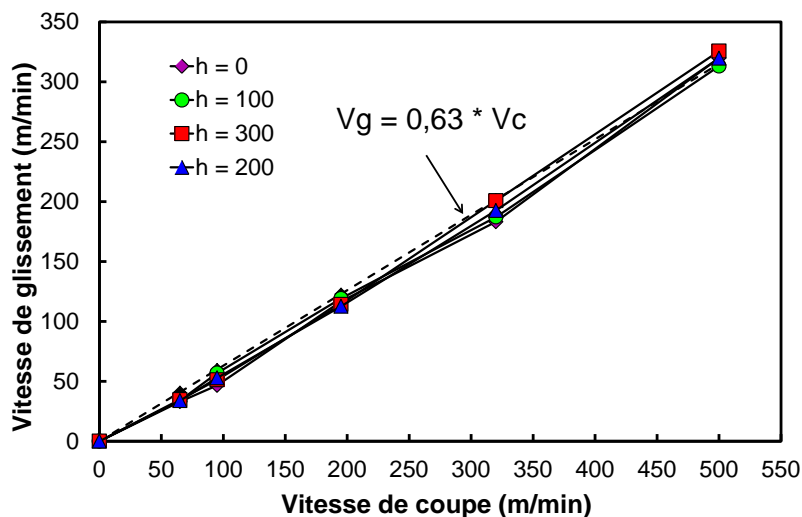


Figure 3. 10 : Variation de la vitesse relative de glissement avec la vitesse de coupe utilisée.

D'après la Figure 3. 10, une relation linéaire peut être définie entre les deux vitesses, elle peut être donnée par la relation suivante :

Chapitre 3 : Echange thermique à l'interface outil-pièce – proposition et identification d'une loi de partage de la chaleur

$$V_g = \alpha_{gc} V_c \quad (3.17)$$

où α_{gc} représente un paramètre constant sans dimension, peu sensible aux CPC et CTC, et qui est égal à 0,63 dans le cas étudié (AA2024/WC-Co). L'équation (3.17) sera ensuite utilisée comme relation de passage de la loi d'évolution du CPC en fonction de la vitesse de coupe à la loi d'évolution du CPC en fonction de la vitesse relative de glissement à l'interface outil-pièce. Le Tableau 3. 3 donne les valeurs identifiées du CPC en fonction de la vitesse relative de glissement pour diverses valeurs du CTC. La Figure 3. 11 montre les mêmes tendances que celles de la Figure 3. 9.

V_g (mm/s)	Coefficient de partage de la chaleur pour différents h (mW/mm ² /°C)			
	0	100	200	300
0	0,44	0,24	0,11	0,02
40,95	0,44	0,24	0,11	0,02
59,85	0,64	0,48	0,34	0,24
122,85	0,39	0,30	0,22	0,16
201,60	0,29	0,23	0,17	0,14
315,00	0,2	0,16	0,13	0,10

Tableau 3. 3 : Valeurs du CPC en fonction de la vitesse relative de glissement pour quatre valeurs du CTC.

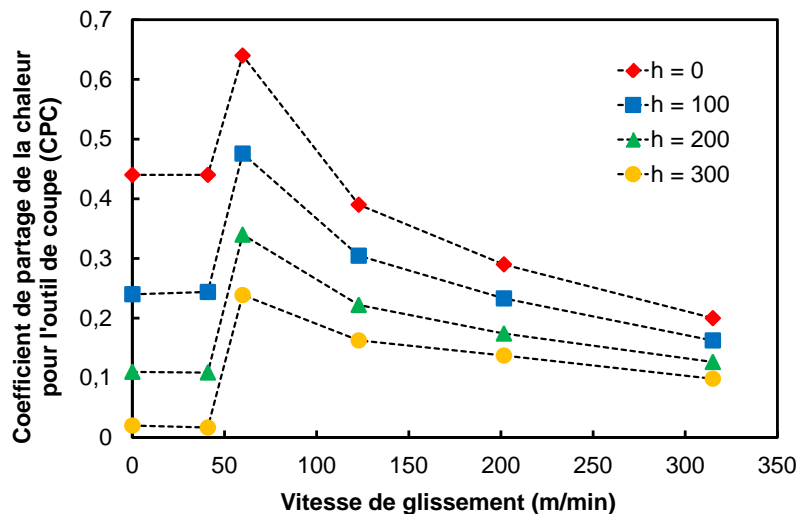


Figure 3. 11 : Variation du CTP avec la vitesse relative de glissement pour quatre valeurs du CTC.

3.5.4. Loïs d'évolution du coefficient de partage proposées

En se basant sur les Figure 3. 10 et Figure 3. 11, il est possible de définir deux lois d'évolution du CPC pour chaque valeur fixe du CTC. L'une en fonction de la vitesse de coupe et l'autre en fonction de la vitesse relative de glissement à l'interface outil-pièce. Le fait d'exprimer le CPC en fonction de la vitesse de glissement permettra de l'implanter dans un code de calcul par EF (ex. Abaqus) et d'éviter ainsi d'intervenir dans la mise en donnée à chaque fois qu'on change les conditions de coupe. Ce point sera discuté et développé dans le Chapitre 4 lors de l'implantation des lois proposées.

A partir de l'analyse de la distribution des valeurs du CPC sur la Figure 3. 9, une loi d'évolution du CPC en fonction de la vitesse de coupe a été proposée. Cette loi comporte trois expressions pour ajuster au mieux l'ensemble des valeurs identifiées et s'exprime comme suit :

$$\beta_{\rightarrow\text{outil}}(V_c) = \begin{cases} \beta_0 & \text{si } 0 \leq V_c < V_{c1}^0 \\ \alpha_c V_c + c & \text{si } V_{c1}^0 \leq V_c < V_{c2}^0 \\ \beta_{cd} + (\beta_{cs} - \beta_{cd}) \exp(-d_c V_c) & \text{si } V_c \geq V_{c2}^0 \end{cases} \quad (3.18)$$

où $\beta_0, \alpha_c, c, \beta_{cd}, \beta_{cs}, d_c, V_{c1}^0$ et V_{c2}^0 sont des constantes à identifier pour chaque valeur du CPC. Les constantes V_{c1}^0 et V_{c2}^0 sont deux vitesses de coupe critiques à identifier et sont indépendantes du CTC.

Comme mentionné précédemment, en se basant sur la relation de passage de la vitesse de coupe à la vitesse de glissement à l'interface outil-pièce (équation (3.17)), il est possible d'exprimer le CPC en fonction de la vitesse de glissement comme suit :

$$\beta_{\rightarrow\text{outil}}(V_g) = \begin{cases} \beta_0 & \text{si } 0 \leq V_g < V_{g1}^0 \\ \alpha_g V_g + g & \text{si } V_{g1}^0 \leq V_g < V_{g2}^0 \\ \beta_{gd} + (\beta_{gs} - \beta_{gd}) \exp(-d_g V_g) & \text{si } V_g \geq V_{g2}^0 \end{cases} \quad (3.19)$$

où $\beta_0, \alpha_g, g, \beta_{gd}, \beta_{gs}, d_g, V_{g1}^0$ et V_{g2}^0 sont des constantes à identifier pour chaque valeur du CPC. Les constantes V_{g1}^0 et V_{g2}^0 sont deux vitesses critiques de glissement à identifier et sont indépendantes du CTC. Notant que ces paramètres sont tous liés aux paramètres de la loi (équation (3.17)) par les relations de passage suivantes :

Chapitre 3 : Echange thermique à l'interface outil-pièce – proposition et identification d'une loi de partage de la chaleur

$$\begin{aligned}
 \alpha_g &= \alpha_c / \alpha_{gc} \\
 d_g &= d_c / \alpha_{gc} \\
 V_{g1}^0 &= \alpha_{gc} V_{c1}^0 \\
 V_{g2}^0 &= \alpha_{gc} V_{c2}^0
 \end{aligned}
 \tag{3.20}$$

Ainsi, l'identification des paramètres de la loi et du paramètre α_{gc} suffit pour déduire les valeurs de ces paramètres.

3.5.5. Paramètres identifiés de la loi d'évolution du coefficient de partage

Les paramètres ou les constantes associées aux deux lois d'évolution du CPC proposées précédemment ont été identifiés pour chaque valeur du CTC (0, 100, 200 et 300 mW/mm²/°C). Les Tableaux 3. 4 et 3. 5 donnent les paramètres identifiés de la loi d'évolution du CPC en fonction respectivement de la vitesse de coupe et celle de glissement. Ces paramètres seront ensuite utilisés pour implanter cette loi d'échange thermique via une interface utilisateur (VUINTER) développée dans le dernier chapitre.

h [mW / mm ² / °C]	V_{c1}^0 [m / min]	V_{c2}^0 [m / min]	β_0	Branche linéaire		Branche exponentielle		
				α_c	c	β_{cd}	β_{cs}	d_c
0	65	95	0,44	0,0065	0,0167	0,15	0,93	0,005
100			0,26	0,0075	-0,2433	0,15	0,9	0,0089
200			0,09	0,0077	-0,3925	0,12	0,58	0,0078
300			0,02	0,0074	-0,465	0,09	0,40	0,0075

Tableau 3. 4 : Constantes identifiées de la loi d'évolution du CPC avec la vitesse de coupe pour chaque valeur du CTC.

h [mW / mm ² / °C]	V_{g1}^0 [m / min]	V_{g2}^0 [m / min]	β_0	Branche linéaire		Branche exponentielle		
				α_g	g	β_{gd}	β_{gs}	d_g
0	40,95	59,85	0,44	0,011	0,0167	0,16	0,93	0,0097
100			0,26	0,0122	-0,2433	0,15	0,9	0,0111
200			0,09	0,0122	-0,3925	0,12	0,58	0,0123
300			0,02	0,0117	-0,465	0,09	0,40	0,0119

Tableau 3. 5 : Constantes identifiées de la loi d'évolution du CPC avec la vitesse de glissement pour chaque valeur du CTC.

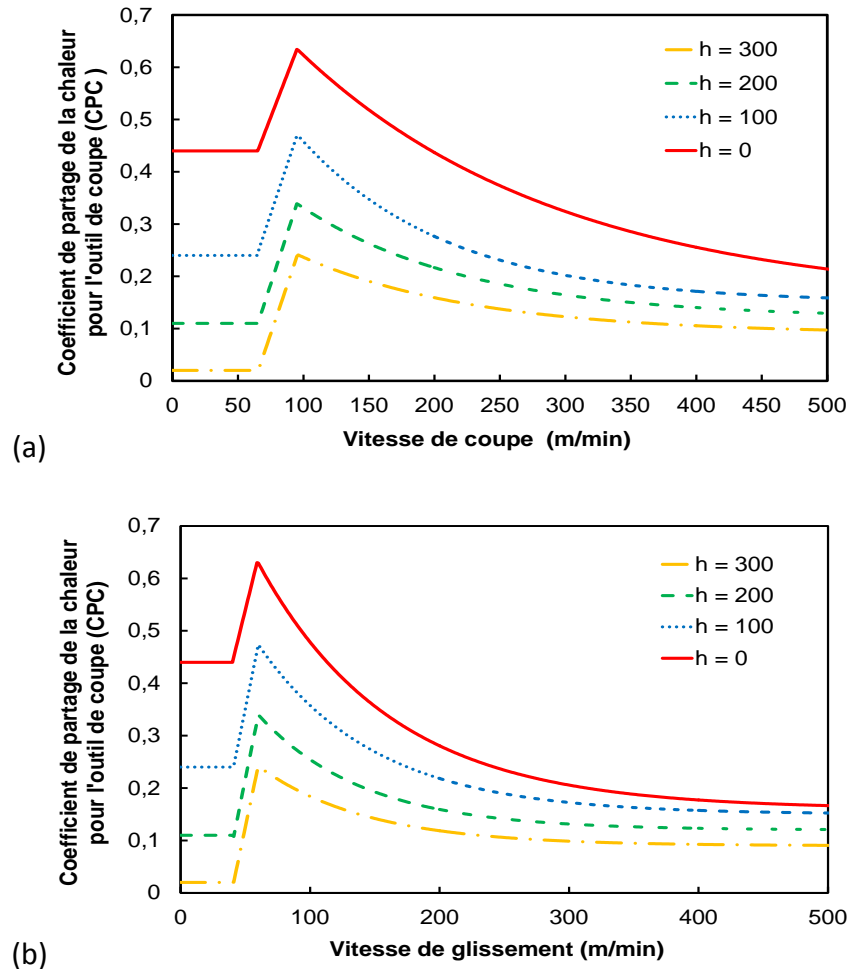


Figure 3. 12 : Variation du CTP avec (a) la vitesse de coupe et (b) avec la vitesse de glissement pour chaque valeur du CTC.

3.5.6. Validation des lois proposées en se basant sur les flux expérimentaux

Afin de valider toute la procédure d'identification, trois conditions de coupe (80, 160 et 390 m/min) ont été utilisées pour estimer le flux de chaleur transmis dans l'outil par le modèle EF. Ces conditions de coupe n'ont pas été utilisées lors de la procédure d'identification et sont réservées spécialement pour la validation de la procédure. Pour ces conditions de coupe, le flux de chaleur a été déjà estimé par l'approche inverse (voir Section 3.2) qui sont d'ailleurs considérées comme des valeurs de référence ou expérimentales. La validation consiste alors :

- à calculer en première étape le CPC pour chaque condition de coupe en utilisant la loi d'évolution du CPC proposée (équation (3.18) et (3.19)) et pour chaque valeur du CTC,
- à calculer par la suite le flux de chaleur transmis dans l'outil par le modèle EF (flux numérique),
- à comparer à la fin ce flux à celui estimé par l'approche inverse.

Chapitre 3 : Echange thermique à l'interface outil-pièce – proposition et identification d'une loi de partage de la chaleur

Si les flux numérique et expérimental, pour chaque condition de coupe, sont proches (à un pourcentage d'erreur 10%) alors la procédure d'identification et les lois proposées, avec les paramètres identifiés, sont validées pour le couple outil-pièce étudié.

Les résultats de la validation sont regroupés dans le Tableau 3. 6.

$V_c [m / min]$	h	$\beta_{Iden \rightarrow Outil}$	$\bar{q}_{Exp \rightarrow Outil} (W)$	$\bar{q}_{Num \rightarrow Outil} (W)$	$err(\%) = \left \frac{\bar{q}_{Exp} - \bar{q}_{Num}}{\bar{q}_{Exp}} \right $
80	0	0,55	49	49,50	1,02
	100	0,36		43,86	10,49
	200	0,23		43,27	11,69
	300	0,13		44,45	9,29
160	0	0,48	58	63,13	8,84
	100	0,36		55,21	4,81
	200	0,25		53,23	8,22
	300	0,18		55,46	4,38
390	0	0,24	69	65,18	5,54
	100	0,18		62,55	9,34
	200	0,14		62,20	9,86
	300	0,11		66,73	3,29

Tableau 3. 6 : Validation de la loi du CPC avec les flux expérimentaux non utilisés dans la procédure d'identification.

La Figure 3. 13 illustre la comparaison entre calculs numériques et mesures expérimentales du flux thermique transmis dans l'outil, pour des vitesses de coupe de 80 m/min (Figure 3. 13 (a)), 160 m/min (Figure 3. 13 (b)) et 390 m/min (Figure 3. 13 (c)). Les résultats sont relativement comparables, avec un maximum d'erreur d'environ 11% (voir Tableau 3. 6). Ainsi, la procédure d'identification et les lois d'échange thermique proposées ont été validées.

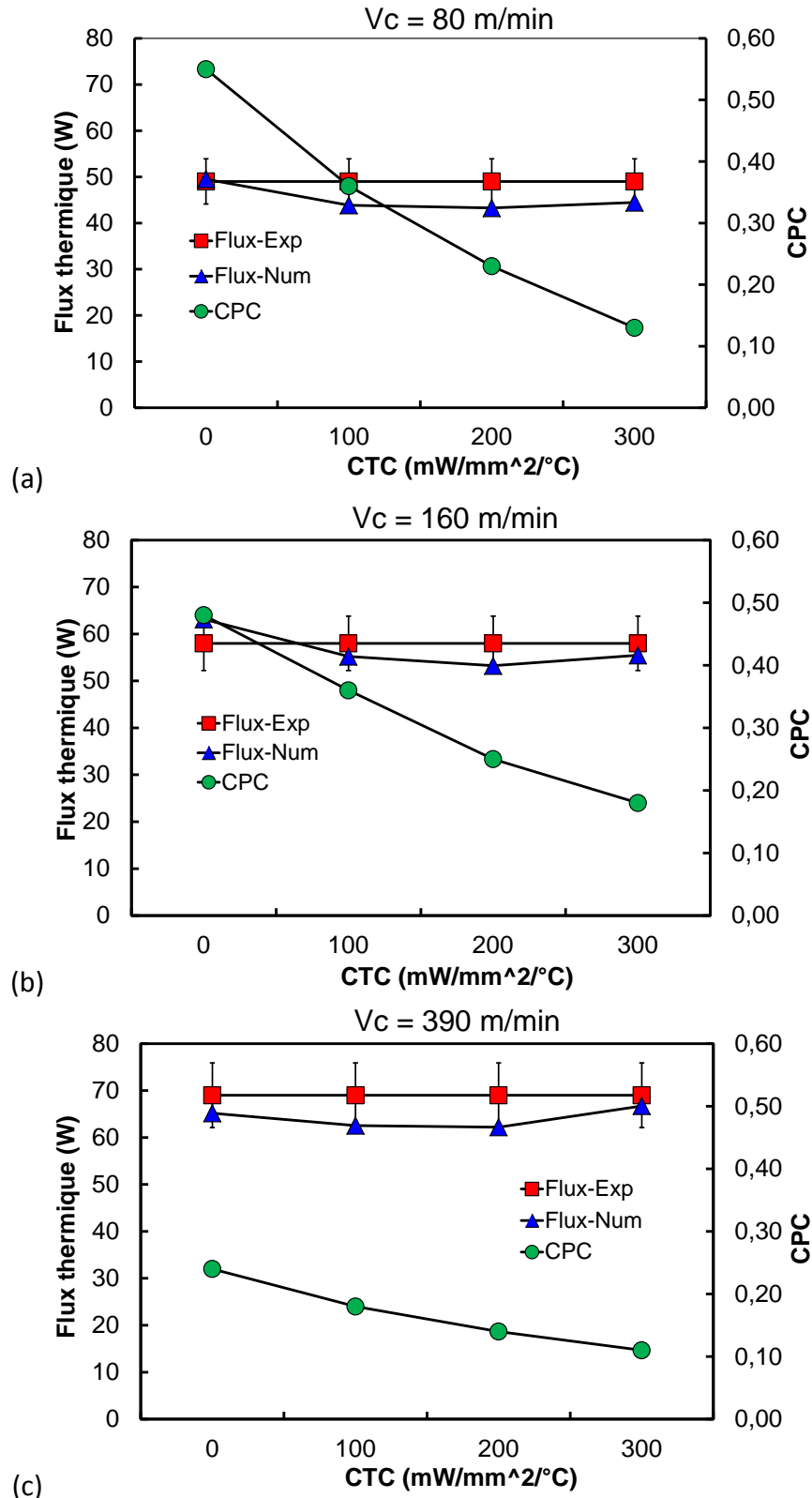


Figure 3. 13 : Comparaison entre le flux numérique correspondant à une vitesse de coupe de (a) de 80 m/min, (b) de 160 m/min et (c) de 390 m/min avec celui expérimental pour différentes valeurs du CPC et CTC.

3.6. Conclusion

Dans ce chapitre, une étude de l'échange thermique à l'interface de contact outil-pièce lors de l'usinage de l'alliage d'aluminium AA2024-T351 avec un outil de coupe en carbure de tungstène non revêtu (WC-Co), a été réalisée. Un bilan de l'échange thermique à l'interface de contact outil-pièce a été établi. Le bilan tient compte de la chaleur générée par frottement et de la chaleur générée par déformation plastique à l'interface outil-pièce. Ce bilan fait intervenir deux coefficients physiques important : le CPC et le CTC qu'il faut identifier. Une analyse de sensibilité a montré l'impact de la valeur de ces coefficients sur le flux de chaleur transmis dans l'outil, montrant ainsi l'importance de les identifier pour chaque gamme de conditions de coupe. Dans ce sens, une procédure d'identification de ces coefficients a été proposée. En se basant, d'une part sur des flux de chaleur transmis dans l'outil estimés pour plusieurs vitesses de coupe par une approche inverse, et d'autre part sur des flux de chaleur calculés par un modèle EF faisant intervenir le bilan thermique établi, le CPC a été identifié pour chaque vitesse de coupe en fixant la valeur du CTC. Le cas où le CTC est nul correspond à un échauffement de l'outil uniquement par le frottement à l'interface outil-pièce. A partir des valeurs identifiées du CPC pour chaque CTC, une loi d'évolution du CPC en fonction de la vitesse de coupe a été proposée. Dans le but de l'implanter dans un code de calcul par EF, évitant ainsi d'intervenir à chaque fois qu'on lance une simulation avec une autre vitesse de coupe, une loi d'évolution du CPC en fonction de la vitesse de glissement à l'interface de contact outil-pièce a été proposée. Enfin, une validation de la procédure d'identification a été effectuée.

A partir de l'étude réalisée sur l'échange thermique à l'interface outil-pièce, une procédure d'implantation des lois proposées dans un code d'EF est réalisée dans le dernier chapitre de ce manuscrit.

Chapitre 3 : Echange thermique à l'interface outil-pièce – proposition et identification d'une loi de partage de la chaleur

Chapitre 4

Implantation des lois d'échange thermique proposées dans un code d'EF

4.1.	Introduction	131
4.2.	Cinématique de contact.....	131
4.2.1.	Contact normal.....	132
4.2.2.	Contact tangentiel.....	135
4.3.	Lois de contact thermomécanique	138
4.3.1.	Loi de contact unilatéral.....	138
4.3.2.	Lois de frottement.....	140
4.3.3.	Contact thermique	143
4.4.	Méthodes de résolution d'un problème de contact	146
4.4.1.	Méthode de la pénalisation	146
4.4.2.	Méthode des multiplicateurs de Lagrange	149
4.4.3.	Méthodes mixtes ou hybrides.....	151
4.5.	Implantation d'un contact thermomécanique dans Abaqus via l'interface VUINTER	152
4.5.1.	Développement de l'interface VUINTER du code Abaqus/Explicit	152
4.5.2.	Validation de l'interface VUINTER avec des cas tests	154
4.6.	Implantation des lois d'échange thermique proposées dans Abaqus via la VUINTER.	160
4.6.1.	Démarche d'implantation	160
4.6.2.	Résultats de l'implantation : comparaison des flux numériques et expérimentaux.....	161
4.7.	Conclusion	164

4.1. Introduction

L'objectif dans ce dernier chapitre est de développer une interface utilisateur (programme écrit en langage FORTRAN) dans un code d'EF pour décrire le comportement thermomécanique de l'interface de contact outil-pièce, avec application au couple outil-pièce déjà étudié dans les précédents chapitres (AA2024-T351/WC-Co). L'implantation des lois d'échange thermique proposées dans le chapitre 3 est motivée par le fait que dans le code d'EF choisi, à savoir Abaqus/Explicit, il n'est pas possible d'introduire une dépendance du CPC en fonction des variables de contact (pression de contact, température, vitesse de glissement), définies aux nœuds de contact. Ainsi, le développement d'une interface utilisateur permettant de détecter automatiquement le partage de la chaleur localement au niveau de l'interface outil-pièce en fonction des conditions de coupe permettra de mieux prédire les échanges thermiques au niveau de la zone de coupe.

L'intervention dans un code d'EF pour désactiver les lois de contact proposées par défaut dans le code et introduire par la suite d'autres lois thermomécaniques de contact nécessite la connaissance de la façon dont le contact est géré dans le code et les méthodes de résolution du contact implémentées. Ainsi, dans les deux sections suivantes, la cinématique et les méthodes de résolution du contact seront développées pour donner un aperçu sur la gestion du contact thermomécanique dans un code d'EF et surtout pour indiquer à quel niveau on intervient pour introduire les lois d'échange thermique proposées dans le précédent chapitre. Par la suite, l'implantation des lois d'échange thermique proposées sera développée. Une validation de l'implantation sur des cas simples sera effectuée. A la fin, pour montrer le bon fonctionnement de l'interface VUINTER pour la simulation du processus de la coupe, incluant les lois d'échange thermique proposées, des simulations avec l'ensemble des conditions de coupe utilisées au chapitre précédent seront effectuées, cette fois-ci en utilisant la VUINTER, et une réidentification (ou réajustement) des paramètres de la loi d'évolution du CPC en utilisant la VUINTER sera réalisée. Les flux de chaleur estimés par le modèle EF incluant la VUINTER seront comparés aux flux de chaleur estimés par l'approche inverse.

4.2. Cinématique de contact

Divers problèmes mécaniques de contact impliquent une large déformation dans les solides qui sont en contact. Par conséquent, des relations cinématiques de contact en déformation finie sont à définir. Un problème dans lequel deux ou plusieurs solides S_α ($\alpha=1,2$) se rapprochent et rentrent en contact sur leurs frontières Γ_c^α au cours d'un processus de déformation finie, est schématisé sur la Figure 4. 1. D'après cette figure, les deux points X^1 et X^2 , respectivement, des solides S_1 et S_2 sont entièrement séparés dans la configuration initiale de contact, tandis qu'au cours d'un processus de déformation finie ils peuvent

occuper une même position dans la configuration actuelle de contact ($\varphi^2(X^2, t) = \varphi^1(X^1, t)$). Ainsi, les conditions de contact doivent être formulées par rapport à la configuration actuelle de contact.

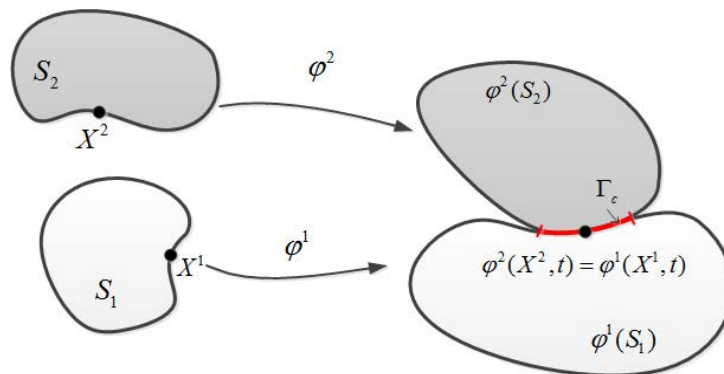


Figure 4. 1 : Contact en déformation finie, [Wri06].

D'une manière générale, deux approches peuvent être mises en œuvre pour détecter le contact mécanique. La première concerne la technique de la recherche globale de contact et la deuxième concerne la mise en place des relations cinématiques de contact mécanique pour mettre en place des conditions de contact. Ici on se focalise uniquement sur la deuxième approche.

4.2.1. Contact normal

Dans cette section, nous allons introduire quelques grandeurs générales et nécessaires à la mise en œuvre d'une formulation pour la prise en compte des interactions de contact entre deux solides de nature différente. Pour ce faire, nous considérons deux solides S_1 et S_2 en contact dans une configuration actuelle de contact, noté par $\varphi(S_\alpha)$. Ces deux solides et leurs surfaces sont soumis à des conditions aux limites. À l'interface de contact, la condition de non-pénétration est représentée sur la Figure 4. 2.

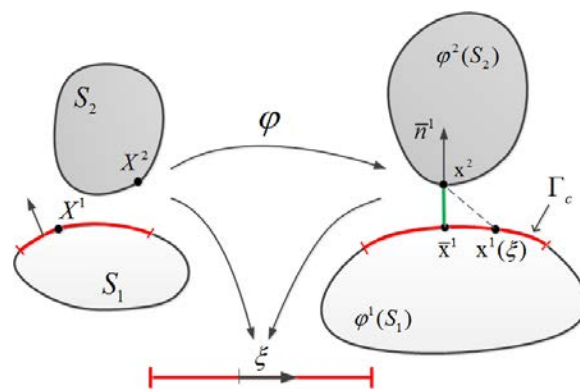


Figure 4. 2 : Configuration de contact en déformation finie, distance minimale de contact, [Wri06].

Cette condition est donnée généralement par l'inégalité suivante :

$$(x^2 - \bar{x}^1) n^1 \leq 0 \quad (4.1)$$

où n^1 est la normale extérieure à la surface (Γ_c^1) , évaluée au point \bar{x}^1 , et x^2 et \bar{x}^1 représentent respectivement les coordonnées du point et sa projection dans la configuration actuelle de contact $\varphi(S_\alpha)$. Sachant que $x^\alpha = X^\alpha + u^\alpha$ ($\alpha = 1, 2$), où X^α représentent les coordonnées de ce point dans la configuration initiale et u^α est son champ de déplacement.

Le contour ou la frontière de contact (Γ_c^α) ($\alpha = 1, 2$) de solide S_α est représenté localement par des surfaces de forme convexe, voir la Figure 4. 3. Notons que la projection verticale du point x^2 sur la surface (Γ_c^1) , qui correspond à une distance minimale, est donnée par le point $\bar{x}^1 = x^1(\bar{\xi})$. Par conséquent, nous introduisons maintenant une mesure de la distance minimale séparant les deux solides au point x^2 , tel que représenté sur la Figure 4. 3. Cette distance est évaluée selon l'expression suivante :

$$d(\xi^1, \xi^2) = \|x^2 - \bar{x}^1\| = \min_{x^1 \in \Gamma_c^1} \|x^2 - x^1(\bar{\xi})\| \quad (4.2)$$

où $\xi = (\xi^1, \xi^2)$ est un vecteur de dimension dim-1, où dim est la dimension de l'espace contenant les coordonnées curvilignes permettant de localiser un point sur la frontière d'un solide S_α , tel que montré dans les travaux de Wriggers [Wri92], Wriggers [Wri94] ou Laursen [Lau93]. Le vecteur localise donc sur la frontière Γ_c^1 la position du point \bar{x}^1 qui représente la projection du point x^2 sur la surface Γ_c^1 . En contact mécanique, cette distance est utilisée pour définir l'écart et la pénétration entre deux ou plusieurs solides en contact. Le point \bar{x}_1 correspondant à la projection du point x^2 , est calculé à l'aide de la distance minimale de contact (équation (4.2)). La dérivée de cette distance par rapport aux coordonnées convectives $\xi^\alpha = (\xi^1, \xi^2)$ au point $\bar{\xi}^\alpha = (\bar{\xi}^1, \bar{\xi}^2)$ est nulle, et est donnée par l'équation suivante :

$$\frac{d}{d\xi^\alpha} (\hat{d}(\xi^1, \xi^2)) = \frac{x^2 - \hat{x}^1(\xi^1, \xi^2)}{\|x^2 - \hat{x}^1(\xi^1, \xi^2)\|} \hat{x}_{,\alpha}^1(\xi^1, \xi^2) = 0 \quad (4.3)$$

D'après cette équation, la solution exige que son premier terme soit orthogonal au deuxième. Puisque le terme $\hat{x}_{,\alpha}^1(\xi^1, \xi^2)$ représente le vecteur tangentiel a_α^1 , par conséquent, le premier terme de l'équation (4.3) doit alors avoir la même direction que le vecteur normal n^1 au point $\xi^\alpha = (\xi^1, \xi^2)$. En plus, la condition $n^1(\bar{\xi}^1, \bar{\xi}^2) a_\alpha^1(\bar{\xi}^1, \bar{\xi}^2) = 0$

implique que le point actuel $\bar{x}^1(\bar{\xi}^1, \bar{\xi}^2) \subseteq \Gamma_c^1$ est la projection orthogonale du point $x^2 \subseteq \Gamma_c^2$ sur la surface actuelle $\varphi_t^1(\Gamma_c^1)$.

Par la suite, les quantités au point de la distance minimale $\bar{x}^1 = x^1(\bar{\xi}^\alpha)$ sont notées par une barre au-dessus, ceci signifie que ces quantités désignent la solution de l'équation (4.3). Par conséquent, le vecteur normal est donné par la relation suivante :

$$\bar{n}^1 = \frac{\bar{a}_1^1 \times \bar{a}_2^1}{\|\bar{a}_1^1 \times \bar{a}_2^1\|} \quad (4.4)$$

où \bar{n}^1 représente le vecteur normal unitaire dirigé vers l'extérieur de la surface actuelle $\varphi_t^1(\Gamma_c^1)$ au point de la distance minimal $\bar{x}^1 = x^1(\bar{\xi}^\alpha)$ et \bar{a}_α^1 représentent les vecteurs tangentiels au point $\hat{x}^1(\xi^1, \xi^2)$. Ce vecteur normal peut également être défini aussi à l'aide de l'équation (4.3) par la relation suivante :

$$\bar{n}^1 = \frac{x^2 - \hat{x}^1(\xi^1, \xi^2)}{\|x^2 - \hat{x}^1(\xi^1, \xi^2)\|} \quad (4.5)$$

Cette définition est appliquée à des cas plus particuliers car elle n'est pas vérifiée pour $\|x^2 - \hat{x}^1(\xi^1, \xi^2)\| = 0$. Cette dernière peut être utilisée uniquement en relation avec la méthode de pénalité, décrite dans la Section 4.4.1. Une fois que le point \bar{x}^1 est déterminé, la condition de non-pénétration est décrite par l'inégalité suivante :

$$g_N = (x^2 - \bar{x}^1) \cdot \bar{n}^1 \leq 0 \quad (4.6)$$

Par contre, la condition de pénalisation est donnée par l'inégalité suivante :

$$\bar{g}_N = \begin{cases} (x^2 - \bar{x}^1) \cdot \bar{n}^1 > 0 & \text{si } (x^2 - \bar{x}^1) \cdot \bar{n}^1 > 0 \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (4.7)$$

Cette dernière définit la distance de pénalisation de solide S_2 de contour de contact Γ_c^2 (surface esclave) dans le solide S_1 de contour Γ_c^1 (surface maitre). Elle est souvent utilisée avec une méthode de résolution de contact, appelée méthode de pénalité (voir la Section 4.4.1).

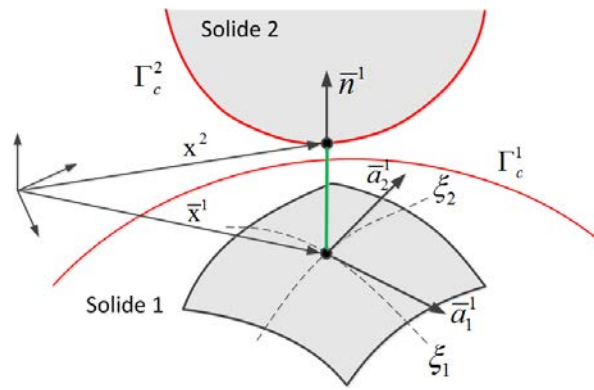


Figure 4. 3 : Distance minimale de contact en coordonnées du système, [Wri06].

4.2.2. Contact tangentiel

Dans la direction tangentielle de l'interface de contact, deux types de contact sont généralement distingués. Le premier appelé contact collant dans lequel un point de solide s_α ($\alpha=1,2$) en contact ne peut pas se déplacer dans la direction tangentielle. Le deuxième appelé contact glissant dans lequel un point matériel peut se déplacer dans la direction tangentielle. Ce déplacement tangentiel n'est décrit que par une déformation relative finie à l'interface de contact.

4.2.2.1. Condition de contact collant

Dans un premier cas, une condition mathématique de non glissement ou de collage est nécessaire. Cette condition peut être dérivée de la projection donnée par l'équation (4.3). Il est clair qu'un contact collant suppose qu'un point x^α ($\alpha=1,2$) du contour Γ_c^α du solide s_α ne se déplace pas dans la direction tangentielle, et par conséquent, les valeurs calculées en coordonnées curvilignes $(\bar{\xi}^1, \bar{\xi}^2)$ pour ce point x^α ne changent pas pendant le mouvement ($\dot{\bar{\xi}}^\alpha = 0$). Cette condition peut être formulée par l'équation suivante :

$$g_T = g_{T\alpha} \bar{a}^\alpha = 0 \quad \text{avec} \quad g_{T\alpha} = (x^2 - \bar{x}^1) \bar{a}_\alpha^1 \quad (4.8)$$

où g_T représente le déplacement relatif dans la direction tangentielle, qui doit être nul dans ce cas. Notant qu'il n'est pas nécessaire de distinguer entre la direction normale et tangentielle dans un contact collant. Ainsi, dans la direction normale de contact, l'écart ou la distance minimale est nulle ($g_N = (x^2 - \bar{x}^1) \bar{n}^1 = 0$, voir l'équation (4.6)). On peut combiner les conditions $g_T = 0$ et $g_N = 0$ pour obtenir une condition simple de non glissement décrite par l'équation suivante :

$$x^2 - \bar{x}^1 = 0 \quad (4.9)$$

4.2.2.2. Condition de contact glissant

Le glissement tangentiel relatif entre deux solides est lié à la variation du point x^2 de la surface Γ_c^2 du solide S_2 par rapport à sa projection \bar{x}^1 sur la surface Γ_c^1 du solide S_1 . Ceci signifie que le point de la solution $\bar{\xi} = (\bar{\xi}^1, \bar{\xi}^2)$ qui a été obtenu via le critère de la distance minimale (équation (4.6)) se déplacera sur la surface Γ_c^1 . La Figure 4. 4 (a) illustre le chemin du point x^2 de la surface Γ_c^2 le long de la surface Γ_c^1 du temps initial t_0 au final t . La vitesse relative du point x^2 sur surface Γ_c^1 est représentée à l'instant t_1 et t_2 . Notant que le trajet du point x^2 sur la surface maître n'est pas connu a priori. Ce trajet pourrait même traverser sa propre ligne comme indiqué sur la Figure 4. 4 (b). Par conséquent, dans une situation de frottement avec glissement, on doit intégrer les vitesses relatives pour obtenir le chemin du point x^2 sur la surface Γ_c^1 . Des détails concernant la formulation continue sont indiqués ci-dessous.

D'abord, nous déterminons le déplacement tangentiel relatif du point x^2 sur la surface de contact, qui est défini par rapport au solide S_1 . Le chemin du point x^2 est calculé par la relation suivante :

$$dg_T = \bar{a}_\alpha^1 d\xi^\alpha = \bar{x}_{,\alpha}^1 d\xi^\alpha \quad (4.10)$$

où \bar{a}_α^1 représentent les vecteurs tangentiels, tel que indiqué sur la Figure 4. 3, ils sont évalués par rapport au point de projection $\bar{\xi}^\alpha = (\bar{\xi}^1, \bar{\xi}^2)$. D'après l'équation (4.10), la longueur du chemin de frottement peut être calculée avec $dg_T = \|dg_T\|$ et $d\xi^\alpha = \dot{\xi}^\alpha dt$ par l'équation suivante :

$$g_T = \int_{t_0}^t \|\dot{\xi}^\alpha \bar{x}_{,\alpha}^1\| dt = \int_{t_0}^t \sqrt{\dot{\xi}^\alpha \dot{\xi}^\beta a_{\alpha\beta}} dt \quad (4.11)$$

où t représente le temps pour paramétrer le chemin du point x^2 . Pour évaluer l'équation (4.11), nous devons connaître la dérivée temporelle du $\bar{\xi}^\alpha = (\bar{\xi}^1, \bar{\xi}^2)$. Ceci peut être calculé à partir de la relation suivante :

$$(x^2 - \bar{x}^1) \bar{a}_\alpha^1 = 0 \quad (4.12)$$

Cette équation est valable au point de contact \bar{x}^1 , où $x^2 - \bar{x}^1$ représente la distance minimale dans la direction normale à la surface de contact Γ_c^1 du solide S_1 , et \bar{a}_α^1 ($\alpha = 1, 2$)

représentent les vecteurs tangentiels sur la même surface de contact Γ_c^1 au point \bar{x}^1 du solide S_1 , tel que indiqué sur la Figure 4. 3.

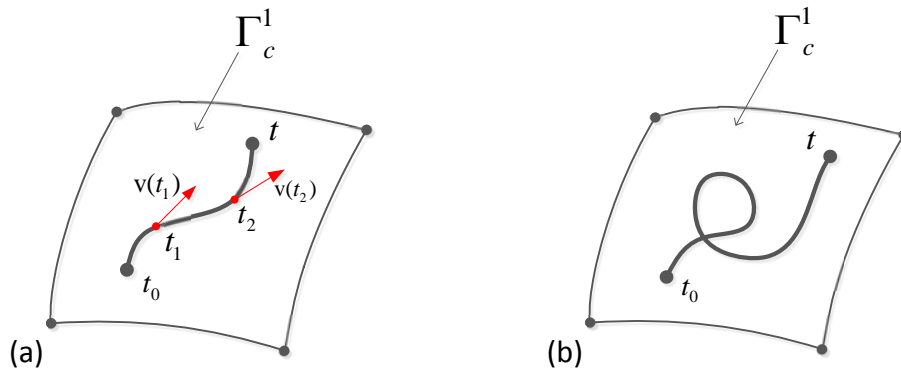


Figure 4. 4 : Chemin du point x^2 de la surface Γ_c^2 (surface esclave) sur la surface Γ_c^1 (surface maitre), [Wri06].

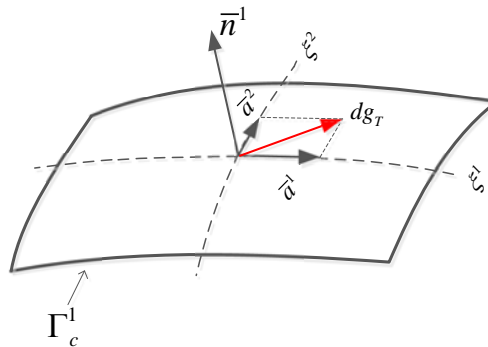


Figure 4. 5 : Evolution du chemin de frottement, [Wri06].

La dérivée de l'équation (4.12) par rapport au temps donne le résultat suivant :

$$\frac{d}{dt}[(x^2 - \bar{x}^1) \bar{a}_\alpha^1] = [v^2 - \bar{v}^1 - \bar{a}_\beta \dot{\xi}^\beta] \bar{a}_\alpha^1 + [x^2 - \bar{x}^1] \dot{\bar{a}}_\alpha^1 = 0 \quad (4.13)$$

avec $\dot{\bar{a}}_\alpha^1 = \bar{v}_{,\alpha}^1 + \hat{x}_{,\alpha\beta}^1 \dot{\xi}^\beta$, l'expression de $\dot{\xi}^\beta$ est obtenue à l'aide de l'équation (4.13), qui conduit au système suivant :

$$\bar{H}_{\alpha\beta} \dot{\xi}^\beta = \bar{R}_\alpha \quad (4.14)$$

avec

$$\begin{aligned} \bar{H}_{\alpha\beta} &= [\bar{a}_{\alpha\beta} - g_N \bar{x}_{,\alpha\beta}^1 \bar{n}^1] \\ \bar{R}_\alpha &= [v^2 - \bar{v}^1] \bar{a}_\alpha^1 + [x^2 - \bar{x}^1] \bar{v}_{,\alpha}^1 \\ &= [v^2 - \bar{v}^1] \bar{a}_\alpha^1 + g_N \bar{n}^1 \bar{v}_{,\alpha}^1 \end{aligned} \quad (4.15)$$

Des résultats bien connus de la géométrie différentielle de surface introduite, tels que $\bar{a}_{\alpha\beta}$ représente le tenseur métrique et $\bar{x}_{,\alpha\beta}^1(\bar{\xi}^1, \bar{\xi}^1) \bar{n}^1 = \bar{b}_{\alpha\beta}$ le tenseur de courbure. Par conséquent, nous pouvons écrire $\bar{H}_{\alpha\beta} = [\bar{a}_{\alpha\beta} - g_N \bar{b}_{\alpha\beta}]$. On note $\bar{H}^{\alpha\beta} = (H_{\alpha\beta})^{-1}$, nous pouvons maintenant résoudre explicitement les vitesses tangentielles relatives $\dot{\bar{\xi}} = (\dot{\bar{\xi}}^1, \dot{\bar{\xi}}^2)$ en utilisant la relation suivante :

$$\dot{\bar{\xi}}^\beta = \bar{H}^{\alpha\beta} \left[(v^2 - \bar{v}^1) \bar{a}_\alpha^1 + g_N \bar{n}^1 \bar{v}_{,\alpha}^1 \right] \quad (4.16)$$

En utilisant ces résultats, nous définissons une fonction cinématique importante de la vitesse tangentielle relative sur la surface actuelle $\varphi^2(\Gamma_c^2)$ du solide S_2 par l'équation suivante :

$$\mathcal{L} g_T = \dot{\bar{\xi}}^\alpha \bar{a}_\alpha^1 \quad (4.17)$$

où \mathcal{L} est l'opérateur dérivé de **Lie**. Cette équation détermine l'évolution du glissement tangentiel g_T . Ce dernier est utilisé comme paramètre cinématique local d'entrée de la fonction constitutive du contact pour calculer la contrainte de glissement (loi de frottement).

4.3. Lois de contact thermomécanique

Le contact entre solides déformables ou non déformables implique des comportements divers : mécanique, thermique ou couplé (thermomécanique), voire physico-chimiques, comme dans le cas de l'usinage. Dans un problème de contact entre solides, des lois reproduisant les principaux phénomènes devront être instruites. Ici on s'intéresse uniquement au comportement thermomécanique.

Lors de la résolution du problème de contact, il faut spécifier le comportement mécanique normal et tangentiel, ainsi que l'échange thermique de part et d'autre de l'interface de contact. Ces différents comportements seront décrits dans les paragraphes suivants.

4.3.1. Loi de contact unilatéral

Il existe deux types de contact normal : un contact unilatéral où les solides qui sont en contact peuvent être séparés et un contact bilatéral où les solides en contact restent toujours collés. Ici, nous nous limiterons au contact unilatéral, qui correspond d'ailleurs bien au contact outil-pièce en usinage.

En général, le problème de contact normal est représenté par une loi de contact unilatéral de Signorini [Sig33], appelé par exemple dans le code Abaqus [Aba09] "Contact dur" (Hard contact). La Figure 4. 6 représente cette loi, donnant la contrainte normale en fonction de la distance minimale de contact dans la direction normale (équation (4.6)). La valeur négative

de cette distance de contact normale représente la séparation et la valeur positive la pénétration entre les deux surfaces en contact.

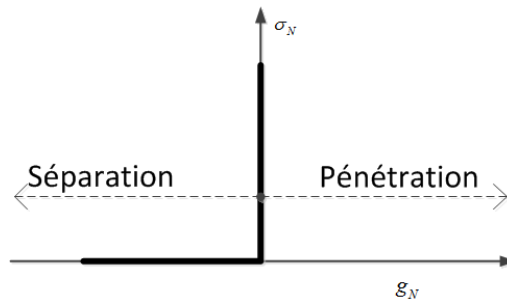


Figure 4. 6 : Schéma de la loi de contact de Signorini, [Sig33].

La loi de Signorini [Sig33] est décrite généralement par trois équations fondamentales suivantes :

$$\begin{aligned}
 g_N \leq 0 & \quad \text{Non-pénétration} \\
 \sigma_N \geq 0 & \quad \text{Compression} \\
 g_N \sigma_N = 0 & \quad \text{Condition de complémentarité}
 \end{aligned}
 \tag{4.18}$$

Ces équations traduisent respectivement la condition d'impénétrabilité ($g_N \leq 0$), la possibilité d'apparition des contraintes normales (pression de contact) dans la direction normale pour empêcher la pénétration ($\sigma_N \geq 0$) et la condition de complémentarité entre la contrainte normale et le déplacement normal relatif ($g_N \sigma_N = 0$), tels que ($g_N = 0$ et $\sigma_N \geq 0$) si le contact est établi et ($\sigma_N = 0$ et $g_N < 0$) s'il y a séparation ou non contact.

Par conséquent, d'après la loi de contact unilatéral (équation (4.18)), aucune pénétration n'est admise et la pression de contact peut prendre des valeurs positives seulement si les corps sont en contact, sinon elle est nulle. Le problème de cette loi est que pour un contact parfait ($g_N = 0$) une infinité de valeurs de σ_N sont possibles.

Il est possible de définir des lois régularisées. A titre d'exemple, dans le code Abaqus [Aba09] un contact normal appelée "contact doux" (soft contact) a été défini. Ce dernier admet une faible pénétration lors du contact entre deux solides. Il permet également d'avoir une valeur de pression non nulle pour une faible séparation des surfaces en contact. Cette loi de contact normal permet de calculer la pression de contact en fonction de la distance minimale de contact (équation (4.6)) sous une forme exponentielle, tel que indiqué sur la Figure 4. 7. Ce modèle de contact normal est décrit par l'équation suivante :

$$\sigma_N = \begin{cases} 0 & \text{pour } g_N \leq -c_0 \\ \frac{p_0}{e^1 - 1} \frac{c_0 + g_N}{c_0} \left(e^{\frac{c_0 + g_N}{c_0}} - 1 \right) & \text{pour } -c_0 < g_N \leq 6c_0 \\ \varepsilon_n g_N + g_l^0 & \text{pour } g_N > 6c_0 \end{cases} \quad (4.19)$$

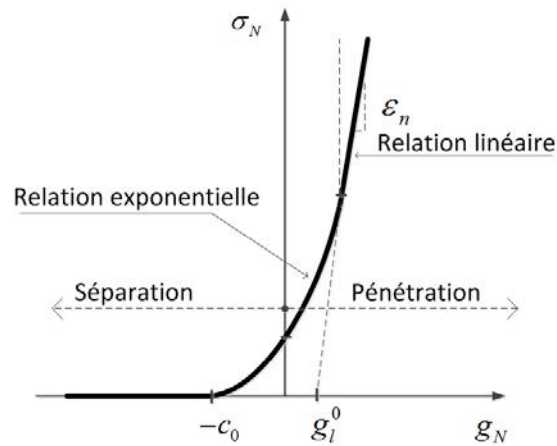


Figure 4. 7 : Relation entre la pression de contact et la distance minimale de contact normal.

4.3.2. Lois de frottement

Le déplacement tangentiel (glissement) à l'interface de contact entre deux solides s'accompagne souvent d'une résistance au glissement, c'est le cas lors de la formation de copeaux en usinage. Cette résistance est définie par ce qui est appelé loi de frottement. Historiquement, la première étude du frottement entre deux solides remonte aux travaux de Léonard de Vinci. Ensuite, cette étude a été développée par Amontons puis formalisée par Coulomb en 1785.

En général, la loi de frottement est représentée par un simple critère dans le but de décrire localement la condition de glissement et d'adhésion à l'interface de contact. Ce critère est donné par l'inégalité suivante :

$$f(\tau_f, \sigma_N, g_N, \tau_g, T_{int}) \leq 0 \quad (4.20)$$

Le glissement alors ne peut avoir lieu que si $f = 0$, ceci implique que la contrainte de frottement est égale à la contrainte critique de glissement ($\tau_f = \tau_g$). Par conséquent, la loi de frottement peut être aussi exprimée par une simple inégalité :

$$f(\tau_f, \sigma_N, g_N, \tau_g, T_{int}, \dots) = \|\tau_f\| - \tau_g(\sigma_N, g_N, \tau_g, T_{int}, \dots) \leq 0 \quad (4.21)$$

où $\tau_g(\sigma_N, g_N, \tau_g, T_{int}, \dots)$ représente le seuil de glissement.

D'une manière générale, une loi de frottement est décrite par ces équations suivantes :

$$\begin{aligned} \text{Si } f < 0 &\Leftrightarrow \|\tau_f\| < -\tau_g \quad \text{alors } \dot{g}_T = 0 \\ \text{Si } f = 0 &\Leftrightarrow \|\tau_f\| = -\tau_g \quad \text{alors } \dot{g}_T = -\lambda \tau_f \quad \text{avec } \lambda \in \mathbb{R}^+ \end{aligned} \quad (4.22)$$

Théoriquement, l'évolution d'une loi de frottement en fonction de la vitesse de glissement ou de déplacement tangentiel est représentée par le graphe de la Figure 4. 8.

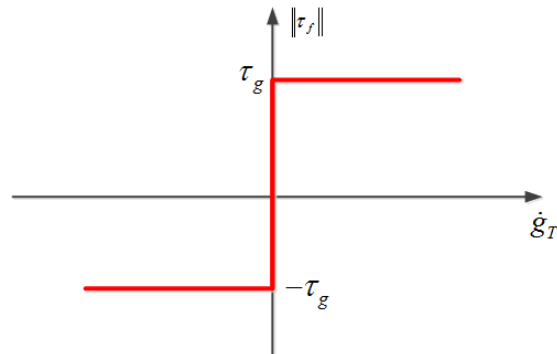


Figure 4. 8 : Schéma de la loi de frottement.

Dans la littérature, ils existent plusieurs lois de frottement qui décrivent ce seuil de glissement (voire le chapitre 1), on cite par exemple les lois de frottement usuelles suivantes.

4.3.2.1. Loi de frottement de Coulomb

Parmi les lois de frottement les plus utilisées et les plus implémentées dans les codes de calcul par EF, on trouve la loi de Coulomb qui traduit une dépendance linéaire de la pression de contact, elle est définie par les équations suivantes :

$$\begin{aligned} \tau_g &= \mu \sigma_N \\ \text{Si } \|\tau_f\| &< -\mu \sigma_N \quad \text{alors } \dot{g}_T = 0 \\ \text{Si } \|\tau_f\| &= -\mu \sigma_N \quad \text{alors } \dot{g}_T = -\lambda \tau_f \quad \text{avec } \lambda \in \mathbb{R}^+ \end{aligned} \quad (4.23)$$

La contrainte de frottement est toujours opposée à la direction de glissement ou à la vitesse de glissement. Le rapport entre la contrainte de frottement et la pression de contact est représenté par un coefficient, appelé coefficient de frottement, souvent noté μ . Le Tableau 4. 1 illustre certaines valeurs de ce coefficient de frottement apparent pour différents couples de matériaux. Ce dernier est généralement considéré constant, mais en réalité, il dépend de plusieurs paramètres locaux, comme la pression de contact, la vitesse de glissement, la température moyenne, la rugosité des surfaces en contact, etc.

Couple de matériaux	Coefficient de frottement (μ)
Béton–Béton	0,50–1
Béton–Sable	0,35–0,6
Acier–Béton	0,2–0,4
Métal–Bois	0,3–0,65
Caoutchouc–Acier	0,15–0,65
Acier–Acier	0,2–0,8
Acier–Téflon	0,04–0,06
Acier–Béton	0,2–0,4
Acier–Glace	0,015–0,03
Bois–Acier	0,5–1,2
Bois–Bois	0,4–1,0

Tableau 4. 1 : Coefficient de frottement pour différents couples de matériaux, [Wri06].

4.3.2.2.Loi de frottement de Tresca

Le seuil ou le critère de glissement définit par la loi de Tresca est donné par les équations suivantes :

$$\begin{aligned}
 &\tau_g = m \tau_Y \\
 &\text{Si } \|\tau_f\| < -m \tau_Y \quad \text{alors } \dot{g}_T = 0 \\
 &\text{Si } \|\tau_f\| = -m \tau_Y \quad \text{alors } \dot{g}_T = -\lambda \tau_f \quad \text{avec } \lambda \in \mathbb{R}^+
 \end{aligned}
 \tag{4.24}$$

où m est un coefficient de limitation de la contrainte de glissement, variant de 0 à 1, dépendant des propriétés tribologiques de l'interface de contact, et τ_Y est la contrainte de cisaillement du matériau le moins dur en contact.

4.3.2.3.Loi de frottement de Coulomb-Orowan

Il est possible de combiner les deux lois de frottement précédentes, donnant la loi dite de Coulomb–Orowan, donnée par les équations suivantes :

$$\begin{aligned}
 &\tau_g = \min(\mu \sigma_N, \tau_Y) \\
 &\text{Si } \|\tau_f\| < -\min(\mu \sigma_N, \tau_Y) \quad \text{alors } \dot{g}_T = 0 \\
 &\text{Si } \|\tau_f\| = -\min(\mu \sigma_N, \tau_Y) \quad \text{alors } \dot{g}_T = -\lambda \tau_f \quad \text{avec } \lambda \in \mathbb{R}^+
 \end{aligned}
 \tag{4.25}$$

Cette loi représente mieux le comportement mécanique à l'interface de contact entre solides. En effet, la loi de frottement de Coulomb surestime la contrainte de glissement pour des pressions élevées. De ce fait, la limitation de la contrainte de glissement (utilisation de la loi de Tresca pour les hautes pressions) permet de pallier ou de remédier à cette anomalie.

Cette loi est largement utilisée pour modéliser le comportement mécanique de l'interface de contact outil-pièce lors de l'usinage des matériaux métalliques. Cette dernière définit deux zones de contact, une zone dite collante si la branche donnée par la loi de Tresca est activée et une zone glissante si la branche donnée par la loi de Coulomb est activée.

4.3.3. Contact thermique

L'interaction entre solides en contact peut être accompagnée d'échanges thermiques. Ces derniers peuvent être de deux origines : source de chaleur à l'interface de contact (ex. chaleur générée par frottement) et/ou un gradient de température à l'interface de contact.

4.3.3.1. Transfert de chaleur issu d'un gradient de température

Toutes les relations qui ont été développées dans la Section 4.2 sur la cinématique du contact peuvent être également utilisées pour formuler le contact thermique. Les températures d'interface de contact T_c^α sont supposées être données en fonction de la position relative (x^α) et du temps (t) dans une configuration spatiale $T_\alpha = T_\alpha(x^\alpha, t)$. A l'interface de contact, l'équation (4.6) est utilisée pour déterminer le point \bar{x}^1 , la projection du point x^2 sur la surface Γ_c^1 , ce qui donne au point \bar{x}^1 la température \bar{T}_1 de la surface Γ_c^1 .

A l'interface de contact, le flux de chaleur \dot{q}_c constitue une équation fondamentale dans la formulation du contact thermique. Dans un contact thermomécanique, une formulation rigoureuse du contact doit être appliquée pour tenir compte de la dépendance de la pression de contact de la conduction thermique à l'interface de contact. Le flux thermique représenté sur la Figure 4. 9 est donné par l'équation suivante :

$$\dot{q}_c = \dot{q}_c(T_1, T_2, \sigma_N) = h(T_1, T_2, \sigma_N)(T_2 - \bar{T}_1) \quad (4.26)$$

avec T_α ($\alpha = 1, 2$) respectivement les températures des surfaces de contact Γ_c^1 et Γ_c^2 . \bar{T}_1 représente la température du point \bar{x}^1 , définie par la projection la plus proche du point x^2 pour un contact statique normale et $h(T_1, T_2, \sigma_N)$ représente le coefficient de transfert thermique qui dépend fortement des températures de contact et de la pression de contact.

Ainsi, un modèle donnant le CTC en fonction de la pression de contact est nécessaire pour décrire le flux thermique à l'interface de contact. En micromécanique, la conduction thermique dépend fermement de l'approche des deux surfaces rugueuses en contact. Dans ce cadre, des modèles ont été examinés auparavant pour le comportement constitutif dans la direction normale, basés sur les méthodes statistiques, voir les travaux de Cooper [Coo69] ou de Song [Son87]. En raison de l'impossibilité d'obtenir des surfaces parfaitement planes, la zone réelle de contact est toujours limitée et correspond à une série de taches, tel que

montré sur la Figure 4. 11. La détermination de la zone réelle de contact est fondamentale pour la modélisation des phénomènes mécaniques et thermiques. Il est nécessaire de déterminer le nombre des taches en contact, leur répartition et leur taille moyenne. Tous ces paramètres dépendent de la pression de contact apparente appliquée P_N .

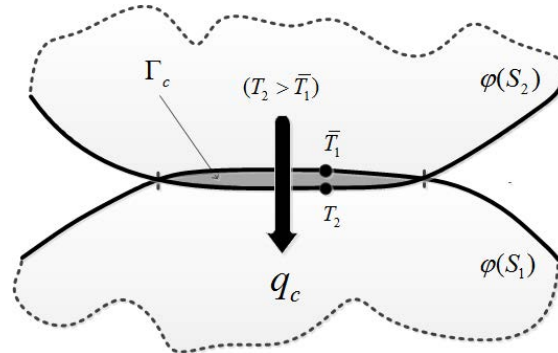


Figure 4. 9 : Flux thermique à l'interface de contact, [Wri06].

Différentes techniques ont été proposées pour calculer la résistance thermique de contact (inverse du CTC) en tenant compte de la dépendance des divers paramètres. La résistance thermique de contact est principalement due au faible pourcentage des surfaces réelles qui sont en contact. La présence d'un ensemble réduit des taches entourées par des microcavités qui caractérisent la zone de contact, où l'échange de chaleur est possible par conduction thermique à travers ces taches de contact, la conduction thermique à travers le gaz compris dans les cavités et les rayonnements à travers les microcavités entre les surfaces. Tous ces résultats fournissent une relation constitutive homogénéisée pour le comportement thermomécanique de l'interface de contact, tel que indiqué sur la Figure 4. 10. Supposant que les mécanismes évoqués agissent parallèlement à l'interface de contact, sont bien acceptés, ce qui conduit à la relation suivante pour la résistance thermique de contact R d'un élément de zone représentative A_a .

$$\frac{1}{R} = \frac{1}{R_{tache}} + \frac{1}{R_{gaz}} + \frac{1}{R_{radiation}} \quad (4.27)$$

Ou en termes de coefficient thermique \hat{h} (CTC) :

$$\hat{h} = \hat{h}_t + \hat{h}_g + \hat{h}_r \quad (4.28)$$

La relation constitutive du coefficient thermique \hat{h} dépend de plusieurs variables locales qui changent au cours de l'analyse. Ce dernier varie non linéairement en fonction de la pression de contact P_N et des températures T_a des surfaces de contact. Ainsi, en général, le coefficient thermique peut s'écrire comme suit :

$$\hat{h} = \hat{h}_c(P_N, T_1, T_2) \quad (4.29)$$

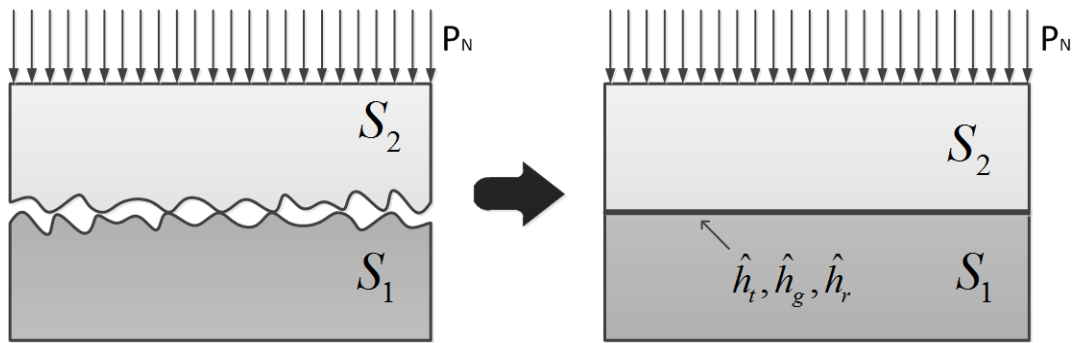


Figure 4. 10 : Homogénéisation des données constitutives de l'interface de contact, [Wri06].

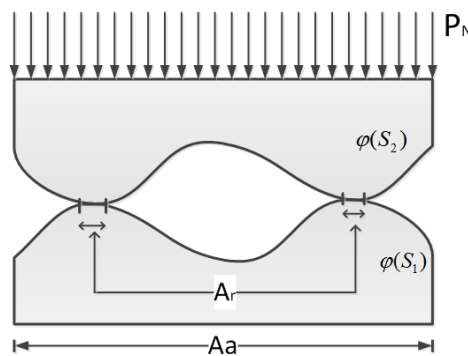


Figure 4. 11 : Conduction thermique à travers les surfaces réelles de contact, [Wri06].

4.3.3.2. Génération de la chaleur par frottement

Lors du contact entre deux corps, le frottement est la deuxième source de chaleur qui peut provoquer un échange thermique à l'interface de contact. Une fraction du travail mécanique de frottement est convertie en chaleur. Par conséquent, ceci donne lieu un échauffement des deux corps en contact, tel que indiqué sur la Figure 4. 12. La densité du flux de chaleur due au frottement \dot{q}_f et les fractions de la densité du flux partant de part et d'autre de l'interface, $\dot{q}_{f \rightarrow S_1}$ et $\dot{q}_{f \rightarrow S_2}$, sont données par les relations suivantes :

$$\begin{aligned} \dot{q}_f &= \eta_f \tau_f V_g \\ \dot{q}_{f \rightarrow S_1} &= \eta_f \tau_f \beta_{S_1} V_g \\ \dot{q}_{f \rightarrow S_2} &= \eta_f \tau_f \beta_{S_2} V_g \end{aligned} \quad (4.30)$$

où η_f est la fraction de travail mécanique de frottement converti en chaleur, généralement elle est considérée égale 1, V_g représente la vitesse de glissement, τ_f est la contrainte de glissement, et β_{S_1} et β_{S_2} sont des coefficients de partage du flux de chaleur dû au frottement (voir le chapitre 3), tel que :

$$\beta_{\rightarrow S_1} + \beta_{\rightarrow S_2} = 1 \quad (4.31)$$

La Figure 4. 12 schématise la partition du flux de chaleur généré par frottement à l'interface de contact entre deux corps.

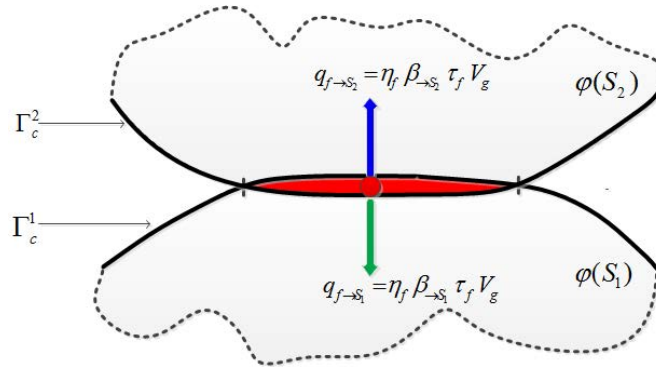


Figure 4. 12 : Partage de la chaleur générée par frottement à l'interface de contact.

4.4. Méthodes de résolution d'un problème de contact

Dans la littérature diverses méthodes sont développées afin de résoudre le problème de contact mécanique. Parmi ces méthodes, trois sont largement utilisées : pénalisation, multiplicateurs de Lagrange et hybrides ou Lagrange augmenté. Nous précisons que les contraintes de contact sont considérées comme des forces extérieures appliquées à l'interface de contact. Ces forces sont calculées à l'aide des équations de contact et de frottement présentées précédemment.

4.4.1. Méthode de la pénalisation

La méthode de pénalisation est souvent utilisée dans la résolution numérique de plusieurs problèmes de contact mécanique, tels que les problèmes de contact rencontrés dans la mise en forme des métaux. Cette méthode est plus facile à implanter dans un code EF, tel que Abaqus/Explicit [Aba09]. Mais, elle présente plusieurs inconvénients comme la résolution d'un système global, méthode non stable à cause du conditionnement de la matrice globale, lié au choix des facteurs de pénalité ainsi que les conditions de contact non satisfaites. Elle fournit des solutions approchées et la précision des résultats obtenus sont fortement influencées par la valeur du coefficient de pénalisation (ε_n).

En utilisant cette méthode, une quantité finie de pénétration, g_N , est suffisante pour générer une force de contact et par conséquent, une pression de contact dans la direction normale. C'est cette méthode qui est adoptée lors de l'implantation des lois d'échange thermique proposées dans le chapitre précédent, via l'interface utilisateur VUINTER du code Abaqus/Explicit.

La condition d'admissibilité de non pénétration de contact normal, représentée sur la Figure 4. 6 est régularisée en utilisant la méthode de pénalisation par l'équation suivante, [Bus09] :

$$\sigma_N = \varepsilon_n \langle g_N \rangle$$

$$\Leftrightarrow \begin{cases} g_N \geq 0 & \sigma_N = \varepsilon_n g_N & \text{Contact} \\ g_N < 0 & \sigma_N = 0 & \text{Non contact} \end{cases} \quad (4.32)$$

où ε_n représente le paramètre de pénalisation normale et $\langle . \rangle$ représente les crochets de Macauley qui indiquent la partie positive de son opérande. Cette régularisation de la loi de contact normal par la méthode de pénalisation est schématisée dans la Figure 4. 13.

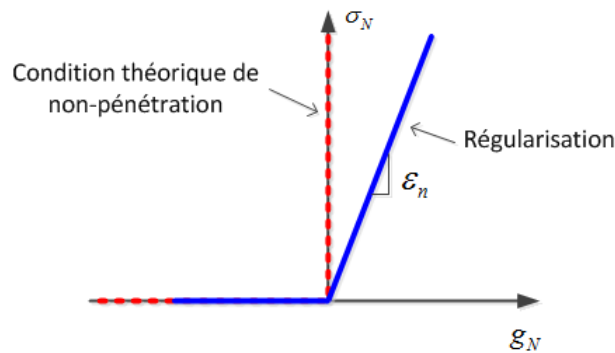


Figure 4. 13 : Régularisation de la loi de contact normal par la méthode de pénalisation.

La Figure 4. 14 illustre la pénétration normale si la condition de non-pénétration n'est pas appliquée.

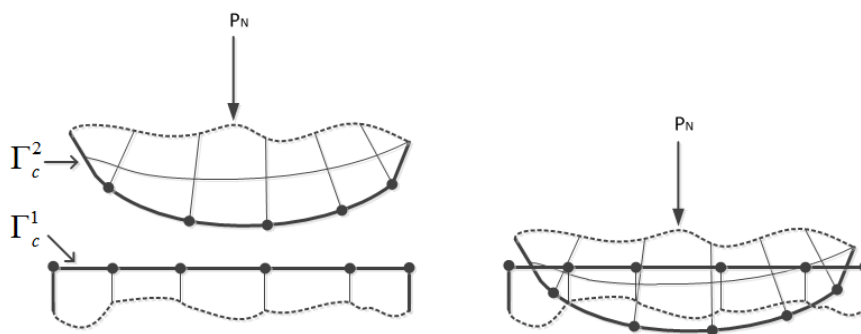


Figure 4. 14 : La pénétration se produit si la condition de non-pénétration n'est pas appliquée, [Pen09].

La Figure 4. 15 illustre l'empêchement de la pénétration normale si la condition de non-pénétration est appliquée.

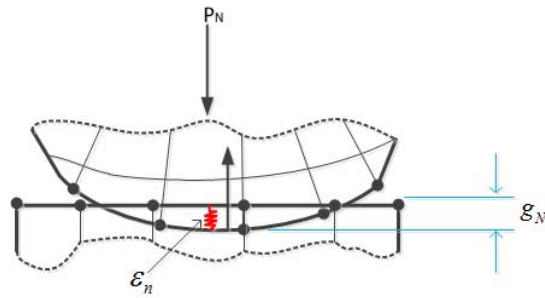


Figure 4. 15 : Rigidité de contact dans la direction normale ou paramètre de pénalité (ε_n), [Pen09].

En contact physique, les corps qui entrent en contact ne s'interpénètrent pas. Par conséquent, la meilleure précision des résultats obtenus oblige à minimiser la valeur de pénétration (g_N). Ainsi, ceci implique naturellement que la valeur du coefficient de pénalisation ou la rigidité de contact, devrait être très élevée. Mais, une valeur trop grande du coefficient de pénalisation engendre des difficultés de convergence du calcul. Or, une valeur faible de ce coefficient (rigidité de contact) mène généralement à des résultats satisfaisants, mais avec un coût d'une convergence très lente, tandis qu'une valeur trop grande mène habituellement à une convergence oscillante, voire souvent à une franche divergence. En effet, même une légère pénétration générera une force de contact excessive, qui va séparer les surfaces en contact à l'itération suivante, tel que indiqué sur la Figure 4. 16.

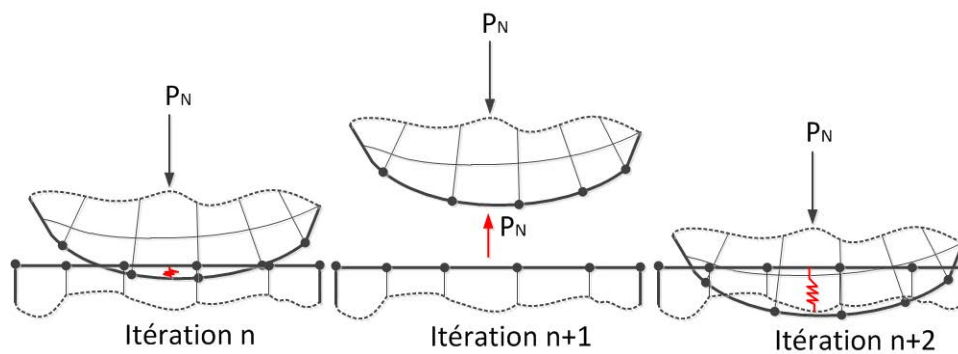


Figure 4. 16 : Oscillations dans la convergence du problème de contact à cause d'une valeur du coefficient de pénalisation très élevée, [Pen09].

La condition d'admissibilité de non pénétration du contact tangentiel, représentée sur la Figure 4. 8 est régularisée en utilisant la méthode de pénalisation par l'équation suivante, [Bus09] :

$$\begin{aligned}
 & f = \|\tau_f\| - \tau_g \leq 0, \quad \zeta \geq 0 \\
 \Leftrightarrow & \begin{cases} f < 0 & V_g = \frac{1}{\varepsilon_t} \mathcal{L}_v \tau_f & \text{Adhérence} \\ f = 0 & V_g - \zeta \frac{\tau_f}{\|\tau_f\|} = \frac{1}{\varepsilon_t} \mathcal{L}_v \tau_f \text{ avec } \zeta \geq 0 & \text{Glissement} \end{cases} \quad (4.33)
 \end{aligned}$$

où ε_t représente le paramètre de pénalisation tangentielle, \mathcal{L}_v est l'opérateur dérivé de **Lie**.

Cette régularisation est schématisée sur la Figure 4. 17.

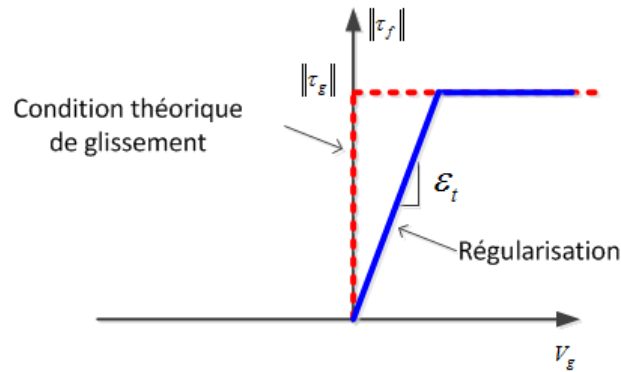


Figure 4. 17 : Régularisation de la loi de contact tangentielle par la méthode de pénalisation.

Dans l'objectif de remédier aux limites de cette méthode, et notamment pour pouvoir respecter les conditions d'admissibilité d'un contact physique, une autre méthode a été envisagée, celle des multiplicateurs de Lagrange.

4.4.2. Méthode des multiplicateurs de Lagrange

Le principe de base de cette méthode de résolution de contact est d'introduire des inconnues supplémentaires, appelés les multiplicateurs de Lagrange, λ , pour résoudre le système d'équilibre avec problème de contact. Ces derniers représentent les forces empêchant toute interpénétration à l'interface de contact. Ce champ, λ , est décomposé en une partie normale à la surface de contact, λ_N , et une partie tangentielle, λ_T , tel que [Bus09]:

$$\lambda = -\lambda_N n + \lambda_T \quad (4.34)$$

Dans cette méthode, le déplacement relatif normal et la pression de contact sont considérés comme deux variables carrément indépendantes. Les contraintes et les conditions d'impénétrabilité peuvent être satisfaites (Figure 4. 18), la pression de contact déterminée précisément si une formulation mathématique appropriée du problème est utilisée. Cependant, cette méthode implique souvent des matrices de rigidité plus lourdes et par

conséquent, des temps de calcul plus importants. De plus, la matrice de rigidité est souvent mal conditionnée. Le système à résoudre s'écrit :

$$[K]\{u\} = \{F_{ext}\} + \{F_{contact}\} \quad (4.35)$$

où $[K]$ désigne la matrice de rigidité de la structure considérée, $\{u\}$ le vecteur des déplacements nodaux, $\{F_{ext}\}$ le vecteur des efforts extérieurs et $\{F_{contact}\}$ le vecteur des efforts de contact et de frottement initialement inconnus.

La condition d'admissibilité de non pénétration du contact normal, représentée sur la Figure 4. 6 est régularisée en utilisant la méthode des multiplications de Lagrange par l'équation suivante, [Bus09] :

$$\begin{aligned}
 &g_N \leq 0 && \lambda_N \geq 0 \\
 \Leftrightarrow &\begin{cases} g_N = 0 \\ g_N < 0 \end{cases} && \begin{cases} \lambda_N > 0 \\ \lambda_N = 0 \end{cases} && \begin{array}{l} \text{Contact} \\ \text{Non contact} \end{array}
 \end{aligned} \quad (4.36)$$

La condition d'admissibilité de non pénétration de contact tangentielle, représentée sur la Figure 4. 8, est régularisée en utilisant la méthode des multiplicateurs de Lagrange par l'équation suivante, [Bus09] :

$$\begin{aligned}
 &f = \|\lambda_T\| - \tau_g \leq 0, \quad \zeta \geq 0 \\
 \Leftrightarrow &\begin{cases} f < 0 \\ f = 0 \end{cases} && \begin{cases} V_g = 0 \\ V_g - \zeta \frac{\lambda_T}{\|\lambda_T\|} = 0 \text{ avec } \zeta \geq 0 \end{cases} && \begin{array}{l} \text{Adhérence} \\ \text{Glissement} \end{array}
 \end{aligned} \quad (4.37)$$

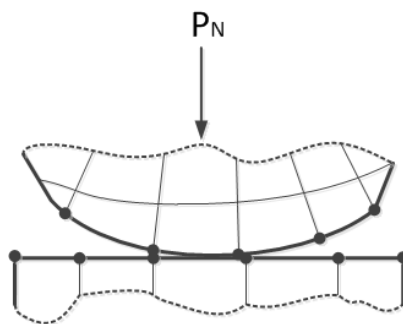


Figure 4. 18 : Un degré de liberté auxiliaire (pression de contact) est ajouté pour satisfaire la condition d'impénétrabilité, [Pen09].

Bien que cette méthode respecte parfaitement les conditions d'admissibilité de non pénétration, elle est cependant moins utilisée que la méthode de pénalisation. En effet, cette méthode introduit de nouvelles variables et la résolution du système d'équations engendré est beaucoup plus complexe, ce qui représente un inconvénient majeur de cette

méthode. D'où la volonté d'unir dans une même procédure les avantages des deux méthodes (pénalisation et lagrangien) pour obtenir une méthode hybride, appelé méthode de lagrangien augmenté.

4.4.3. Méthodes mixtes ou hybrides

Pour pallier les problèmes évoqués précédemment, Fortin [For83] ont proposé une méthode hybride, appelée la méthode du Lagrangien augmenté. Cette dernière est la combinaison des deux méthodes précédentes, pénalisation et multiplicateurs de Lagrange. La méthode du lagrangien augmenté présente plusieurs avantages. Parmi ces avantages, elle respecte quasi exactement les conditions d'admissibilité de non-pénétration (équation (4.18)) sans ajouter des degrés de liberté supplémentaires. Dans ce cas, les multiplicateurs de Lagrange sont considérés comme des paramètres qui sont évalués par la méthode de pénalisation. Ainsi, les multiplicateurs de Lagrange, λ , sont introduits comme des paramètres auxquels une composante de pénalisation est ajoutée, pour obtenir les forces de contact. Cette méthode permet de calculer plusieurs fois le pas de temps en corrigeant les forces de contact (augmentation) pour obtenir une pénétration (g_N) inférieure à une tolérance donnée.

La condition d'admissibilité de non pénétration de contact normal, représentée sur la Figure 4. 6, est régularisée en utilisant la méthode de Lagrangien augmenté par l'équation suivante, [Bus09] :

$$\begin{aligned} \sigma_N &= \langle \lambda_N + \varepsilon_n g_N \rangle \\ \Leftrightarrow \begin{cases} \lambda_N + \varepsilon_n g_N \geq 0 \\ \lambda_N + \varepsilon_n g_N < 0 \end{cases} & \begin{cases} \sigma_N = \lambda_N + \varepsilon_n g_N \\ \sigma_N = 0 \end{cases} & \begin{matrix} \text{Contact} \\ \text{Non contact} \end{matrix} \end{aligned} \quad (4.38)$$

La condition d'admissibilité de non pénétration de contact tangentiel, représentée sur la Figure 4. 8, est régularisée en utilisant la méthode de Lagrangien augmenté par l'équation suivante, [Bus09] :

$$\begin{aligned} f = \|\tau_f\| - \tau_g \leq 0, \quad \varsigma \geq 0 \\ \Leftrightarrow \begin{cases} f < 0 \\ f = 0 \end{cases} & \begin{cases} V_g = \frac{1}{\varepsilon_t} (\mathcal{L}_v \tau_f - \mathcal{L}_v \lambda_T) \\ V_g - \varsigma \frac{\tau_f}{\|\tau_f\|} = \frac{1}{\varepsilon_t} (\mathcal{L}_v \tau_f - \mathcal{L}_v \lambda_T) \text{ avec } \varsigma \geq 0 \end{cases} & \begin{matrix} \text{Adhérence} \\ \text{Glissement} \end{matrix} \end{aligned} \quad (4.39)$$

La méthode du lagrangien augmentée combine alors les avantages de la méthode des multiplicateurs de Lagrange et ceux de la méthode de pénalisation. En effet, elle permet d'obtenir les conditions d'admissibilité de non pénétration lorsque les multiplicateurs de Lagrange sont égaux aux forces de contact ou lorsque les coefficients de pénalisation

tendent vers l'infini. De plus, le choix des paramètres de pénalisation n'a pas vraiment d'influence sur les résultats. L'avantage de cette méthode est de permettre l'utilisation de coefficients de pénalisation plus faibles. Elle évite les problèmes engendrés par le choix de coefficients de pénalisation trop élevés. De plus, elle autorise le contrôle de la qualité de la solution grâce à l'augmentation des multiplicateurs de Lagrange. Néanmoins, une valeur trop faible des coefficients de pénalisation peut engendrer des temps de calcul très importants en raison de la faible vitesse de convergence. Des coefficients de pénalisation trop grands provoquent, comme avec la méthode de pénalisation, des oscillations dans la convergence de la solution de contact (contact/non contact). Ces oscillations peuvent soit rendre le calcul plus long soit rendre la résolution impossible. Ainsi, le choix des coefficients de pénalisation peut rendre cette approche moins bien adaptée que celle de la pénalisation ou celle des multiplicateurs de Lagrange.

4.5. Implantation d'un contact thermomécanique dans Abaqus via l'interface VUINTER

L'implantation des lois d'échanges thermiques proposées dans le chapitre précédent est motivée par le fait que dans le code utilisé (Abaqus) il n'est pas possible d'introduire une dépendance du CPC des conditions de coupe, notamment de la vitesse de coupe, qui a un impact considérable sur le partage de la chaleur à l'interface outil-pièce. Afin d'implanter la loi d'évolution du CPC, nous développons dans cette section l'interface utilisateur VUINTER du code Abaqus/Explicit [Aba09], qui permet une grande flexibilité quant à la définition des paramètres thermomécaniques du contact. Par la suite, cette interface sera validée en définissant des cas tests simples. A la fin de ce chapitre, l'implantation des lois d'échange thermique proposées sera abordée, en réajustant les paramètres de ces lois de telle sorte à fiter au mieux les valeurs du flux de chaleur transmis dans l'outil estimées par l'approche inverse.

4.5.1. Développement de l'interface VUINTER du code Abaqus/Explicit

L'interface VUINTER du code Abaqus/Explicit permet de définir le comportement thermomécanique à l'interface de contact entre deux solides rigides ou déformables. Cette interface est utilisée uniquement avec la méthode de pénalisation, décrite dans la Section 4.4.1. L'utilisation de la VUINTER entraîne la désactivation des lois de contact existantes dans le code. Par conséquent, il faut définir tout le comportement à l'interface de contact : mécanique (contrainte normale et tangentielle) et thermique (flux de chaleur transmis de part et d'autre de l'interface de contact), et avec le couplage thermomécanique entre les deux s'il existe (ex. flux de chaleur dû au frottement).

Le Tableau 4. 2 donne l'algorithme d'implantation du contact thermomécanique dans l'interface VUINTER du code Abaqus/Explicit. La première étape consiste à récupérer des variables de contact et des paramètres des lois à introduire. Les valeurs des paramètres

(constantes) des lois programmées dans la VUINTER sont introduites via le fichier de données (nom_fichier.inp). Par la suite, une boucle sur les nœuds en contact est lancée, où pour chaque nœud des grandeurs mécaniques (contraintes normale et tangentielle, énergie de frottement et vitesse de glissement) et thermiques (densité des flux de chaleur) sont à calculer. Ces grandeurs seront ensuite transmises via les arguments de la VUINTER vers le code pour les calculs suivants et le stockage (post traitement). Pour plus de clarté, un organigramme général de l'interface VUINTER est donné par la Figure 4. 19.

-
- (I) Entrée dans la VUINTER
 - (I) Variables d'entrée :
 1. Paramètre de pénalisation (ε_n)
 2. Paramètres de la loi de frottement
 3. Paramètres de la loi d'échange thermique
 4. Aire de contact élémentaire (nodale)
 5. Ecart relatif entre deux surfaces en contact dans la direction normale (g_N)
 6. Ecart relatif entre deux surfaces en contact dans la direction tangentielle (g_T)
 7. Températures nodales
 - (II) Variables de sortie :
 1. Pression de contact (σ_n)
 2. Contrainte de glissement (τ_g)
 3. Flux thermique slave (\dot{q}_{slave}) et flux thermique master (\dot{q}_{master})
 4. Energie dissipée par frottement (optionnel)
 - (II) Boucle sur les nœuds de la surface slave
 - (III) Contact/pénétration
 1. Calcul de pression de contact (utilisation du paramètre de pénalisation)
 2. Calcul de la contrainte de glissement (loi de frottement)
 3. Calcul de la vitesse de glissement
 4. Application du bilan thermique
 - i. Calcul du CTC
 - ii. Calcul du CPC (constant ou par la loi proposée, fonction de la vitesse de glissement nodale)
 - iii. Calcul des flux thermiques slave et master
 - (IV) Non contact/séparation
 1. Pression de contact nul
 2. Contrainte de glissement nul
 3. Flux thermiques slave et master nuls
 - (V) Fin de la boucle
 - (III) Sortie de la VUINTER
-

Tableau 4. 2 : Algorithme d'implantation du contact thermomécanique dans l'interface VUINTER du code Abaqus/Explicit.

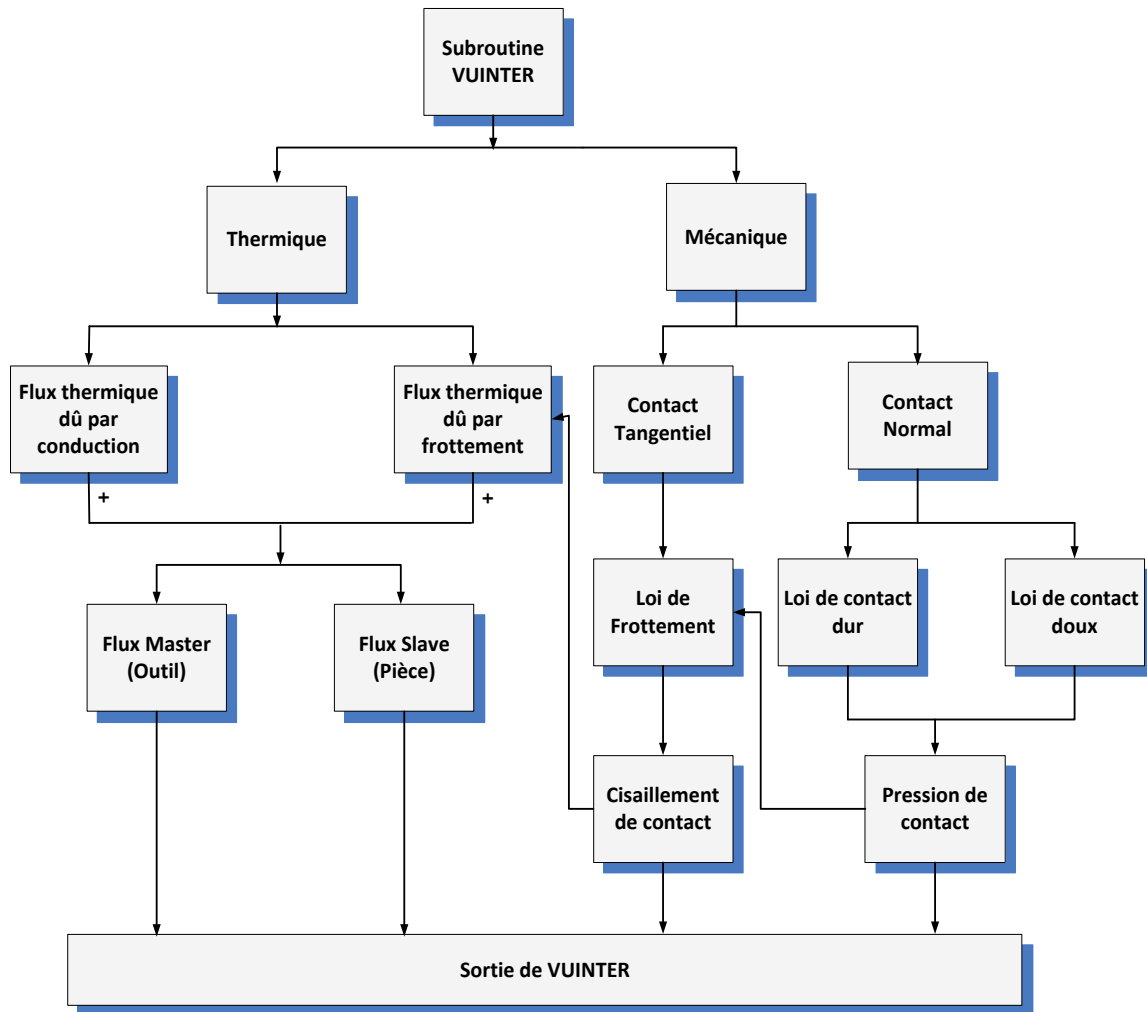


Figure 4. 19 : Organigramme général de l'interface VUINTER.

4.5.2. Validation de l'interface VUINTER avec des cas tests

4.5.2.1. Validation du comportement mécanique à l'interface de contact

Un test de validation du comportement mécanique à l'interface de contact a été défini. Il s'agit de valider l'implantation du modèle de frottement (loi de Coulomb avec limitation). Le test consiste à faire glisser un bloc déformable thermo-élastiquement sur une plaque déformable thermo-élastiquement, tel que indiqué sur la Figure 4. 20. Les paramètres thermomécaniques du matériau utilisé pour les deux blocs sont regroupés dans le Tableau 4. 3. Les échanges thermiques ne sont pas pris en compte dans ce cas. Ce test de validation numérique a été déjà utilisé par Wriggers ([Wri91] et [Wri94]) et Adam [Ada03].

La plaque est encadrée sur sa face inférieure et le bloc supérieur est soumis à une vitesse imposée ($V_x = 1\text{m/s}$) à sa surface supérieure sur une longueur de 10 mm. Au cours du déplacement du bloc supérieur, une pression constante de 10 MPa lui est imposée afin de générer une contrainte de frottement à l'interface de contact qui s'oppose au mouvement.

Les deux pièces sont maillées avec des EF de type CPE4RT d'Abaqus, avec un seul EF pour le bloc supérieur (bloc mobile) et 10 EF pour la plaque (bloc fixe).

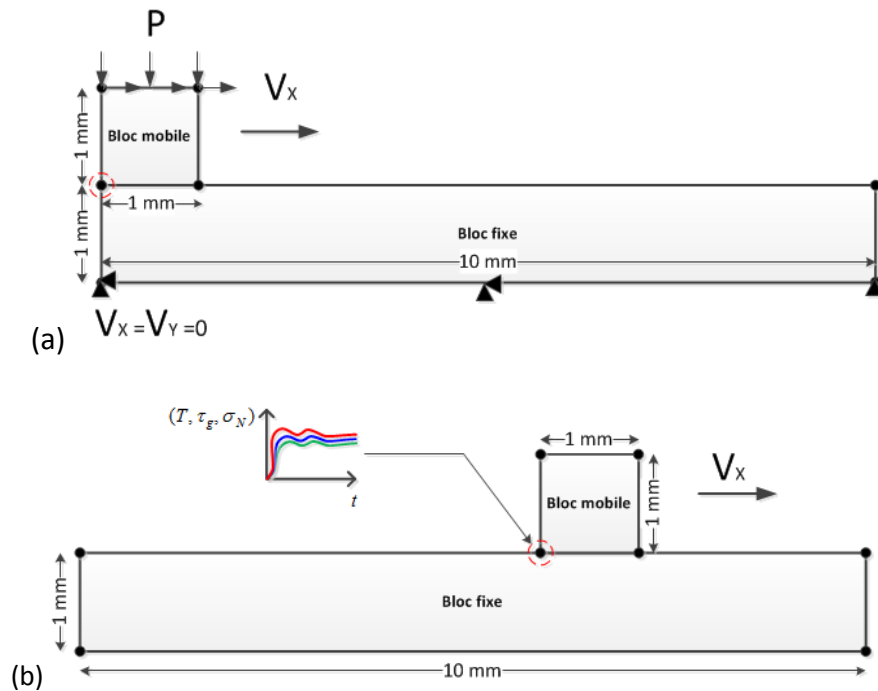


Figure 4. 20 : (a) Test de validation du comportement mécanique à l'interface de contact et (b) nœud choisi pour représenter l'évolution des paramètres de l'interface.

Propriétés thermomécaniques	Valeurs
Module de Young (MPa)	534000
Coefficient de Poisson	0,22
Densité masse volumique (tonne/mm ³)	1,19 E ⁻⁰⁸
Conductivité thermique (mW/mm/°C)	50
Capacité thermique (mJ/g/°C)	4 E ⁺⁰⁸
Coefficient de frottement	0.1
Coefficient de partage de la chaleur (β)	0.9 (90% vers le bloc mobile)
Coefficient de transfert thermique (mW/mm ² /°C)	100

Tableau 4. 3 : Propriétés thermomécaniques relatives aux deux blocs de contact.

Des grandeurs locales à l'interface de contact ont été évaluées (pression de contact, contrainte de glissement). La Figure 4. 21 (a) illustre la comparaison entre l'évolution de la pression de contact calculée par Abaqus/Explicit et celle obtenue en utilisant l'interface VUINTER au nœud indiqué sur la Figure 4. 20 (b). Nous constatons que la pression de contact obtenue par la VUINTER est beaucoup plus stable que celle obtenue par Abaqus/Explicit. Les fluctuations sur les courbes sont dues principalement au paramètre de pénalisation de la méthode de résolution de contact utilisée (méthode de pénalisation). Mais globalement nous trouvons le même niveau de la pression de contact. Une comparaison de l'évolution de

la contrainte de glissement au même nœud (voir Figure 4. 21 (a)) montre que la VUINTER reproduit bien le comportement mécanique à l'interface de contact. Également, la comparaison entre le calcul d'Abaqus et celui de la VUINTER montre que le champ de contrainte est quasiment le même, tel que indiqué sur la Figure 4. 22. Ainsi, la partie mécanique (loi de frottement) de la VUINTER est validée par ce cas test.

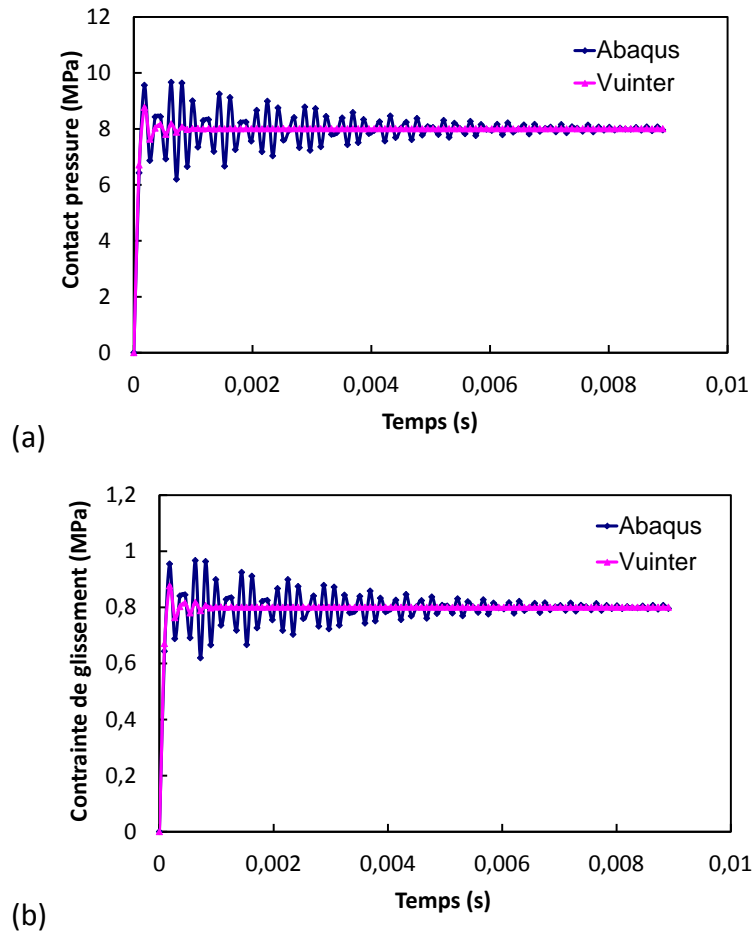


Figure 4. 21 : Comparaison (a) de la pression de contact et (b) de la contrainte de glissement.

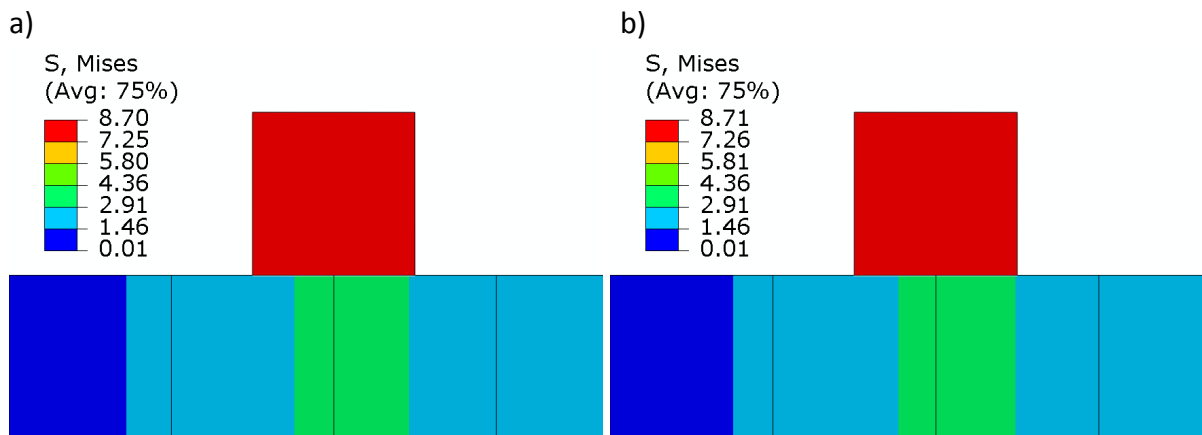


Figure 4. 22 : Distribution de la contrainte de Von Mises en utilisant la loi de frottement de Coulomb ($\mu = 0,1$) : (a) Abaqus et (b) VUINTER.

4.5.2.2. Validation du transfert thermique à l'interface de contact – transfert thermique par conduction

Pour valider le comportement purement thermique de l'interface utilisateur VUINTER, un modèle simple du transfert thermique par conduction à l'interface de contact entre deux blocs immobiles a été défini, tel que illustré sur la Figure 4. 23. Les deux blocs en contact sont maintenus à une même température initiale T_0 de (25°C). Le chargement thermique consiste à imposer une température T_1 de (100°C) sur la face supérieure du Bloc-1, de telle sorte à créer un gradient de température. Chaque bloc est maillé avec un seul EF de type CPE4RT.

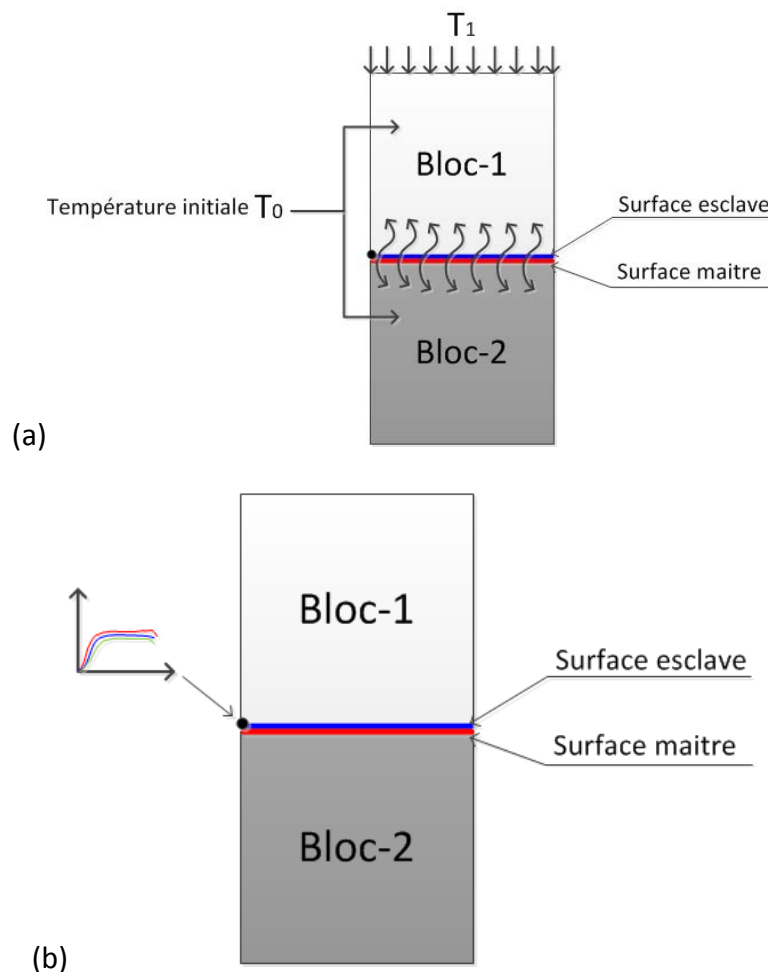


Figure 4. 23 : (a) Test de validation du comportement thermique à l'interface de contact et (b) nœud choisi pour représenter l'évolution des paramètres de l'interface.

La comparaison de l'évolution de la température, au nœud indiqué sur la Figure 4. 23 (b), entre Abaqus et VUINTER montre que le transfert thermique par conduction est bien reproduit par la VUINTER, comme on peut le constater sur les courbes de la Figure 4. 24. Également, la comparaison entre le calcul d'Abaqus et celui de la VUINTER montre que le

champ de température est quasiment le même, tel que indiqué sur la Figure 4. 25. Ainsi, la partie purement thermique de la VUINTER est validée par ce test.

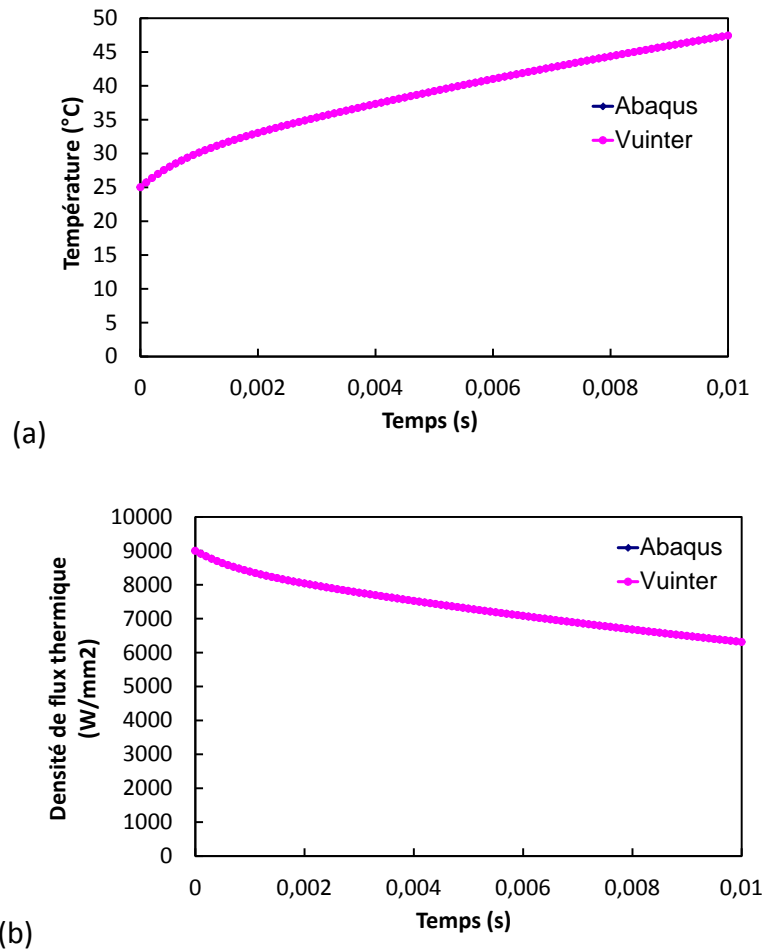


Figure 4. 24 : Comparaison Abaqus vs. VUINTER : (a) température nodale et (b) densité du flux thermique.

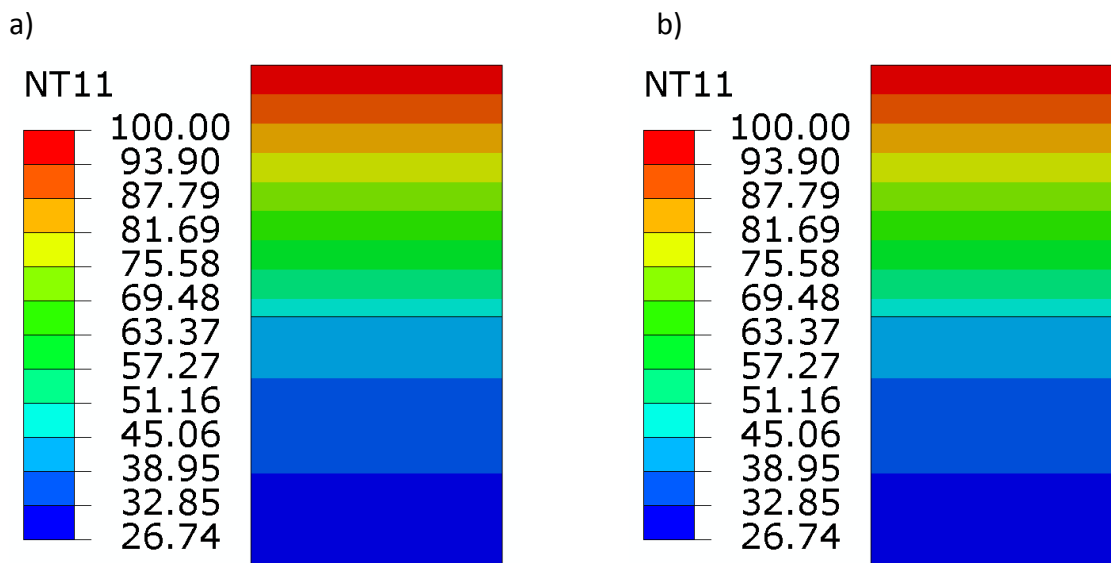


Figure 4. 25 : Champs de température obtenus par (a) Abaqus et (b) VUINTER.

4.5.2.3. Validation du couplage thermomécanique à l'interface de contact

Pour valider le couplage thermomécanique à l'interface de contact entre deux solides, le premier test de validation a été considéré avec les mêmes conditions de chargement. Dans ce test, le partage de la chaleur générée par frottement à l'interface de contact a été pris en compte. Ainsi, en plus de la contrainte normale et tangentielle (de glissement) à calculer dans la VUINTER, les flux de chaleur transmis de part et d'autre de l'interface de contact sont à calculer.

La Figure 4. 26 (a) montre que la VUINTER et Abaqus donnent quasiment la même évolution de la température et de la densité du flux de chaleur au nœud considéré. Également, la comparaison entre le calcul d'Abaqus et celui de la VUINTER montre que le champ de contrainte (Figure 4. 27) et le champ de température (Figure 4. 28) sont quasiment les mêmes. Ainsi, le couplage thermomécanique (chaleur générée par frottement) implémenté dans la VUINTER est validé par ce cas test.

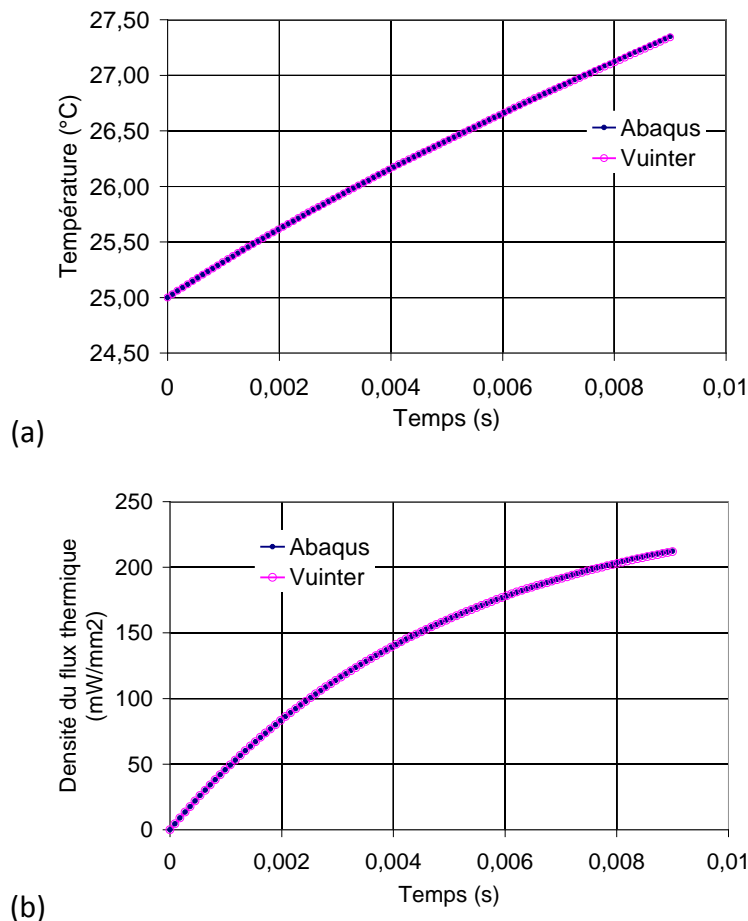


Figure 4. 26 : Comparaison Abaqus vs. VUINTER : (a) température nodale et (b) densité du flux thermique.

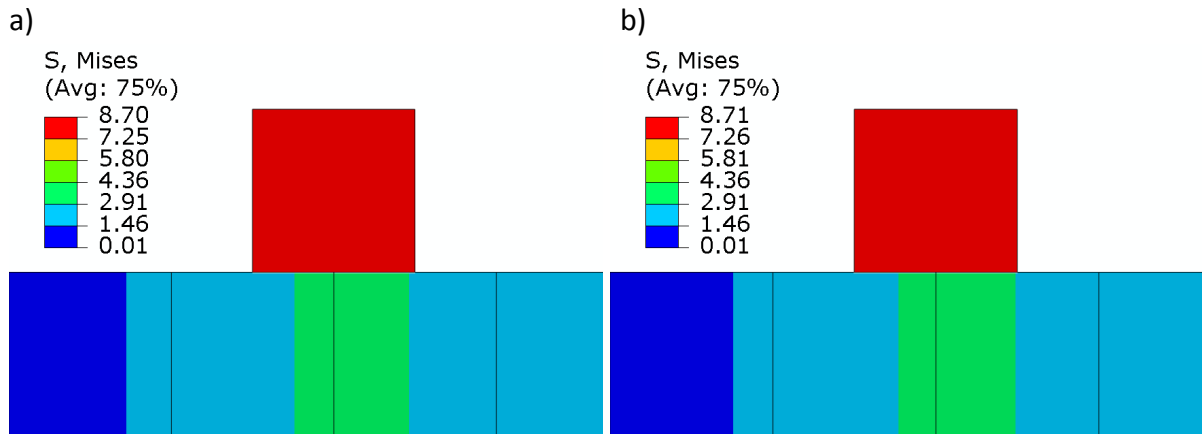


Figure 4. 27 : Distribution de la contrainte de Von Mises : (a) Abaqus et (b) VUINTER.

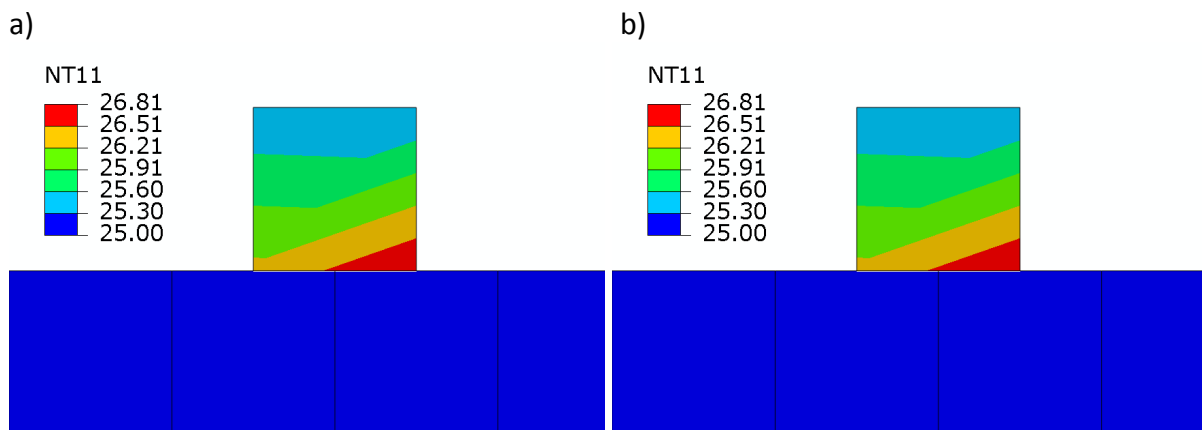


Figure 4. 28 : Distribution de la température : (a) Abaqus et (b) VUINTER.

4.6. Implantation des lois d'échange thermique proposées dans Abaqus via la VUINTER

4.6.1. Démarche d'implantation

Dans le chapitre 3 (Section 3.5.4) deux lois multi-branches d'évolution du CPC pour un CTC fixe, une en fonction de la vitesse de coupe et l'autre en fonction de la vitesse de glissement à l'interface de contact outil-pièce, ont été proposées. Les paramètres de ces lois ont été identifiés de telle sorte que le flux de chaleur transmis dans l'outil obtenue par le modèle EF soit égal à celui estimé par l'approche inverse. Ces lois ne peuvent être utilisées dans le code Abaqus, il faut donc les implanter pour pouvoir les utiliser pour la simulation du processus de la coupe en usinage.

L'implantation, via la VUINTER du code Abaqus/Explicit, de la loi d'évolution du CPC revient à implanter les équations donnant le flux de chaleur transmis de part et d'autre de l'interface de contact :

$$\begin{aligned} \dot{q}_{\rightarrow outil} &= \eta_f \beta_{outil} \tau_f V_g + h(T_{outil} - T_{piece}) \\ \dot{q}_{\rightarrow piece} &= \eta_f (1 - \beta_{outil}) \tau_f V_g - h(T_{outil} - T_{piece}) \end{aligned} \quad (4.40)$$

avec le CPC donné par la loi d'évolution proposée, rappelée ci-dessous :

$$\beta_{\rightarrow outil}(V_g) = \begin{cases} \beta_0 & \text{si } 0 \leq V_g < V_{g1}^0 \\ \alpha_g V_g + g & \text{si } V_{g1}^0 \leq V_g < V_{g2}^0 \\ \beta_{gd} + (\beta_{gs} - \beta_{gd}) \exp(-d_g V_g) & \text{si } V_g \geq V_{g2}^0 \end{cases} \quad (4.41)$$

Pour calculer la source de chaleur due au frottement, intervenant dans l'équation (4.40), la loi de frottement de Coulomb-Orowan, équation (4.25), a été implémentée dans la VUINTER.

Egalement, le CTC intervenant dans l'équation (4.40) est calculé par la relation suivante :

$$h = \begin{cases} h_{\max} & \text{si } \sigma_N \geq 0 \text{ ou } g_N \geq 0 \\ h_{\max} \left(\frac{g_N}{c_0} + 1 \right) & \text{si } -c_0 \leq g_N < 0 \text{ ou } \sigma_N = 0 \\ 0 & \text{si } g_N < -c_0 \text{ ou } \sigma_N = 0 \end{cases} \quad (4.42)$$

avec σ_N la contrainte normale et g_N est la distance de pénétration, h_{\max} et c_0 sont des constantes de l'expression du CTC, donnés dans le Tableau 4. 4.

$h_{\max} [kW / m^2 / ^\circ C]$				c_0
0	100	200	300	0,001

Tableau 4. 4 : Paramètres de la relation du CTC.

4.6.2. Résultats de l'implantation : comparaison des flux numériques et expérimentaux

Les essais de la coupe orthogonale, consistant à faire varier la vitesse de coupe de 60 à 500 m/min ont été simulés dans Abaqus/Explicit en utilisant la VUINTER, où la loi d'évolution du CPC en fonction de la vitesse de glissement est implémentée. Après post traitement, le flux de chaleur transmis dans l'outil calculé pour chaque vitesse de coupe a été comparé à celui estimé par l'approche inverse. Les écarts obtenus ont conduit à réajuster les paramètres de la loi d'évolution du CPC. Après réajustement des paramètres, les nouveaux paramètres utilisés sont rapportés dans le Tableau 4. 5 pour la loi du CPC exprimée en fonction de la vitesse de coupe et dans le Tableau 4. 6 pour la loi du CPC exprimée en fonction de la vitesse de glissement. La loi du CPC exprimée en fonction de la vitesse de coupe est rappelée ci-dessous :

$$\beta_{\rightarrow outil}(V_c) = \begin{cases} \beta_0 & \text{si } 0 \leq V_c < V_{c1}^0 \\ \alpha_c V_c + c & \text{si } V_{c1}^0 \leq V_c < V_{c2}^0 \\ \beta_{cd} + (\beta_{cs} - \beta_{cd}) \exp(-d_c V_c) & \text{si } V_c \geq V_{c2}^0 \end{cases} \quad (4.43)$$

h [mW / mm ² / °C]	V_{c1}^0 [m / min]	V_{c2}^0 [m / min]	β_0	Branche linéaire		Branche exponentielle		
				α_c	c	β_{cd}	β_{cs}	d_c
0	65	95	0,44	0,007	-0,015	0,15	1,27	0,0086
100			0,26	0,011	-0,470	0,12	1,25	0,0090
200			0,09	0,015	-0,900	0,08	1,23	0,0095
300			0,02	0,016	-1,020	0,06	1,56	0,0130

Tableau 4. 5 : Paramètres identifiés de la loi du CPC exprimée en fonction de la vitesse de coupe.

h [mW / mm ² / °C]	V_{g1}^0 [m / min]	V_{g2}^0 [m / min]	β_0	Branche linéaire		Branche exponentielle		
				α_g	g_0	β_{gd}	β_{gs}	d_g
0	40,95	59,85	0,44	0,011	-0,015	0,15	1,27	0,0136
100			0,26	0,0174	-0,470	0,12	1,25	0,0142
200			0,09	0,0238	-0,900	0,08	1,23	0,0150
300			0,02	0,0253	-1,020	0,06	1,56	0,0200

Tableau 4. 6 : Paramètres identifiés de la loi du CPC exprimée en fonction de la vitesse de glissement.

Comme il peut être constaté sur la Figure 4. 29, pour chaque valeur du CPC (0, 100, 200 et 300 kW/m²/°C) la courbe d'évolution du flux numérique en fonction de la vitesse de coupe est comparable à celle obtenue par l'approche inverse avec un pourcentage d'erreur de 5 à 10%.

En conséquence, cette dernière étape des travaux réalisés a permis de valider totalement sur un cas d'usinage l'implantation via l'interface VUINTER d'Abaqus/Explicit des lois d'échange thermique proposées. Désormais, il est possible d'utiliser un CPC dépendant des conditions de coupe pour simuler le processus de la coupe en usinage.

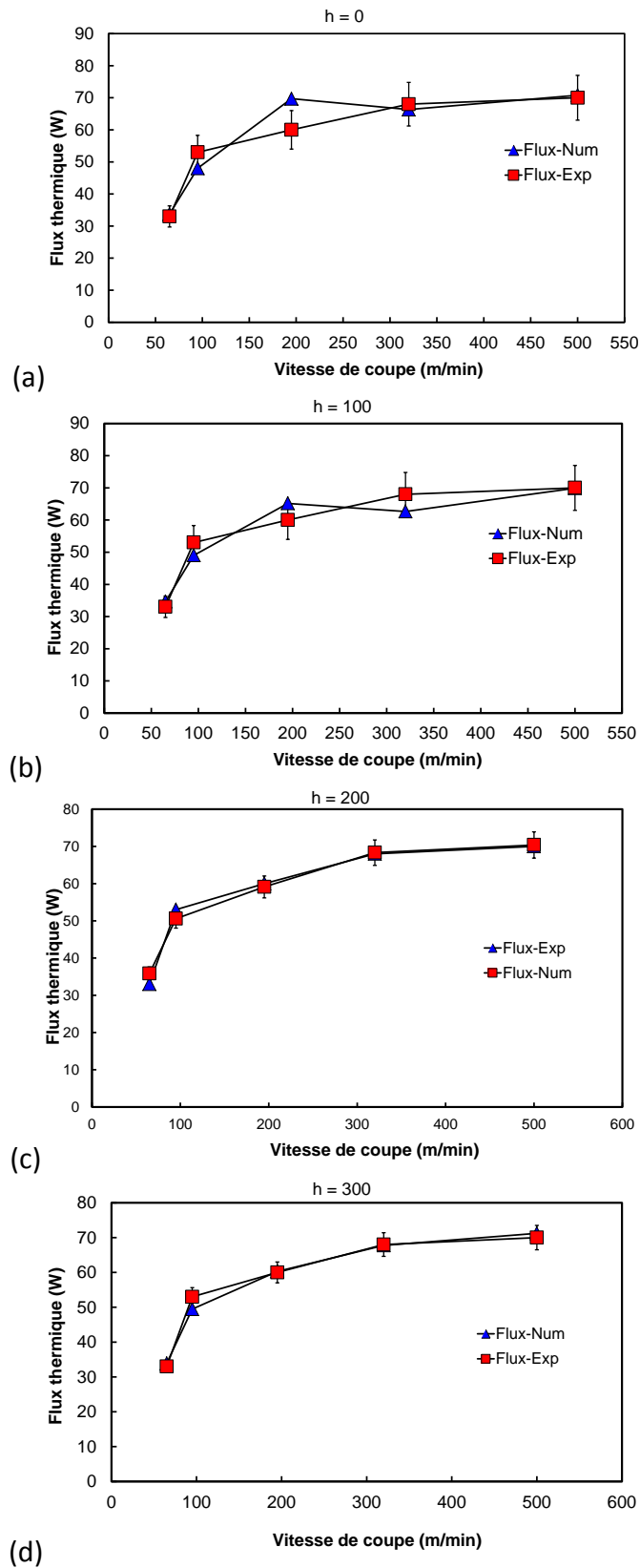


Figure 4. 29 : Comparaison entre les flux numériques et expérimentaux pour différentes valeurs du CTC.

4.7. Conclusion

Dans ce dernier chapitre, l'interface utilisateur VUINTER du code Abaqus/Explicit a été utilisée pour l'implantation du comportement thermomécanique à l'interface de contact outil-pièce. En première étape, uniquement des comportements existants dans le code Abaqus/Explicit, afin de valider les différentes parties de la VUINTER, ont été introduits. L'implantation a été validée en choisissant des cas tests adéquats (mécanique, thermique et thermomécanique).

En deuxième étape, constituant l'objectif proprement dit de ce chapitre, la loi d'évolution du CPC en fonction de la vitesse de glissement, proposée et identifiée dans le chapitre 3, a été implémentée dans le code Abaqus/Explicit via l'interface VUINTER. Des essais d'usage en configuration de coupe orthogonale, consistant à faire varier la vitesse de coupe, ont été simulés dans Abaqus/Explicit en utilisant l'interface VUINTER. Les résultats numériques du flux thermique transmis dans l'outil de coupe obtenus en utilisant la VUINTER sont comparables à ceux obtenus par l'approche inverse. Ceci est rendu possible après réajustement des paramètres identifiés de la loi du CPC proposée.

Ainsi, l'implantation de la loi proposée pour le CPC, en fixant la valeur du CTC, dans le code Abaqus/Explicit via la VUINTER permettra une grande flexibilité quant à la simulation du processus de la coupe pour le couple outil-matière considérée (WC-Co/AA2024-T351). En effet, il n'est pas nécessaire d'intervenir pour définir la valeur du CPC lors du changement de la vitesse de coupe, le programme VUINTER déterminera automatiquement la valeur adéquate correspondant à la vitesse de glissement local à l'interface de contact.

Si le flux de chaleur évolue de la façon indiquée par l'approche inverse (loi de forme exponentielle saturante) pour un couple outil-pièce donné, il est possible d'appliquer la VUINTER développée, après identification des paramètres de la loi d'évolution du CPC. Mais il est tout à fait possible de définir d'autres lois d'échange thermique fittant au mieux les flux estimés par l'approche inverse et de les introduire par la suite dans la VUINTER. Ceci donnera un large choix de lois à l'utilisateur pour simuler correctement le processus de la coupe.

Enfin, comme perspective, il est important de signaler qu'il est fortement souhaitable de faire varier des paramètres de la coupe autres que la vitesse de coupe (ex. avance, angle de coupe) pour pouvoir valider plus les lois proposées et l'implantation mise en place.

Conclusion générale et perspectives

A travers le premier chapitre, la revue bibliographique assez complète sur les aspects expérimentaux et théoriques du processus de la coupe en usinage a mis en évidence l'évolution qu'a connue ce domaine de recherche, pluridisciplinaire par essence. De nombreux modèles ont été développés dans la littérature afin d'étudier localement le processus de la coupe. La modélisation numérique utilisant la méthode des éléments finis est l'approche la plus utilisée ces dernières années pour représenter le processus de mise en forme par enlèvement de matière. Ceci est rendu possible grâce aux avancées réalisées dans la mise en place de codes de calcul par EF robustes. Les travaux de cette thèse sont principalement réalisés en utilisant le code de calcul par EF Abaqus/Explicit. Ainsi, une modélisation par EF du processus de la coupe a été développée. Le phénomène de segmentation des copeaux a été analysé grâce à l'introduction d'un nouveau paramètre (Rapport d'Intensité de Segmentation) permettant de le quantifier.

Par la suite, dans ce travail de thèse, nous avons abordé une problématique importante en usinage, à savoir les échanges thermiques à l'interface de contact outil-copeau qui contribuent entre autres à la dégradation de la face de coupe de l'outil. Il est bien connu que l'usure prématurée des outils de coupe est la conséquence de l'échauffement de l'outil à l'interface de contact, en plus de l'action mécanique du couple copeau-pièce sur l'outil. Cet échauffement est principalement dû au frottement intense et à la déformation plastique dans la zone de coupe (zones de cisaillement secondaire et tertiaire). Par conséquent, l'échange thermique outil-copeau représente un verrou scientifique important à lever. Un des points importants de la thèse est la mise en place d'une procédure d'identification hybride (analytique/numérique) permettant d'estimer le flux thermique transmis dans l'outil de coupe et de remonter au coefficient de partage de la chaleur à l'interface de contact outil-pièce pour chaque vitesse de coupe. Dans la procédure d'identification, les flux de chaleur mesurés expérimentalement (par approche inverse) sont des données d'entrée. Avec les valeurs identifiées du coefficient de partage de la chaleur pour chaque vitesse de coupe, une loi d'échange thermique est proposée et les paramètres de cette loi sont identifiés. Cette loi correspond à l'évolution du coefficient de partage de la chaleur en fonction de la vitesse de coupe d'abord. Par la suite, elle a été définie en fonction de la vitesse relative de glissement à l'interface de contact outil-copeau dans le but de l'implanter dans un code d'EF. Cette loi est scindée en trois branches (loi multi-branches) fortement dépendant de la vitesse de glissement et du coefficient de transfert thermique par

conduction à l'interface outil-copeau. Pour chaque valeur du coefficient de transfert thermique, les paramètres de la loi proposée ont été identifiés.

Après l'identification de la loi d'échange thermique, l'interface utilisateur VUINTER du code Abaqus/Explicit a été utilisée pour implanter la loi proposée, afin d'appréhender complètement le contact d'un point de vue mécanique et thermique. Il est désormais possible d'implanter via cette interface-utilisateur n'importe quelle autre loi d'échange thermomécanique (frottement, coefficient de partage de la chaleur, etc.) pour une meilleure estimation des champs thermiques (température, flux de chaleur,...) et mécaniques (pression de contact, contrainte de frottement,...) en usinage.

L'aspect original de cette démarche consiste dans le fait que la majeure partie des codes de calcul par éléments finis sont fermés. Autrement dit, il n'est pas possible d'introduire une loi d'échange thermique en fonction des grandeurs locales du contact plus représentatives du partage de la chaleur à l'interface des deux matériaux antagonistes. Concernant le coefficient de partage de chaleur, avec les codes d'EF actuels on ne peut introduire par défaut que des valeurs constantes, ce qui n'est pas tout à fait vrai, tel que montré dans cette thèse (dépendance de la vitesse de coupe). L'interface utilisateur VUINTER mise en place dans cette thèse permettrait d'implanter dans le code de calcul Abaqus/Explicit tout type de loi thermomécanique pour gérer le contact. Les résultats numériques obtenus pour les flux thermiques avec cette nouvelle procédure sont en très bon accord avec les mesures expérimentales (approche inverse) pour le couple outil-matière considéré.

L'ensemble du travail de recherche présenté dans ce manuscrit montre la stratégie à adopter pour une simulation numérique plus représentative et plus fiable de l'usinage des alliages métalliques. L'aspect thermomécanique de la coupe de l'alliage d'aluminium 2024-T351 a été analysé et les résultats obtenus montrent que le processus de formation de copeaux pour cet alliage est désormais bien maîtrisé en utilisant une loi d'échange adéquate.

Enfin, les principales contributions de ce travail de thèse peuvent se résumer ainsi :

- Développement d'une mise en donnée fiable sous Abaqus/Explicit pour la simulation de l'usinage en configuration de coupe orthogonale, et la prédiction de tous les champs thermomécaniques mis en jeu pour le couple outil-matière WC-Co/AA2024-T351 (efforts de coupe, température, pression, champs de vitesse, contraintes, etc.).
- Maîtrise du phénomène de segmentation des copeaux pendant le processus de coupe des alliages d'aluminium aéronautiques AA2024-T351.
- Contrôle et gestion de l'interface outil-pièce en termes d'échanges thermiques (loi de partage, loi de frottement, etc.).
- Développement d'une interface utilisateur originale sous le code Abaqus/Explicit permettant d'implanter n'importe quelle loi thermomécanique gérant le contact.

- Identification du coefficient de partage de la chaleur au niveau de l'interface de contact outil-copeau en fonction des conditions de contact (pression, température, vitesse de glissement, paramètres de la loi de frottement, etc.), et des conditions de coupe (géométrie de l'outil, vitesse de coupe, avance, etc.).

Les travaux réalisés dans cette thèse ont permis d'aborder quelques aspects de l'usinage (formation de copeaux et échanges thermiques). Cependant, comme tout travail de recherche, de nombreuses perspectives ou pistes de travail prometteuses peuvent être proposées. Ainsi, mettre l'accent sur la loi de frottement nous semble important. En effet, le frottement peut avoir un effet d'une part sur la morphologie du copeau, et d'autre part sur l'échange thermique à l'interface outil-pièce. Des essais tribologiques sont ainsi nécessaires. Comme autre piste de travail autour de ce qui a été réalisé, il est important de signaler qu'il est fortement souhaitable de faire varier des paramètres de la coupe, autre que la vitesse de coupe (ex. épaisseur du copeau non déformé, angle de coupe, largeur de coupe, conditions de lubrification, etc.) pour pouvoir valider plus les lois proposées et l'implantation mise en place. Ceci passe par la mise en place d'un plan d'expérience adéquat. Finalement, il est intéressant d'appliquer la démarche d'identification sur d'autres couples outil-matière et de valider les lois qui seront ensuite proposées sur d'autres procédés d'usinage.

Références bibliographiques

- [Aba09]** ABAQUS Documentation for version 6.9.2 Dassault Systems Simulia, 2009.
- [Abd99]** Abdel-Aal, H., A., 1999. Division of frictional heat: The dependence on sliding parameters. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 26 (2), 279–288.
- [Ada03]** Adam, L., 2003. Modélisation du comportement thermo-élasto-viscoplastique des matériaux soumis à grandes déformations, application au formage superplastique. Thèse de doctorat de l'Université de Liège Faculté des Sciences Appliquées.
- [Alb60]** Albrecht, P., 1960. New developments in the theory of metal cutting. Part I: the ploughing process in metal cutting, *Journal of Engineering for Industry*, 82, 348-358.
- [Atl11]** 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. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 51, 687–700.
- [Arr08]** Arrazola, P. J., Ugarte, D., Dominguez, X., 2008. A new approach for the friction identification during machining through the use of finite element modelling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 48, 173–183.
- [Arr10]** Arrazola, P. J., Tuğrul, Ö., 2010. Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, 52, 31–42.
- [Aur06]** Aurich, J., C., Bil, H., 2006. 3D Finite Element Modelling of Segmented Chip Formation. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 52, 47–50.
- [Bah10]** Bahi, S., 2010. Modélisation hybride du frottement local à l'interface outil–copeau en usinage des alliages métalliques. Thèse de doctorat Paris Tech.
- [Bäk02]** Bäker, M, Rösler, J, Siemers, C., 2002. A finite element model of high speed metal cutting with adiabatic shearing. *Computers and Structures*, 80, 495-513.
- [Bar97]** Barlier, C., Lescalier, C., Mosian, A., 1997. Continuous flank wear measurement of turning tools by integrated micro-thermocouple. *Annals of the CIRP Vol. 46*, 1.

-
- [Bar02]** Barry, J., Byrne, G., 2002. The mechanisms of chip formation in machining hardened steels. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 124, 528-535.
- [Bar05]** Barge, M., Hamdi, H., Rech, J., Bergheau, J.-M., 2005. Numerical modelling of orthogonal cutting: influence of numerical parameters. *Journal of Materials Processing Technology*, 164–165, 1148–1153.
- [Bat00]** Battaglia, J.L., Lay, L. Le, Batsale, J.C., Oustaloup, A, Cois, O., 2000. Heat flux estimation through inverted non-integer identification models, *J. Therm. Sci.*, 39 (3), 374– 389. *International Journal of Thermal Sciences*, 39, 374–389.
- [Bat01]** Battaglia, J. L., Cois, O., Puigsegur, L., Oustaloup, A., 2001. Solving an inverse heat conduction problem using a non-integer identified model. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 44, 2671-2680.
- [Bat02]** Battaglia, J.L., Elmoussami, H, Puigsegur, L., 2002. Thermal modelling of a milling tool: a noninteger system identification approach. *C.R. Mécanique*, 330, 857–864.
- [Bat04]** Battaglia, J.L., Puigsegur, L., Kusiak, A., 2004. Représentation non entière du transfert de chaleur par diffusion. Utilité pour la caractérisation et le contrôle non destructif thermique. *International Journal of Thermal Sciences*, 43, 69–85.
- [Bay95]** Bayoumi, A., E., Xie, J. Q., 1995. Some metallurgical aspects of chip formation in cutting Ti-6wt. %Al-4wt.%V alloy. *Materials Science and Engineering A*, 190, 173-180.
- [Bel84]** Belytschko, T., Ong, J-J., Liu, W., Kennedy, J., 1984. Hourglass control in linear and nonlinear problems. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 43, 251–276.
- [Bel91]** Belytschko, T., Bindeman, L., 1991. Assumed strain stabilization of the 4-node quadrilateral with 1-point quadrature for nonlinear problems. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 88, 311–40.
- [Bhu71]** Bhushan, B., 1971. Temperature and friction of sliding surfaces. PhD thesis, MIT Cambridge Massachusetts.
- [Blo37]** Blok, H., 1937. Theoretical study of temperature rise at surfaces of actual contact under oiliness lubricating conditions. In *Proc. of the General Discussion on Lubrication and Lubricants*, Institute of Mechanical Engineers, London.
- [Boo63]** Boothroyd, G., 1963. Temperatures in orthogonal metal cutting, *Proc. Inst. Eng.*, 177, 789–802.
- [Bou10]** Bouchnak, T. B., 2010. Étude du comportement en sollicitations extrêmes et de l'usinabilité d'un nouvel alliage de titane aéronautique : le ti555-3. Thèse de doctorat de ParisTech, à l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers.
-

-
- [Bro10]** Brocaïl, J., Watremez, M., Dubar, L., 2010. Identification of a friction model for modelling of orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 50, 807–814.
- [Bus09]** Bussetta, P., 2009. Modélisation et résolution du problème de contact mécanique. Thèse de doctorat de l'Université du Québec à Chicoutimi.
- [Cal08]** Calamaz, M., Coupard, D., Girot, F., 2008. A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 48, 275–288.
- [Cer07]** Ceretti, E., Filice, L., Umbrello, D., Micari, F., 2007. ALE Simulation of Orthogonal Cutting: a New Approach to Model Heat Transfer. *Annals of the CIRP*, 56, 69-72.
- [Chi02]** Childs, T.H.C., Maekawa, K., Obikawa T., Yamane, Y., 2002. *Metal Machining: theory and applications*, Arnold.
- [Coo69]** Cooper, M., G., Mikic B., B., Yovanovich, M., M., 1969 Thermal contact conductance. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 12, 279–300.
- [For83]** Fortin, M., Glowinski, R., 1983. *Augmented Lagrangian Methods. Applications to the numerical solution of boundary value problems*. North Holland.
- [Dav97]** Davies, M. A., Burns, T. J, Evans, C. J., 1997. On the dynamics of chip formation in machining hard metals. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 46, 25-30.
- [Den00]** Denape, J., and Laraqi, N., 2000. Aspect thermique du frottement: mise en évidence expérimentale et éléments de modélisation. *Mécanique & Industries*, 1 (6), 563–579.
- [Din08]** Dinc, C., Lazoglu, I., Serpenguzel, A., 2008. Analysis of thermal fields in orthogonal machining with infrared imaging. *Journal of Materials Processing Technology*, 198, 147–154.
- [Dör03]** Dörr, J., Mertens, Th., Engering, G., Lahres, M., 2003. In-situ temperature measurement to determine the machining potential of different tool coatings. *Surface and Coatings Technology*, 174 –175, 389–392.
- [Dud97]** Dudzinski, D., Molinari, A., 1997. A modelling of cutting for viscoplastic materials, *International Journal of Mechanical Sciences*, 39, 369–389.
- [Eld91]** Eldridge, K. F., Dillon, O. W., Lu, W. Y., 1991. Thermo-viscoplastic finite element modeling of machining under various cutting conditions. *Trans NAMRI/SME XIX*:162–169.
- [Fil07]** Filice, L., Micari, F., Rizzuti, S., Umbrello, D., 2007. A critical analysis on the friction modelling in orthogonal machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47, 709–714.
-

-
- [Fla81]** Flanagan, D.P., Belytschko, T., 1981. A uniform strain hexahedron and quadrilateral with orthogonal hourglass control. *International Journal of Numerical Methods in Engineering* 17, 679-706.
- [Gil82]** Gilormini, P., 1982. Contribution à la modélisation de la formation du copeau en usinage des métaux. Thèse de Doctorat, ENSAM de Paris.
- [Guo04]** Guo, Y. B., Yen, D. W., 2004. A FEM study on mechanisms of discontinuous chip formation in hard machining. *Journal of Materials Processing Technology*, 155–156, 1350–1356.
- [Gwo05]** Gwo-Lianq Chern., 2005. Development of a new and simple quick-stop device for the study on chip formation. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45, 789–794.
- [Had10]** Haddag, B., Atlati, S., Nouari, M., Zenasni, M., 2010. Finite element formulation effect in three-dimensional modelling of a chip formation during machining, *International Journal of Material Forming*, 3 Suppl 1, 527–530.
- [Hah51]** Hahn, R.S., 1951. On the temperature developed at the shear plane in the metal cutting process. *Proceedings of First US National Congress of Applied Mechanics*, 661-666.
- [Hei96]** Heim F., 1996. "Etude de l'influence des paramètres de coupe sur la morphologie du copeau en usinage à très grande vitesse", Mémoire de DEA, Laboratoire LPMM, Université de Metz.
- [Hei11]** Heisel, U., Storchak, M., Eberhard, P., Gaugele, T., 2011. Experimental studies for verification of thermal effects in cutting. *Prod. Eng. Res. Devel.*, 5, 507–515.
- [Hua04]** Hua, J., Shivpuri, R., 2004. Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 150, 124–133.
- [Grz03]** Grzesik, W., Nieslony, P., 2003. A computational approach to evaluate temperature and heat partition in machining with multilayer coated tools. *Int. J. Mach. Tools and Manuf.*, 43, 1311–1317.
- [Iwa84]** Iwata, K., Osakada, K., Terasaka, Y., 1984. Process modeling of orthogonal cutting by the rigid plastic finite element method. *J Eng Ind Trans ASME* 106:132–138.
- [Jas98]** Jaspers, S.P.F.C., Dautzenberg, J.H., Taminiau, D.A., 1998. Temperature Measurement in Orthogonal Metal Cutting. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 14, 7-12.
- [Joh83]** Johnson, G. J., Cook, W. H., 1983. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. In: *Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics*, The Hague, 541–547.
-

- [Joh85]** Johnson, G. R., Cook, W. H., 1985. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21, 31-48.
- [Kim99]** Kim, K. W., Lee, W. Y., Sin, H. C., 1999. A finite-element analysis of machining with the tool edge considered. *Journal of Materials Processing Technology*, 86, 45–55.
- [Klo11]** Klocke, F., 2011. *Manufacturing Process 1 Cutting*.
- [Kom81]** Komanduri, R., Brown, R. H., 1981. On the mechanics of chip segmentation in machining. *Journal of Engineering for Industry*, 103, 33-51.
- [Kom01]** Komanduri, R., Hou, Z. B., 2001. Thermal modelling of the metal cutting process - Part II: temperature rise distribution due to frictional heat source at the tool-chip interface. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43, 57-88.
- [Kus05]** Kusiak, A., Battaglia, J.L., Marchal, R., 2005. Influence of CrN coating in wood machining from heat flux estimation in the tool. *International Journal of Thermal Sciences*, 44, 289–301.
- [Kwo01]** Kwon, P., Schiemann, T., Kountanya, R., 2001. An inverse estimation scheme to measure steady-state tool–chip interface temperatures using an infrared camera. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 41, 1015–1030.
- [Lau93]** Laursen, T., A., Simo, J., C., 1993. A continuum-based finite element formulation for the implicit solution of multibody, large deformation frictional contact problems. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 36, 3451–3485.
- [Lee51]** Lee, E., H., Shaffer, B., W., 1951. The theory of plasticity applied to the problem of machining, USA American society of mechanical engineers, *Journal of Applied Mechanics*, 18, 405-413.
- [Leo54]** W.C. Leone, 1954. Distribution of shear zone heat in metal cutting. *Trans. of ASME*, 76, 121-125.
- [Lem91]** Lemaitre, J., 1991. A continuous damage mechanics model for ductile fracture. *J Eng Mater Technol Trans ASME*, 107, 83–89.
- [Lin01]** Lin, Z. C., Lin, Y. Y., 2001. Three-dimensional elastic-plastic finite element analysis for orthogonal cutting with discontinuous chip of 6-4 brass. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 35, 137-153.
- [Lis03]** List, G., Nouari, M., Girot, F., Géhin, D., 2003. Simulation de la coupe orthogonale de l’Inconel 718: Validation Expérimentale, Rapport de contrat avec SNECMA, EADS CCR et Techspace Aéro, 81 pages, N.B. Référence confidentielle, A contacter le laboratoire.
- [Lis04]** List, G., 2004. Étude des mécanismes d’endommagement des outils carbure WC-CO par la caractérisation de l’interface outil-copeau. Application à l’usinage à sec

de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024-T351. Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers Centre de Bordeaux.

- [Lio04]** Liou, N.-S., Okada, M., et Prakash, V., 2004. Formation of molten metal films during metal-on-metal slip under extreme interfacial conditions. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 52 (9), 2025–2056.
- [Loe54]** Loewen, E.G., 1954. M.C Shaw, On the analysis of cutting tool temperatures. *Transactions of ASME*, 71, 217–231.
- [Mab08]** Mabrouki, T., Girardin F., Asad, M., Rigal, J.-F., 2008. Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351). *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48, 1187-1197.
- [Mam01]** Mamalis, A. G., Horvath, M., Branis, A. S., Manolakos, D. E., 2001. Finite element simulation of chip formation in orthogonal metal cutting. *Journal of Materials Processing Technology*, 110, 19±27.
- [Mar95]** Marusich, T., D., Ortiz, M., 1995. Modelling and simulation of high-speed machining. *International Journal on Numerical Methods in Engineering* 38, 3675-3694.
- [Mer45]** Merchant, E., 1945. Mechanics of the metal cutting process orthogonal cutting. *Journal Applied Physics* p, p. 318 – 324.
- [Min07]** Ming, Q., Yong-zhen, Z., and Jun, Z., 2007. Effect of friction heat on tribological behavior of M2 steel against GCr15 steel in dry sliding systems. *Journal of University of Science and Technology Beijing, Mineral, Metallurgy, Material*, 14 (6), 512–516.
- [Mol92]** Molinari, A., Dudzinski, D., 1992. Stationary shear band in high speed , *C. R. Acad. Sci. Paris*, 315, 399 – 405.
- [Mol02]** Molinari, A., Musquar, C., Sutter, G., 2002. Adiabatic shear banding in high speed machining of Ti–6Al–4V: experiments and modeling. *International Journal of Plasticity*, 18, 443–459.
- [Mol08]** Molinari, Moufki, A., 2008. The Merchant's model of orthogonal cutting revisited: A new insight into the modelling of chip formation. *International Journal of Mechanical Sciences*, 50, 124–131.
- [Mol11]** Molinari, A., Cheriguene, R., Miguelez, H., 2011. Numerical and analytical modeling of orthogonal cutting: The link between local variables and global contact characteristics. *International Journal of Mechanical Sciences*, 53, 183–206.
- [Mou98]** Moufki, A., Molinari, A., Dudzinski, D., 1998. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46, 2103-2138.

- [Nou06]** NOUARI, M., 2006. Contribution à la compréhension et à la modélisation des mécanismes d'usure dans un contact à sec en conditions de chargement complexe: Application à l'usinage des alliages aéronautiques, HDR 2006, Université de Bordeaux 1.
- [Nou08]** Nouari, M., Calamaz, M., Girot, F., 2008. Mécanismes d'usure des outils coupants en usinage à sec de l'alliage de titane aéronautique Ti-6Al-4V. C. R. Mécanique, 336, 772-781.
- [Ohb03]** Ohbuchi, Y., Obikawa, T., 2003. Finite Element Modeling of Chip Formation in the Domain of Negative Rake Angle Cutting. ASME, Journal of Engineering Materials and Technology, 125, 32-332.
- [Ohb05]** Ohbuchi, Y., Obikawa, T., 2005. Adiabatic shear in chip formation with negative rake angle. International Journal of Mechanical Sciences, 47, 1377-1392.
- [Owe99]** Owen, D. R. J., Vaz, Jr., M., 1999. Computational techniques applied to high-speed machining under adiabatic strain localization conditions. Comput. Methods Apply Mech. Eng. 171, 445-461.
- [Oxl89]** Oxley, P., L., B., 1989. Mechanics of Machining: an analytical approach to assessing machinability, Ellis Horwood in Mechanical Engineering Chichester, U. K.
- [Ozl09]** Ozlu, E., Budak, E., Molinari, A., 2009. Analytical and experimental investigation of rake contact and friction behaviour in metal cutting. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 49, 865-875.
- [Pan05]** Pantalé, O., 2005. Plateforme de prototypage virtuel pour la simulation numérique en Grandes Transformations Thermomécaniques Rapides. Mémoire d'Habilitation à Diriger des Recherches de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes.
- [Pau08]** Pauze, N., 2008. Fatigue corrosion dans le sens travers court de tôles d'aluminium 2024-T351 présentant des défauts de corrosion localisée. Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne.
- [Paw09]** Pawade, R. S., Sonawane, Harshad., A., Joshi, Suhas, S., 2009. An analytical model to predict specific shear energy in high-speed turning of Inconel 718. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 49, 979-990.
- [Pen09]** Pennec, F., 2009. Modélisation du contact métal-métal: application aux micro-commutateurs MEMS RF. Thèse de doctorat de l'Université de Toulouse.
- [Pou99]** Poulachon, G., 1999. Aspect phénoménologiques, mécaniques et métallurgiques en tournage c-BN des aciers durcis. Application : usinabilité de l'acier 100Cr6. Thèse de doctorale, ENSAM de Cluny, 137 pages.

-
- [Pui02] Puigsegur, L., 2002. Caractérisation thermique d'un procédé d'usinage par tournage. Approche analytique et par identification de systèmes non entiers. Thèse de doctorat de l'Université de Bordeaux.
- [Rec04] Rech, J., Kusiak, A., Battaglia, J.L., 2004. Tribological and thermal functions of cutting tool coatings. *Surface and Coatings Technology*, 186, 364–371.
- [Rez81] Reznikov, A.N., 1981. Thermophysical aspects of metal cutting processes. Mashinostroenie, Moscow.
- [Rhi06] Rhim, S.-H, Oh, S.-I., 2006. Prediction of serrated chip formation in metal cutting process with new flow stress model for AISI 1045 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 171, 417–422.
- [San] Catalogue de Sandvik, www.sandvik.com
- [Sek93] Sekhon, G. S., Chenot, J. L., 1993. Numerical simulation of continuous chip formation during non-steady orthogonal cutting. *Eng Comput*, 10, 31–48.
- [Sha98] Shaw, M. C., Vyas, A., 1998. The Mechanism of chip formation with hard turning steel. *CIRP Annals Manufacturing Technology*, 47 (1), 77-82.
- [Sha89] Shaw, M.C., 1989. *Metal cutting principles*. Clarendon Press Oxford.
- [Sig33] Signorini, A., 1933. Sopra alcune questioni di statica dei sistemi continui. *Annali Della Scuola Normale Superiore di Pisa*, 2, 231–251.
- [Son87] Song, S., and, Yovanovich, M.M., 1987. Explicit relative contact pressure expression: Dependence upon surface roughness parameters and vickers microhardness coefficients. *AIAA Journal*, Paper 87-0152.
- [Sow89] Sowerby, R., Chandrasekaran, N., 1989. A proposal for the onset of chip segmentation in machining. *Materials Science and Engineering: A* 119, 219-229
- [Ste92] Stephenson, D., Ali A., 1992. Tool temperature in interrupted metal cutting. *Journal of Engineering for Industry, Transaction of the ASME*, 114, pp. 127-136.
- [Sun09] Sun, S., Brandt, M., Dargusch, M. S., 2009. Characteristics of cutting forces and chip formation in machining of titanium alloys. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 49, 561–568.
- [Sut97] Sutter G., Faure L., Molinari A., Delime A., Duidzinski, D., 1997. "Experimental analysis of the cutting process and chip formation at high speed machining", *Journal de Physique IV*, pp. 33-37.
- [Sut05] Sutter, G., Molinari, A., 2005. Analysis of the Cutting Force Components and Friction in High Speed Machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 127, pp. 245-250.
- [Tia93] Tian, X., and Kennedy, Jr., F., E., 1993. Contact surface temperature models for finite bodies in dry and boundary lubricated sliding. *J. Tribol.*, 115, (3), 411–418.
-

- [Tri51]** Trigger, K.J., Chao, B.T., 1951. An analytical evaluation of metal cutting temperatures. *Transactions of ASME*, 73, 57-68.
- [Umb07]** Umbrello, D., Filice, L., Rizzuti, S., Micari, F., 2007. On the evaluation of the global heat transfer coefficient in cutting. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47, 1738–1743.
- [Umb08]** Umbrello, D., 2008. Finite element simulation of conventional and high speed machining of Ti6Al4V alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 196, 79–87.
- [Usu82]** Usui, E., Shirakashi, T., 1982. Mechanics of machining from “descriptive” to “predictive” theory. In: Kops L, Ramalingam S (eds) *On the art of cutting metals- 75 years later: a tribute to F.W. Taylor*. Proceedings of the winter annual meeting of the American Society of Mechanical Engineers. PED, vol 7. ASME, New York, 13–35.
- [Wer11]** Werschmoeller, D., Li, X., 2011. Measurement of tool internal temperatures in the tool–chip contact region by embedded micro thin film thermocouples. *Journal of Manufacturing Processes*, 13, 147–152.
- [Wri92]** Wriggers, P., Miehe, C., Kleiber, M. and Simo J., 1992. A thermomechanical approach to the necking problem. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 33, 869–883.
- [Wri94]** Wriggers, P. and Miehe, C., 1994. Contact constraints within coupled thermomechanical analysis - a finite element model. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 113, 301–319.
- [Wri06]** Wriggers, P., 2006. *Computational contact mechanics*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- [Vaz07]** Vaz Jr. M., Owen, D. R. J., Kalhori, V., Lundblad, M., Lindgren, L. E., 2007. *Modelling and Simulation of Machining Processes*. *Arch Comput Methods Eng*. 14, 173–204.
- [Ver01]** Vergne, C., 2001. *Analyse de l'influence des oxydes dans le frottement d'une fonte pour outil de travail à chaud*. PhD thesis, Ecole des Mines de Paris, 2001.
- [Vie70]** Vieregge, G., 1970. *Zerspanung der Eisenwerkstoffe*. Stahleisen mbH, Düsseldorf. Klocke, F., *Manufacturing Processes 1 Cutting*.
- [Xie96]** Xie, J.Q., Bayoumi, A.E., Zbib, H.M., 1996. A study on shear banding in chip formation of orthogonal machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36, 835-847.
- [Yan02]** Yang, X., Liu, C. R., 2002. A new stress-based model of friction behavior in machining and its significant impact on residual stresses computed by finite element method. *Int J Mech Sci*, 44, 703–723.

- [Yua09]** Yuan, F., Liou, N.,-S., et Prakash, V., 2009. High-speed frictional slip at metal-on-metal interfaces. *International Journal of Plasticity*, 25 (4), 612–634.
- [Zer87]** Zerilli, F. J., Armstrong, R. W., 1987. Dislocation – mechanics – based constitutive relations for material dynamics calculations. *Journal of Applied Mechanics* Vol. 61(5) pp.1816–1825.
- [Zor63]** Zorev, N. N., 1963. Interrelationship between shear processes occurring along tool face and on shear plane in metal cutting. In: *Proceedings of the international research in production engineering conference*. ASME, New York, 42–49.

Résumé

Ce travail de thèse a été réalisé dans le cadre d'une collaboration internationale entre l'Université de Lorraine (France) et l'Université de Oujda (Maroc). Les travaux réalisés concernent la modélisation de l'usinage par enlèvement de matière. Deux aspects importants de l'usinage ont été abordés : le processus de la formation de copeaux et les échanges thermiques à l'interface outil-copeau. Dans la première partie de la thèse, une modélisation par élément finis (EF) du processus de la coupe a été mise en place. La segmentation des copeaux a été particulièrement analysée grâce à l'introduction d'un nouveau paramètre, le Rapport d'Intensité de Segmentation, permettant de quantifier ce phénomène. Une corrélation entre la réduction de l'effort de coupe et l'intensité de segmentation a été établie. La deuxième partie de la thèse a été consacrée à l'étude des échanges thermiques à l'interface outil-copeau, qui contribuent entre autres à l'usure de l'outil de coupe. Un des points importants de l'étude est la mise en place d'une procédure d'identification hybride (analytique/numérique) permettant d'estimer le flux thermique transmis dans l'outil de coupe et de remonter au coefficient de partage de la chaleur à l'interface outil-copeau pour chaque vitesse de coupe. Avec les valeurs identifiées du coefficient de partage de la chaleur pour chaque vitesse de coupe, une loi d'échange thermique multi-branches a été proposée et ses paramètres identifiés. Cette loi donnant l'évolution du coefficient de partage de la chaleur en fonction de la vitesse de coupe a également été définie en fonction de la vitesse relative de glissement à l'interface outil-copeau dans le but de l'implanter dans un code de calcul EF. L'interface utilisateur VUINTER du code Abaqus/Explicit a été exploitée pour implanter la loi proposée, afin d'appréhender complètement le contact d'un point de vue mécanique et thermique. Il est désormais possible d'implanter via cette interface-utilisateur n'importe quelle autre loi de contact thermomécanique (frottement, coefficient de partage de la chaleur, etc.). L'implantation via la subroutine VUINTER a été validée sur des cas tests d'abord, et puis ensuite en usinage. Les résultats obtenus pour les flux thermiques avec cette nouvelle procédure sont en très bon accord avec les mesures expérimentales pour le couple outil-matière considéré : AA2024-T351/WC-Co.

Mots clés : usinage, formation de copeau, segmentation, interface outil-pièce, échange thermique, identification des paramètres, coefficient de partage, loi d'évolution, coefficient de transfert, flux de chaleur, éléments finis

Thesis of S. ATLATI: Development of a new hybrid approach for modelling heat exchange at the tool-chip interface: application to machining aeronautical aluminium alloy AA2024-T351

Abstract

This PhD. thesis is realised in the framework of an international cooperation between the University of Lorraine (France) and the University of Oujda (Morocco). The work done concerns the modelling of machining process by material removal. Two important aspects of machining have been investigated: the chip formation process and the heat exchange at the tool-chip interface. In the first part of the thesis, a FE modelling of the cutting process has been established. Chips segmentation have been particularly analysed using a new parameter (Segmentation Intensity Ratio) allowing the quantification of the phenomenon. A correlation has been established between the cutting force reduction and the chip segmentation intensity. The second part of the thesis has been devoted to the study of heat exchange at the tool-chip interface, among other phenomena that contribute to the tool wear. One important point of the study is the establishment of a hybrid identification procedure (analytical/numerical) to estimate the heat flux transmitted into the cutting tool, and identification of the heat partition coefficient at the contact interface for each cutting speed. With identified values of the heat partition coefficient obtained by varying the cutting speed, a heat exchange multi-branch law has been proposed and parameters of this law have been identified. This law corresponds firstly to the evolution of the heat partition coefficient as a function of the cutting speed. Thereafter, it was defined in term of the relative sliding velocity at the tool-chip contact interface, in order to implement it in a FE code. The user interface VUINTER of Abaqus/Explicit has been used to implement the proposed law, to fully control the mechanical and thermal contact. It is henceforth possible to implement with this user interface any thermomechanical contact (friction, heat partition coefficient, etc.). The implementation via the user subroutine VUINTER was validated first on adequate tests, then on machining. The obtained results for heat fluxes with this new procedure are in good agreement with experimental measurements for the tool-workmaterial couple considered: AA2024-T351/WC-Co.

Keywords: machining, chip formation, chip segmentation, tool-chip interface, heat exchange, parameters identification, evolution law, heat partition coefficient, heat transfer coefficient, heat flux, finite elements