



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>

Université de Lorraine
UFR M.I.M.

École doctorale EMMA 409
(Énergie Mécanique Matériaux)

THÈSE

Présentée et soutenue publiquement à Metz le 18 mai 2017
pour l'obtention du grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE LORRAINE

(Spécialité : Mécanique et Matériaux)

par

Yao Venunye AVEVOR

Effets thermomécaniques en usinage à sec : une modélisation analytique-numérique

Directeur de thèse : Professeur Abdelhadi MOUFKI

Composition du jury

M. Mohammed NOUARI	Professeur, Université de Lorraine, GIP-INSIC	Président
M. Gilles DESSEIN	Professeur, Ecole Nationale d'Ingénieur de Tarbes	Rapporteur
M. Guenaël GERMAIN	Maître de conférences HDR, Arts et Métiers ParisTech, Campus d'Angers	Rapporteur
M. José OUTEIRO	Professeur, Arts et Métiers ParisTech, Campus de Cluny	Examineur
Mme Anne-Sophie BONNET	Maître de conférences HDR, Ecole Nationale d'Ingénieur de Metz	Examineur
M. Abdelhadi MOUFKI	Professeur, Université de Lorraine, Campus de Metz	Directeur

Laboratoire d'Étude des Microstructures et de Mécanique des Matériaux - UMR CNRS 7239
Pôle M4 : Matière, Matériaux, Métallurgie, Mécanique

« Plus grand est l'obstacle, et plus grande est la gloire de le surmonter. »

Jean-Baptiste POQUELIN, dit 'Molière'. 'Stances'-1663.

Remerciements :

Ce manuscrit synthétise les travaux de trois années de recherche, réalisés au sein de l'équipe Surface Interface et Procédés (SIP) du Laboratoire d'Etude des Microstructures et de Mécanique des Matériaux (LEM3) à l'Université de Lorraine.

Je tiens à présenter ma profonde gratitude à mon directeur de thèse, Professeur Abdelhadi MOUFKI qui m'a apporté énormément sur le plan scientifique et humain. Il a été disponible tout au long de ce travail et a toujours su m'orienter. Ce fut vraiment un réel plaisir pour moi de travailler avec lui.

Je tiens aussi à remercier M. Mohammed Nouari, Professeur à l'Université de Lorraine et Directeur de la recherche du GIP-INSIC pour sa collaboration durant ces travaux de thèse et sa présidence au Jury de thèse.

Je remercie aussi Messieurs Gilles DESSEIN, Professeur à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes et Guenaël GERMAIN, Maitres de Conférences HDR aux Arts et Métiers ParisTech, campus d'Angers d'avoir rapporté mes travaux de thèse.

J'exprime également ma profonde gratitude à Madame Anne-Sophie BONNET, Maître de conférences HDR à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz et Monsieur José OUTEIRO Professeur aux Arts et Métiers ParisTech, campus de Cluny d'avoir examiné cette thèse.

Merci au Dr Gaël LE COZ de l'équipe SIP du LEM3 pour sa collaboration. Ses explications sur l'aspect expérimental de la coupe m'ont souvent permis d'améliorer mes travaux de modélisation.

Je remercie vivement le Dr Samir ATLATI du GIP-INSIC pour sa collaboration et son expertise sur l'aspect numérique de la modélisation de la coupe.

Toute ma gratitude au Professeur Sonnou TIEM de l'Université de Lomé (Togo) qui m'a montré la voix de la recherche à la fin de mes études à l'Université de Lomé.

Un sincère merci à ma famille et à ma compagne pour leur soutien et encouragement durant ces trois années de thèse qui ont été des moments de dur labeur.

Mes sincères remerciements à mes collègues doctorants du LEM3 et de l'INSIC, et aux personnels du LEM3 et de l'INSIC.

Sommaire

Introduction générale	1
Chapitre 1 : Etat de l'art sur la modélisation et l'expérimentation en usinage	5
1.1 Introduction	5
1.2 Généralités sur la formation du copeau en usinage	5
1.3 Techniques d'expérimentation en usinage	10
1.4 Revue bibliographique sur la modélisation analytique et numérique de l'usinage ..	13
1.4.1 Modélisation analytique	13
1.4.2 Modélisation numérique	22
1.5 Conclusion	38
Chapitre 2 : Nouvelle approche hybride de la modélisation thermomécanique de l'usinage à sec	39
2.1 Introduction	39
2.2 Une nouvelle approche hybride appliquée à la coupe orthogonale	40
2.2.1 Modélisation thermomécanique de la zone de cisaillement primaire.....	43
2.2.2 Modélisation thermomécanique de l'interface outil-copeau	47
a) Modélisation du contact collant-glissant le long de la face de coupe de l'outil	49
a.1 Modélisation avec la loi de pression de Moufki et al. [23]	49
a.2 Nouvelle distribution de pression à l'interface outil-copeau.....	52
2.2.3 Formulation éléments finis du problème thermique non linéaire.....	56
2.2.4 Partage de la source de chaleur par frottement à l'interface outil-copeau	63
2.2.5 Calcul des efforts de coupe.....	64
2.3 Résumé du modèle hybride	66
Chapitre 3 : Résultats et discussions	69
3.1 Introduction	69
3.2 Modèle EF-ALE	69
3.3 Présentation du modèle éléments finis ALE 2D de la coupe orthogonale	70
3.4 Simulation EF et identification des paramètres du modèle hybride.....	74
3.4.1 Calibration du coefficient de frottement local μ_{sl}	75
3.4.2 Evaluation de la contribution du rayon d'arête aux efforts de coupe.....	76

3.4.3	Caractérisation de la zone de cisaillement primaire	79
3.5	Résultats du modèle hybride en coupe orthogonale.	80
3.5.1	Pression de contact outil-copeau : loi 1	81
3.5.2	Pression de contact outil-copeau : nouvelle loi	89
a)	Validation expérimentale	89
b)	Etude paramétrique	91
b.1	Influence de l'angle de coupe.....	91
b.2	Influence de l'avance.....	94
b.3	Influence de l'étendue de la zone collante.....	97
b.4	Influence du coefficient de frottement local.....	98
b.5	Hypothèse d'un contact totalement glissant à l'interface outil-copeau.....	100
3.5.3	Comparaison entre le modèle hybride et l'approche EF-ALE.	103
Chapitre 4	: Vers une application aux procédés industriels	109
4.1	Introduction	109
4.2	Application au fraisage en opposition	110
4.2.1	Modélisation EF-ALE	111
4.2.2	Résultats : confrontation EF-ALE et approche hybride	115
4.3	Application au perçage	119
	Conclusion générale.....	126
	Références bibliographiques.....	129
	Résumé :	137
	Abstract :	139

Liste des figures

Figure 0 -1 : Illustration du processus thermomécanique de formation du copeau.....	2
Figure 1-1 : Différentes parties d'un outil de coupe en usinage.....	5
Figure 1-2 : Opération de coupe orthogonale dans le cas de l'usinage d'un tube ; l'arête appartient au plan (x,y), Sabkhi [1].	6
Figure 1-3 : Illustration des zones de cisaillement en usinage.	7
Figure 1-4 : Différentes morphologies des copeaux formés en usinage, Childs et al. [4].....	9
Figure 1-5 : Plaquette instrumentée CIRTES (CIRTES 2004).....	12
Figure 1-6 : Modèle de Merchant, Merchant [2].	15
Figure 1-7 : Illustration de la coupe orthogonale selon le modèle d'Oxley, Oxley [5].....	16
Figure 1-8 : Modèle de source de chaleur de la zone primaire en mouvement et son image (Komanduri et Hou [28]) ;le but est de considérer une condition aux limites d'adiabacité au niveau de la surface libre du copeau.....	20
Figure 1-9 : Formation de copeau en formulation lagrangienne.	23
Figure 1-10 : Comparaison des résultats expérimentaux aux résultats éléments finis obtenus avec Abaqus-Explicit et Deform, Uhlmann et al. [49].	24
Figure 1-11 : Illustration de la formulation eulérienne, Kim et al. [50].	25
Figure 1-12 : Illustration de l'approche ALE.	25
Figure 1-13 : Influence de la loi de comportement sur la prédiction de la température, Davies et al. [61].	28
Figure 1-14 : Influence du coefficient de frottement sur la prédiction de la température maximale à l'interface outil copeau, Molinari et al.[53].	29
Figure 1-15 : Quelques exemples de système de caractérisation du frottement en usinage :(1) Zenzemi et al. [68] , (2) Grzesik et al. [71] , (3) Brocaïl et al. [72].	31
Figure 1-16 : Influence du coefficient de frottement sur la température à la surface de l'outil et sur la vitesse relative de glissement à l'interface, Courbon et al. [74].	32
Figure 1-17 : Influence du coefficient de frottement sur le flux de chaleur transmis à l'outil, Courbon et al. [74].	33
Figure 1-18 :Modèle thermique d'un contact avec frottement entre deux solides: mise en évidence du coefficient de partage de chaleur η et de la résistance thermique R_{th} du contact, Abdelali [79].	34
Figure 1-19 : Effet de la conductance thermique du contact sur la continuité de la température à l'interface outil-copeau ($V=175\text{m/min}$, $f=0.25\text{mm/tr}$), Courbon et al. [74].	35

Figure 2-1 : Coupe orthogonale avec les différentes zones de cisaillement.....	41
Figure 2-2. Discrétisation de la zone de cisaillement primaire en plusieurs blocs ‘b’.....	44
Figure 2-3 : Illustration de la nouvelle distribution de pression : (a) : angle de coupe nul, (b) : angle de coupe positif, (c) : angle de coupe négatif.	53
Figure 2-4 : Illustration du système pièce-outil-copeau avec les conditions aux limites.....	56
Figure 2-5 : Illustration du passage de l’espace réel à l’espace de référence.....	58
Figure 2-6 : Illustration du problème de partage de la chaleur due au frottement entre l’outil et le copeau.....	63
Figure 2-7 : Illustration de la coupe au niveau du rayon d’arête.....	65
Figure 2-8 : Organigramme de calcul du modèle hybride.....	68
Figure 3-1 : Coupe orthogonale : présentation du modèle ALE.....	71
Figure 3-2 : Conditions aux limites mécaniques et thermiques.....	73
Figure 3-3 : Nœuds du rayon d’arête de l’outil de coupe.....	77
Figure 3-4 : Distribution de la contrainte de cisaillement le long du rayon de l’arête de l’outil de coupe.....	77
Figure 3-5 : Illustration des efforts sur l’arête de coupe de l’outil.....	78
Figure 3-6 : Distribution de la vitesse de déformation dans la pièce pour $t_1=0.1$ mm, $V=95$ m/min, $\alpha_n=0$ et $w=4$ mm.....	79
Figure 3-7 : Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe -comparaison modèle (loi 1) / expérience.	81
Figure 3-8 : Evolution du coefficient de frottement apparent et de la longueur de contact outil-copeau en fonction de la vitesse de coupe ; comparaison modèle (loi 1) / expérience.	82
Figure 3-9 : Champs de température (K) dans la pièce, l’outil et le copeau pour différentes vitesses de coupe.	83
Figure 3-10 : a) Evolution du ratio de la longueur du contact collant sur la longueur totale du contact en fonction de la vitesse de coupe ; b) évolution du rapport de la longueur totale du contact sur l’avance et de la longueur du contact collant sur l’avance en fonction de la vitesse de coupe.....	84
Figure 3-11 : Température moyenne à l’interface outil-copeau et température moyenne dans la zone collante en fonction de la vitesse de coupe.....	85
Figure 3-12 : Comparaison de la distribution de la pression à l’interface outil-copeau (loi de pression donnée par 2.29).....	85
Figure 3-13 : Variation des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe ; comparaison entre le modèle avec $\xi = 1$, $\xi = 2$ et l’expérience.	86

Figure 3-14 : Variation du coefficient de frottement apparent et de la longueur de contact en fonction de la vitesse de coupe ; comparaison entre le modèle avec $\xi = 1$, $\xi = 2$ et expérience.	87
Figure 3-15 : Evolution du ratio l_{st}/l_c et de la longueur du contact collant l_{st} en fonction de la vitesse de coupe ; comparaison entre $\xi = 1$ et $\xi = 2$.	88
Figure 3-16 : Variation de la température moyenne en l'interface outil-copeau et de l'angle de cisaillement primaire en fonction de la vitesse de coupe ; comparaison entre $\xi = 1$ et $\xi = 2$.	88
Figure 3-17 : Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe. Effet de la loi de pression.	90
Figure 3-18 : Evolution de la longueur de contact outil-copeau en fonction de la vitesse de coupe . Effet de la loi de pression.....	90
Figure 3-19 : Influence de l'angle de coupe sur les efforts de coupe et la longueur de contact.	92
Figure 3-20 : Influence de l'angle de coupe sur la température moyenne à l'interface outil-copeau et la longueur de la zone collante.	93
Figure 3-21 : Champs de température (K) dans le système pièce-outil-copeau pour différents angles de coupe avec $V=195$ m/min.....	93
Figure 3-22 : Distribution de la température à l'interface outil-copeau pour différents angles de coupe avec $V=195$ m/min.....	94
Figure 3-23 : Distribution de la pression à l'interface outil-copeau pour différents angles de coupe avec $V=195$ m/min.....	94
Figure 3-24 : Champs de température (K) dans le système pièce- outil- copeau pour différentes avance t_f avec $V=195$ m/min.....	95
Figure 3-25 : Evolution de la température (K) à l'interface outil-copeau pour différentes avance t_f avec $V=195$ m /min.....	96
Figure 3-26 : Evolution de la pression à l'interface outil-copeau pour différentes avance t_f avec $V=195$ m /min.....	96
Figure 3-27 : Distribution de la température à l'interface outil-copeau pour différentes valeurs du ratio l_{st}/l_c .	98
Figure 3-28 : Evolution de la pression à l'interface outil-copeau en fonction du coefficient de frottement local pour la vitesse de coupe $V=320$ m/min.....	99

Figure 3-29 : Evolution de la température (en Kelvin) à l'interface outil-copeau en fonction du coefficient de frottement local pour la vitesse de coupe $V=320$ m/min.....	100
Figure 3-30 : Effet de la nature du contact sur les efforts de coupe.....	101
Figure 3-31 : Effet de la nature du contact sur la distribution de la température (en Kelvin) à l'interface outil-copeau pour $V=95$ m/min.....	102
Figure 3-32 : Effet de la nature du contact sur la distribution de la température à l'interface outil-copeau pour $V=500$ m/min.	102
Figure 3-33 : Distribution de la pression et de la contrainte de cisaillement à l'interface outil-copeau dans le cas de l'usinage de l'acier 42CrM04 pour deux différents coefficients de frottement local , Molinari et al. [107].	103
Figure 3-34 : Distribution de pression à l'interface outil copeau dans le cas de l'usinage de l'alliage d'aluminium AA2024- T351, Atlati et al. [97].	104
Figure 3-35 : Modèle EF-ALE. Distribution de la pression à l'interface outil-copeau pour $t_1=0.1$ mm et $V=300$ m/min. a : $\mu_{sl}=0.5$, b : $\mu_{sl}=0$	105
Figure 3-36 : Modèle EF-ALE. Champs de vitesse observés par EF pour $t_1=0.1$ mm et $V=300$ m/min. a : $\alpha_n=15^\circ$ et $\mu_{sl}=0.5$, b : $\alpha_n=15^\circ$ et $\mu_{sl}=0$, c : $\alpha_n= -15^\circ$ et $\mu_{sl}=0.5$, d : $\alpha_n= -15^\circ$ et $\mu_{sl}=0$	105
Figure 3-37 : Distribution de la température à l'interface outil-copeau pour $t_1=0.1$ mm et $\alpha_n=0^\circ$. a : $V=95$ m/min, b : $V= 500$ m/min.....	106
Figure 3-38 : Distribution de pression à l'interface outil-copeau pour $t_1=0.1$ mm et $\alpha_n=0$ et illustration de la formation de l'arête rapportée pour deux vitesses de coupe ($V=95$ m/min et $V=500$ m/min)..	107
Figure 3-39 : Comparaison de température dans la zone de cisaillement primaire pour $t_1=0.1$ mm et $\alpha_n=0$, b : $V=95$ m/min, c : $V= 500$ m/min	108
Figure 4-1 : Illustration d'une opération de fraisage en opposition.	110
Figure 4-2 : Coupe équivalente à l'opération de fraisage en opposition.	110
Figure 4-3 : Conditions aux limites mécaniques du modèle EF-ALE.....	111
Figure 4-4 : Simulation EF-ALE de l'opération de fraisage en opposition; (a) : on fixe le déplacement vertical $U_y = 0$ des nœuds de la surface eulérienne du copeau; (b) : résultat de la simulation.	113
Figure 4-5 : (a) Simulation EF-ALE identique à celle de la Figure 4-4 avec une longueur de contact initiale plus grande ; (b) : résultat de la simulation.....	113

Figure 4-6 : Simulation EF-ALE de l'opération de coupe équivalente au fraisage en opposition ;(a) : Le haut du copeau est assimilé à une surface du type « sliding surface »; (b) : résultat de la simulation.....	114
Figure 4-7 : Simulation EF-ALE de l'opération de coupe équivalente au fraisage en opposition; (a) : on impose un déplacement vertical U_y aux nœuds de la surface eulérienne du copeau; (b) : résultat de la simulation.....	115
Figure 4-8 : Evolution de l'effort de coupe dans le temps.	116
Figure 4-9 : Evolution de l'effort d'avance dans le temps.	116
Figure 4-10 : Evolution du coefficient de frottement apparent dans le temps.	117
Figure 4-11 : Distribution de la température à l'interface outil-copeau à différents instant de l'usinage correspondant à différents t_f ; comparaison EF-ALE avec le modèle hybride.....	118
Figure 4-12 : Illustration d'une opération de perçage.	119
Figure 4-13 : Discrétisation des arêtes de coupe en perçage.....	120
Figure 4-14 : Illustration du processus de coupe au niveau d'une arête élémentaire 'i' et l'arête image. Equivalence entre la coupe (a) et la coupe (b). Modèle 2D dans le plan MM de la coupe (b).	121
Figure 4-15 : Champ de température (en Kelvin) des arêtes 1, 3 ,5 et 7 au dernier instant. ..	122
Figure 4-16 : Evolution de la température moyenne à l'interface outil-copeau en fonction du temps pour différents arêtes.....	123
Figure 4-17 : Evolution du ratio l_{st}/l_c en fonction du temps pour différents arêtes.	124
Figure 4-18 : Evolution des efforts de coupe en fonction du temps pour différents arêtes....	125
Figure 4-19 : Evolution du coefficient de frottement apparent en fonction du temps pour différents arêt.....	125

Liste des tableaux

Tableau 1-1 : Quelques modèles pour le coefficient de partage η de la source de chaleur due au frottement à l'interface outil-copeau.....	36
Tableau 3-1 : Propriétés thermiques et mécaniques des matériaux de la pièce et de l'outil, Atlati et Al. [54].	74
Tableau 3-2 : Paramètres de la loi de comportement de Johnson-Cook pour l'alliage d'aluminium 2024- T351 , Atlati et Al. [54].	75
Tableau 3-3 : Effet du coefficient de frottement local μ_{sl} sur les efforts de coupe avec les conditions de coupe : $t_1=0.1\text{mm}$, $V=95\text{m /min}$, $\alpha_n=0^\circ$ et $w=4\text{ mm}$	76
Tableau 3-4 : Prédications du modèle avec la loi de pression donnée par (2.29).	83
Tableau 3-5 : Effet du l'angle de coupe sur les efforts de coupe, le coefficient de frottement apparent et la longueur de contact pour une vitesse $V=195\text{ m/min}$	91
Tableau 3-6 : Effet de l'angle de coupe sur les efforts de coupe, le coefficient de frottement apparent et la longueur de contact pour une vitesse $V=500\text{ m/min}$	92
Tableau 3-7 : Influence de l'épaisseur du copeau non déformé $t_f(\text{avance})$ sur les efforts de coupe, le coefficient de frottement apparent, la longueur du contact, la longueur de la zone collante et le ratio l_{st}/l_c pour une vitesse $V=195\text{ m/min}$	95
Tableau 3-8 : Variation des efforts de coupe, du coefficient de frottement apparent et de la longueur de contact en fonction de l'étendue du collage.	97
Tableau 3-9 : Variation des efforts de coupe, du coefficient de frottement apparent et de la longueur de contact en fonction du coefficient de frottement local pour la vitesse $V=320\text{ m/min}$	99
Tableau 4-1 : Conditions de coupe relatives à l'opération de fraisage en opposition.	112
Tableau 4-2 : Evolution des grandeurs thermomécaniques dans le temps : comparaison EF-ALE et modèle hybride.....	115

Liste des symboles

- α_n : Angle de coupe
 β : Coefficient de Taylor Quinney
 β_n : Angle de dépouille
 β_p : Coefficient de partage de la source de chaleur par frottement
 ϕ_n : Angle de cisaillement primaire
 $\bar{\lambda}$: Angle de frottement apparent
 $\bar{\lambda}_{rake}$: Angle de frottement apparent sur la face de coupe
 \bar{q}_b : Source de chaleur par déformation plastique dans un bloc 'b'
 Q_{ZCP} : Source de chaleur par déformation plastique dans la zone de cisaillement primaire
 Q_{ZCS} : Source de chaleur par déformation plastique dans la zone de cisaillement secondaire
 Q_f : Source de chaleur par frottement dans la zone glissante
 w : Largeur de coupe
 V : Vitesse de coupe
 V_c : Vitesse du copeau
 V_N : Vitesse normale à la bande
 V_S : Vitesse de cisaillement à la sortie de la zone primaire
 h_1 : Épaisseur de la zone de cisaillement primaire
 h_2 : Épaisseur de la zone de cisaillement secondaire
 l_c : Longueur de contact outil-copeau
 l_{st} : Longueur de la partie collante du contact
 t_1 : Épaisseur du copeau non déformé
 \tilde{t}_1 : Épaisseur du copeau non déformé qui forme le copeau
 μ_{sl} : Coefficient de frottement local
 $\bar{\mu}$: Coefficient de frottement apparent
 p_0 : Pression à la pointe l'outil
 P_{ex} : Nombre de Peclet suivant la direction x
 P_{ey} : Nombre de Peclet suivant la direction y

s : Longueur de la partie uniforme de la distribution de pression

S : Point de séparation de la matière

F_c : Effort de coupe total

F_c^c : Effort de coupe dû à la formation du copeau

F_a : Effort d'avance total

F_a^c : Effort d'avance dû à la formation du copeau

K_c^e : Effort de coupe linéique dû au rayon d'arête de l'outil

K_a^e : Effort d'avance linéique dû au rayon d'arête de l'outil

R : Rayon d'arête de l'outil

ψ : Angle de pointe du foret

ω : Vitesse de rotation du foret

Introduction générale

Utilisé dans la plupart des secteurs de l'industrie (automobile, aéronautique, navale...), l'usinage fait partie de la grande famille des procédés de fabrication mécanique. Quoique son utilisation remonte à des siècles, il est toujours fortement utilisé dans l'industrie. A titre d'exemple, on peut citer la finition des pièces produites par d'autres procédés de fabrication comme la fonderie, la mise en forme par déformation plastique ou la fabrication additive. Par ailleurs, la concurrence due à la mondialisation oblige les industriels à plus d'innovations en optimisant leurs outils de productions afin de réduire les coûts tout en ayant une meilleure qualité des pièces finies.

L'usinage est un procédé de mise en forme par enlèvement de matière qui peut s'opérer par différents moyens : outils coupants, meules abrasives, procédés spéciaux (laser, jet d'eau, électroérosion). Plus particulièrement, l'usinage à grande vitesse est un procédé en plein développement car il présente de nombreux avantages, parmi lesquels :

- Une amélioration de la productivité par augmentation du débit de matière enlevée.
- Une meilleure qualité de la surface usinée : une réduction significative des vibrations (la coupe est plus stable aux grandes vitesses de coupe).
- La possibilité d'usiner des matériaux à hautes performances tels les superalliages.
- La réduction des efforts de coupe, avec en corollaire une meilleure précision de l'usinage.
- La suppression des lubrifiants (usinage à sec ou usinage écologique).

Lors d'une opération d'usinage, la qualité de la pièce usinée dépend directement des conditions de coupe : vitesse de coupe, vitesse d'avance et géométrie de l'outil. Dans l'industrie, le choix des conditions de coupe est encore largement basé sur une approche empirique nécessitant des essais longs et coûteux. De mauvais choix peuvent générer des effets indésirables tels que des vibrations importantes, des efforts de coupe excessifs, une usure prématurée de l'outil, conduisant à des qualités de surfaces médiocres. Les approches empiriques ne peuvent donc constituer une solution globale à l'optimisation des procédés d'usinage (choix des conditions de coupe, choix des outils : géométrie, revêtement...etc.). Une alternative réside dans le développement d'outils de simulation basés sur des modèles prédictifs. Ces modèles permettent d'aller vers une meilleure compréhension des phénomènes thermomécaniques aux interfaces outil-copeau et outil- pièce qui conditionnent l'intégrité de la surface usinée ainsi que la durée de vie de l'outil de coupe. La mise en place d'un tel outil

nécessite une approche scientifique rigoureuse, combinant différents aspects fondamentaux.

Ces aspects comprennent l'identification et la modélisation de :

- La réponse thermo-viscoplastique des matériaux soumis à des sollicitations extrêmes.
- L'interaction entre la zone de coupe et les conditions tribologiques aux interfaces outil-copeau et outil-pièce.

La modélisation du processus de coupe a pour but de déterminer des grandeurs globales comme les efforts de coupe et des grandeurs locales comme le champ de température dans le système pièce-outil-copeau. Elle vise aussi à :

- Analyser les mécanismes d'usure de l'outil.
- Prédire l'état de surface de la pièce usinée. La caractérisation de l'intégrité de surface permet de définir la qualité de la surface produite, en terme de géométrie (rugosité, ondulations) et de contraintes résiduelles (néfastes à la tenue en fatigue s'il y a des tensions résiduelles au voisinage de la surface usinée).
- Comprendre les phénomènes d'instabilité thermomécanique (segmentation du copeau).
- Analyser la stabilité de la coupe suite aux vibrations du système outil-machine-pièce.

Une fois ces aspects appréhendés, on peut imaginer des retombées significatives en terme d'optimisation des procédés de coupe, de contrôle de trajectoire d'outil etc...

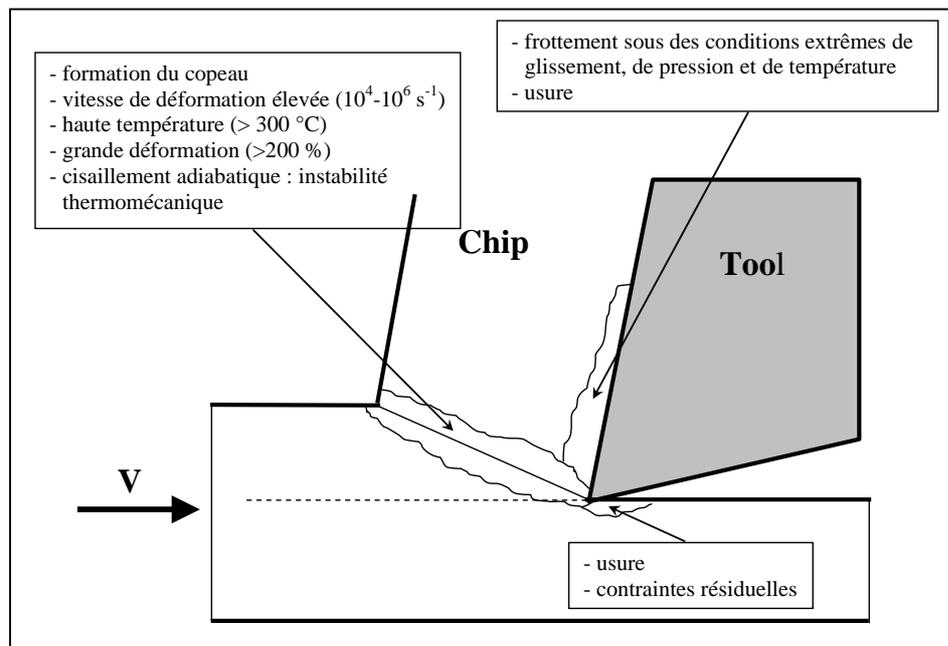


Figure 0 -1 : Illustration du processus thermomécanique de formation du copeau.

Sur la Figure 0 -1, se trouvent illustrés les points essentiels rencontrés dans la modélisation de l'usinage. Le copeau se forme par cisaillement intense dans une zone de cisaillement dite primaire où le matériau est soumis à de très grandes vitesses de déformation tout en subissant des températures et des taux de déformation élevés. Toute modélisation de l'usinage passe nécessairement par l'introduction d'une loi de comportement du matériau usiné identifiée dans des conditions proches de celles rencontrées en usinage. Mais cela ne suffit pas, car il faut aussi tenir compte du frottement intense se produisant à l'interface outil-copeau. Le phénomène de friction s'opère dans des conditions sévères de vitesses de glissement pouvant aller jusqu'à quelques dizaines de mètres par seconde, de températures pouvant aller jusqu'à 1000°C et au-delà et de très fortes pressions de l'ordre du GPa au voisinage de la pointe de l'outil. La caractérisation et la modélisation de la loi de frottement dans les conditions de l'usinage constituent un verrou scientifique de premier ordre.

Dans la littérature, les modèles de coupe peuvent être regroupés en trois catégories : (i) approches mécanistiques où les efforts de coupe sont donnés par des lois empiriques identifiées à partir des essais de coupe, (ii) modèles analytiques et (iii) modèles Eléments Finis (EF). Concernant les codes de simulation EF, on peut citer Abaqus-Explicite, Deform 2D ou 3D et AdvantEdge™ (Third Wave Systems). L'approche mécanistique a été implémenté dans le code CutPro par Y. Altintas de l'université de British Columbia. Pour cette approche, il est clair que l'on reste dépendant d'essais longs et coûteux. CutPro est principalement utilisé dans l'analyse de la stabilité de la coupe. Quant aux codes EF, on est souvent limité à une opération élémentaire de coupe orthogonale avec quelques tentatives de simulation 3D. En effet, actuellement la simulation EF des procédés industriels est loin d'être accessible. Il est clair qu'aujourd'hui, ni les modèles EF ni les modèles analytiques ne constituent une solution globale à la simulation des procédés d'usinage. Dans le cas d'une telle solution, on doit être capable de prédire un grand nombre de paramètres comme : (i) les efforts de coupe, (ii) l'échauffement et l'usure de l'outil, (iii) l'intégrité de la surface usinée (géométrie et contraintes résiduelles), et (iv) l'aspect vibratoire de la coupe.

L'objectif de cette thèse est de proposer une nouvelle modélisation de la coupe basée sur une approche hybride Analytique-EF. Le modèle prend en compte l'interaction entre les conditions thermomécaniques dans la zone de cisaillement primaire et les conditions tribologiques le long de la face de coupe de l'outil. Le problème thermique non linéaire-transitoire dans le système pièce-outil-copeau est résolu par EF avec une formulation de type Petrov-Galerkin avec un schéma implicite en temps. Afin de montrer le potentiel de ce

nouveau modèle, nous avons proposé une application au fraisage et au perçage. Nous avons également mis en place une nouvelle stratégie EF-ALE dans le code Abaqus-Explicite pour simuler une opération de coupe proche du fraisage.

Ce mémoire est organisé en quatre chapitres. Le premier présente une revue bibliographique sur les problématiques liées à l'usinage. On y présente également une discussion sur les techniques expérimentales et sur la modélisation.

Le deuxième chapitre est consacré à la présentation du nouveau modèle développé dans cette thèse. Il aborde d'une manière détaillée le couplage analytique et numérique servant à modéliser le processus thermomécanique de formation du copeau. La partie analytique du modèle concerne l'écoulement thermomécanique de la matière dans la zone primaire de cisaillement, la modélisation de l'interface outil-copeau et l'identification de la nature du contact outil-copeau. Le problème thermique transitoire et non linéaire dans le système pièce-outil-copeau est résolu numériquement par la méthode des EF.

Dans le troisième chapitre, on présente d'abord les résultats de notre modèle avec une validation expérimentale pour l'alliage d'aluminium AA2024-T351. Ensuite on analyse l'effet des conditions de coupe sur les efforts de coupe et sur les paramètres thermomécaniques dans le système pièce-outil-copeau.

Le quatrième chapitre est dédié à une première application du modèle au fraisage et au perçage. Il expose comment la nouvelle approche permet de modéliser d'une manière simple et rapide ces procédés industriels dont la modélisation est difficile avec les modèles existants.

Ce mémoire s'achève par une conclusion générale qui dresse un bilan du travail réalisé suivi de quelques perspectives.

Chapitre 1 : Etat de l'art sur la modélisation et l'expérimentation en usinage

1.1 Introduction

Ce chapitre présente une synthèse des différents travaux de recherche en usinage. Il expose les études faites par deux démarches complémentaires à savoir : (i) la démarche expérimentale qui concerne la mesure de grandeurs thermomécaniques (efforts et puissance de coupe, température) et (ii) la démarche théorique qui concerne la modélisation (analytique, numérique, hybride). Une attention particulière sera mise sur la modélisation de l'interface outil-copeau, l'identification de la nature du contact outil-copeau et le partage du flux de chaleur généré par frottement entre le copeau et l'outil.

1.2 Généralités sur la formation du copeau en usinage

Il existe différents types d'usinage en fonction de la géométrie de la pièce à obtenir. Nous pouvons citer le tournage, le fraisage, le perçage et le rabotage. Quel que soit le type d'usinage, l'enlèvement de la matière ou la formation du copeau se fait toujours par une action mécanique de l'outil de coupe sur la pièce usinée. Les outils de coupe utilisés sont formés de trois grandes parties : la face de coupe, la face de dépouille et l'arête de coupe, Figure 1-1:

- La face de coupe représente la partie de l'outil sur laquelle s'opère l'écoulement du copeau après sa formation.
- La face de dépouille est la partie de l'outil en contact avec la surface usinée.
- L'arête de coupe relie la face de coupe et la face de dépouille.



Figure 1-1 : Différentes parties d'un outil de coupe en usinage.

Plusieurs paramètres gouvernent le processus de formation du copeau et son écoulement sur la face de coupe de l'outil. Ces paramètres sont les conditions de coupe, le comportement du matériau usiné et le frottement à l'interface outil-copeau. Dans le cas de la coupe orthogonale, Figure 1-2, où la matière se déplace vers l'outil suivant une direction perpendiculaire à son arête de coupe, les conditions de coupe sont : l'avance, l'angle de coupe, la vitesse de coupe et l'angle de dépouille.

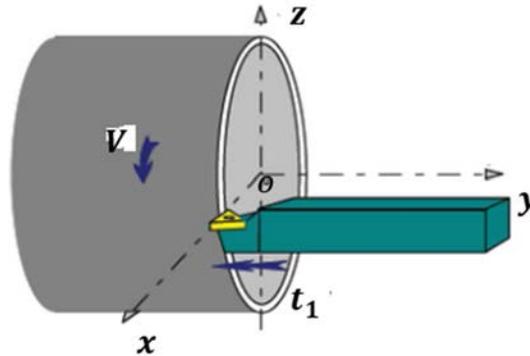


Figure 1-2 : Opération de coupe orthogonale dans le cas de l'usinage d'un tube ; l'arête appartient au plan (x,y) , Sabkhi [1].

Globalement, la formation du copeau est liée aux paramètres suivants :

- L'avance t_1 représente le déplacement de l'outil pendant un tour de la pièce.
- L'angle de coupe est l'angle entre la face de coupe de l'outil et le plan (x, y) . Les angles de coupe nuls ou négatifs entraînent des déformations plus importantes que les angles de coupe positifs.
- La vitesse de coupe V est un paramètre important dans le processus de coupe. Des études ont montré qu'une augmentation de la vitesse de coupe permet de réduire les efforts de coupe, et favorise une meilleure précision de l'usinage, une meilleure qualité de la surface usinée, et la possibilité d'usiner des matériaux à hautes performances tels que les superalliages.
- Le processus thermomécanique de formation du copeau se caractérise par des conditions extrêmes de déformation, de vitesse de déformation et de température. Ainsi le comportement du matériau usiné est une donnée cruciale dans l'étude des procédés d'usinage.

- Le frottement à l'interface outil-copeau est aussi un facteur déterminant en usinage. Le flux de chaleur généré par frottement est partagé entre l'outil de coupe et le copeau. L'évaluation du partage de ce flux de chaleur constitue toujours un verrou scientifique. Les conditions tribologiques le long de la face de coupe de l'outil affectent directement son usure.

Globalement les mécanismes qui sont à l'origine de la formation du copeau ne diffèrent pas d'un procédé d'usinage à un autre. Au niveau d'une arête élémentaire de l'outil (en discrétisant l'arête de coupe de l'outil), le copeau est le résultat d'une opération de coupe orthogonale ou oblique. Le matériau de la pièce subit une pression intense sous l'action de l'arête de coupe de l'outil et se déforme plastiquement le long d'une zone appelée zone de cisaillement primaire. Elle s'étend de la pointe de l'outil jusqu'à la surface libre du copeau, Figure 1-3. Dans cette zone, les déformations sont de l'ordre de 200% à 300%. Les vitesses de déformations sont aussi élevées et varient entre $10^2 s^{-1}$ et $10^6 s^{-1}$. Les températures peuvent dépasser les 300°C. La zone de cisaillement primaire est l'endroit où s'opère un changement brutal de l'écoulement de la matière qui passe de la vitesse de coupe V à la vitesse du copeau V_c . Dans la littérature, plusieurs modèles [2], [3] représentent la zone de cisaillement primaire par un plan incliné d'un angle de cisaillement ϕ par rapport à la direction de coupe et par une fine bande d'épaisseur constante h .

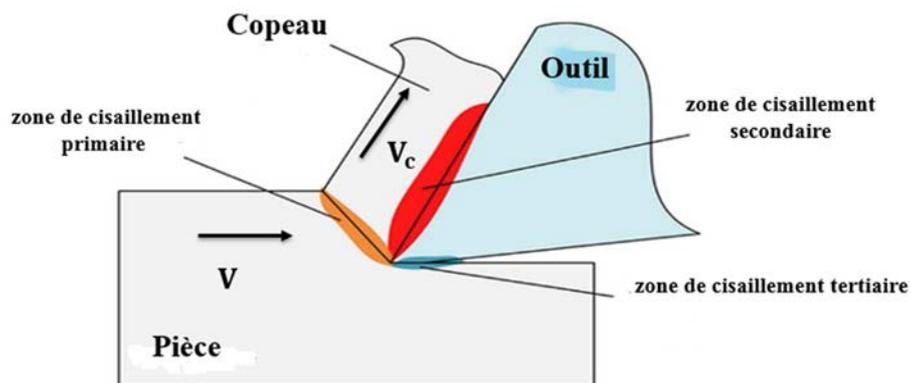


Figure 1-3 : Illustration des zones de cisaillement en usinage.

Au fur et à mesure que l'outil avance, le matériau de la pièce forme le copeau et s'écoule sur la face de coupe. L'effet de la pression de contact combiné à celui du frottement à l'interface outil-copeau engendre une déformation plastique supplémentaire proche de la pointe de l'outil dans une zone nommée zone de cisaillement secondaire, Figure 1-3. Les températures y sont

très élevées dans cette zone et peuvent être proches de la température de fusion du matériau usiné. Cette zone est souvent responsable de l'usure prématurée de l'outil. Elle est caractérisée par une épaisseur pouvant aller jusqu'à 10% de l'épaisseur du copeau déformé.

Une troisième zone de déformation est générée entre la face de dépouille de l'outil et la surface de la pièce usinée. C'est la zone de cisaillement tertiaire. Mais cette dernière est souvent négligée quand l'étude porte principalement sur la formation du copeau. Par contre elle influence la qualité de la surface usinée lors des opérations de finition et de super finition. La zone de cisaillement tertiaire peut avoir des conséquences sur les contraintes résiduelles thermiques et mécaniques apparaissant en subsurface de la pièce usinée. La Figure 1-3 donne une illustration des différentes zones de cisaillement durant le processus thermomécanique de formation de copeau.

La morphologie du copeau peut être utilisée comme un indicateur sur les chargements thermomécaniques qu'il subit et sur la stabilité de la coupe. L'état de l'arête de coupe et de la face de coupe peut également nous donner une information sur la nature du contact à l'interface outil-copeau (collant, glissant ou collant-glissant). Les essais d'usinage ont montré que les copeaux formés peuvent être de nature différente. Ainsi, en fonction du couple outil-matière et des conditions de coupe, les copeaux ont une forme continue, segmentée ou fragmentée comme indiqué sur Figure 1-4. Les conditions de frottement à l'interface outil-copeau ont aussi un effet sur la morphologie du copeau formé. Il est alors possible de passer d'un copeau continu à un copeau discontinu ou segmenté en modifiant par exemple la vitesse de coupe, l'avance, la géométrie de l'outil de coupe ou le matériau usiné. Le copeau fragmenté est souvent recherché par les industriels à cause de son évacuation et son traitement faciles. La fragmentation du copeau a aussi pour conséquence la diminution des efforts de coupe. Par contre un copeau continu est difficile à évacuer parce qu'il s'enroule sur lui-même et sur la face de coupe de l'outil favorisant l'usure de l'outil de coupe. Deux techniques sont souvent utilisées pour observer la formation du copeau. La première est la technique de « Quick -Stop » ou essai de coupe interrompue ; la seconde est basée sur l'utilisation d'une caméra vidéo rapide.

La technique de « Quick-Stop » utilise un dispositif d'arrêt brutal du processus de coupe lorsque l'outil est encore engagé dans la pièce en cours d'usinage. Ainsi la formation du copeau est



Copeau continu



Copeau continu avec arête rapportée



Copeau segmenté



Copeau fragmenté

Figure 1-4 : Différentes morphologies des copeaux formés en usinage, Childs et al. [4].

figée à un instant donné et analysée ultérieurement avec d'autres dispositifs comme le microscope électronique à balayage (MEB), le microscope optique etc. Ces dispositifs permettent aussi de quantifier la longueur de contact outil-copeau, l'épaisseur du copeau, les épaisseurs des zones de cisaillement primaire et secondaire. Elles mettent aussi en évidence la microstructure du copeau, Oxley [5]. Pour la deuxième technique, elle consiste à mettre en place une instrumentalisation in situ du dispositif de coupe à l'aide d'une caméra CDD. Dans la littérature, plusieurs auteurs ([6],[7],[8]) ont étudié succinctement les causes des différentes morphologies observées lors de la formation du copeau ainsi que leur effet sur la stabilité de la coupe. Une brève description de ces études est rapportée dans la suite de ce chapitre.

D'après Trent et Wright [6], la morphologie de copeau peut nous renseigner sur la stabilité de la coupe qui peut être associée à des champs de température et de vitesse de déformation stationnaire. Ainsi selon ces auteurs, le copeau continu se forme lorsque le niveau de la contrainte d'écoulement dans la bande de cisaillement primaire ne subit pas un fort adoucissement. Dans le cas contraire, on observe un copeau segmenté dû à la succession de rupture dans le copeau. Les travaux de M'wsaoubi et al. [7] ont montré que ce type de copeau est généralement obtenu pour des vitesses de coupe faibles.

Plusieurs auteurs se sont intéressés à l'étude des mécanismes de formation du copeau segmenté. A titre d'exemple, Nouari et al. [9] ont étudié ce phénomène dans le cas de l'usinage de l'alliage de titane. A l'issu de leur travail, ils ont expliqué les phénomènes physiques qui sont à l'origine de l'apparition des segments liés à la formation des bandes de cisaillement adiabatique. En effet selon ces auteurs, la segmentation est due à l'augmentation de la quantité de chaleur générée par déformation plastique lorsque la vitesse de coupe ou d'avance augmente. On assiste alors à un phénomène d'adoucissement thermique rentrant en compétition avec le durcissement du matériau. La conductivité de ces alliages étant faible, l'énergie thermique augmente fortement et devient difficile à dissiper dans le matériau. L'adoucissement thermique fait chuter alors les caractéristiques mécaniques du matériau favorisant ainsi la création des zones de localisation avec des déformations plastiques intenses et sans possibilité d'échange de chaleur avec le reste du matériau. Il en ressort la naissance des bandes de cisaillement adiabatiques favorisant la segmentation du copeau.

Le phénomène de formation d'arête rapportée en usinage est largement discuté dans la littérature. En effet l'arête est une matière qui se dépose sur la face de coupe de l'outil modifiant ainsi sa géométrie initiale au voisinage de l'arête de coupe de l'outil. On assiste alors au changement du contact outil-copeau. Trent et Wright [6], Oxley [5], ont montré que l'arête rapportée dépend fortement de la vitesse de coupe ; l'arête s'affine lorsque la vitesse de coupe augmente. Le phénomène est très prononcé dans l'usinage des alliages métalliques. Il est à noter aussi que l'arête rapportée dégrade l'état de surface de la pièce usinée par des dépôts. C'est donc un phénomène à éviter surtout en finition.

1.3 Techniques d'expérimentation en usinage

Les études expérimentales sur l'usinage continuent à se développer car elles permettent d'une part d'analyser les phénomènes physiques mis en jeu dans le processus de formation du copeau et d'autres parts de valider les différents modèles théoriques développés. Les opérations réelles d'usinage (fraisage, perçage, tournage) sont complexes car elles exigent des mouvements et des géométries d'outil particuliers. De ce fait, l'instrumentation pour la mesure et l'observation in situ des opérations d'usinage se révèle difficile. D'où le recours aux dispositifs modèles pour reproduire et étudier les différentes opérations d'usinage. La configuration d'usinage la plus maîtrisée du point de vue théorique (modélisation analytique, éléments finis) et expérimentale est la coupe orthogonale. C'est une coupe à géométrie simple

contrairement aux autres procédés (fraisage, perçage, tournage). Ce qui facilite l'instrumentation pour les mesures des efforts de coupe ainsi que la température.

La puissance mécanique produite en usinage est en majorité transformée en chaleur à travers les déformations plastiques dans les zones de cisaillement primaire et secondaire et le frottement dans la zone glissante du contact outil-copeau. Les flux de chaleur issus de ces zones sont dissipés de manière non équivalente dans la pièce, dans l'outil et dans le copeau. Il est primordial de connaître la distribution des températures générées afin de comprendre et améliorer le processus de coupe. Mais compte tenu du fort gradient thermique dans le système pièce-outil-copeau, la mesure de la température en usinage est très difficile et complexe. Dans la littérature, différentes techniques expérimentales de mesure de température en usinage ont vu jour. Une brève présentation de quelques-unes est faite dans la suite de ce paragraphe.

La technologie de mesure de température par thermocouple se base sur l'effet Seebeck du nom de son auteur Thomas Seebeck. Son principe est le suivant : un apport thermique à la jonction de deux matériaux conducteurs d'électricité crée une force électromotrice. Cette force dépend des matériaux utilisés et son évaluation caractérise la température mesurée. La relation entre la force électromotrice et la température est connue pour certains couples de métaux et est utilisée par les industriels pour fabriquer des thermocouples normalisés. Le thermocouple a l'avantage d'être simple et flexible à l'utilisation. En tournage il est inséré dans l'outil, relativement proche de l'arête de coupe. Par contre en fraisage il est inséré dans la pièce et proche de la zone de coupe. On distingue plusieurs types de thermocouple. Les plus répandus sont les thermocouples standards et dynamiques.

Plusieurs auteurs ont fait usage des thermocouples standards pour évaluer les températures en usinage. Bouzid [10] a utilisé cette méthode pour évaluer la température dans l'outil de coupe en carbure. Dans les travaux de Matsumoto [11], les thermocouples ont été exploités pour étudier l'évolution de la température en fonction des conditions de coupe et de la dureté du matériau. Il a implanté un thermocouple à une profondeur de 0.025 mm de la surface usinée. A l'issue de ses travaux, il a montré que la propagation de la chaleur dans la pièce usinée est plus élevée dans le cas des aciers durs que dans celui des aciers doux. Les inconvénients liés à l'utilisation de ces thermocouples sont entre autre la difficulté de les positionner le plus proche possible de l'arête de coupe de l'outil et la fragilisation de la tête de l'outil de coupe. Cette technique de mesure a été utilisée par l'industriel CIRTES qui propose des outils instrumentés pour le tournage et le fraisage, Figure 1-5. Elle permet la mesure en continue de

la température au voisinage de l'arête de coupe durant le processus d'usinage. Un exemple d'utilisation de ces outils se trouve dans les travaux de G. Le Coz et al. [12].

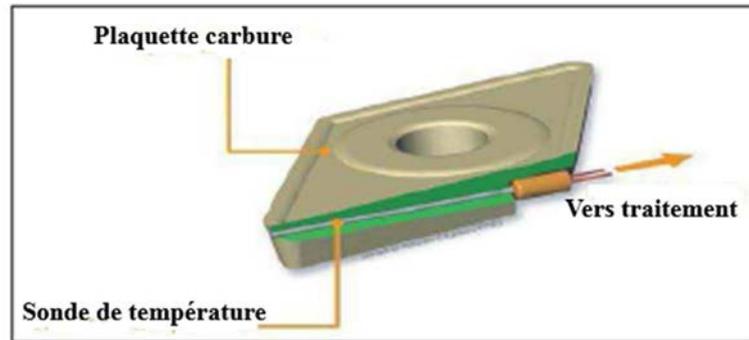


Figure 1-5 : Plaquette instrumentée CIRTES (CIRTES 2004).

On trouve aussi des thermocouples dynamiques. Ces derniers se mettent en place en utilisant les composants participant à la coupe à savoir l'outil et la pièce usinée. L'effet Seebeck est toujours exploité. L'outil et la pièce représentent les deux éléments du thermocouple. A l'interface entre l'outil et la pièce une jonction se forme. C'est cette dernière qui jouera le rôle de thermocouple. Trigger [13] a fait usage des thermocouples dynamiques pour évaluer les températures à l'interface outil-copeau pendant l'usinage.

La mesure de température par pyromètre infrarouge représente une technique sans contact basée sur l'émission d'onde électromagnétique. Elle consiste à la comparaison de deux énergies : celle émise par le corps chauffé et celle émise par la source étalon. Une connaissance de l'émissivité des matériaux est nécessaire afin de pouvoir établir un rapport entre les ondes émises mesurées et les températures. En usinage le pyromètre est pointé près de la zone de coupe. Il est possible de remonter à la température aux interfaces par des méthodes inverses. L'utilisation des caméras de thermographie infrarouge est aussi basée sur l'émissivité des matériaux. Elle permet d'évaluer directement les champs de température durant le processus de formation du copeau. Cette technique a fait ses preuves en coupe orthogonale. Le Calvez [14] a utilisé une caméra infrarouge à balayage pour observer les faces latérales de l'outil et évaluer les isothermes dans l'outil. L'utilisation de ces moyens de mesures aux procédés comme le tournage, le fraisage et le perçage n'est pas toujours maîtrisée.

Parmi les paramètres importants de la coupe, il y a les efforts de coupe qui nous renseignent sur la puissance mécanique nécessaire à l'enlèvement de matière. Ils nous permettent

d'apporter une aide dans le choix de l'outil de coupe et des conditions de coupe. On mesure les efforts à l'aide d'une table dynamométrique. Le principe de ces tables est basé sur les déformations des capteurs piézoélectriques suite aux efforts de coupe. Ainsi on arrive à mesurer les différentes composantes de l'effort global de coupe à savoir : l'effort axial ou effort d'avance, l'effort radial ou effort de pénétration et l'effort tangentiel ou effort de coupe. D'après Bissey [15], les tables dynamométriques sont d'une précision, d'une sensibilité et d'une rigidité tout à fait acceptable. Ce qui permet leur utilisation sans perturber l'opération d'usinage pour certaines conditions de coupe.

Notons que malgré l'avancée des dispositifs de mesure des paramètres thermiques et mécaniques en usinage, certaines grandeurs demeurent difficilement mesurables surtout aux interfaces outil-copeau et outil-pièce. De plus les approches empiriques ne permettent pas d'analyser plusieurs paramètres locaux dont dépendent directement l'optimisation du procédé, comme la distribution de la température à l'interface outil-copeau, les conditions tribologiques le long de la face de coupe de l'outil...etc. D'où la nécessité des modèles théoriques. Soulignons aussi que la modélisation ne remplace pas complètement la recherche expérimentale. Les deux approches sont complémentaires. Nous présentons dans les paragraphes qui suivent un résumé non exhaustif des travaux de recherche en matière de modélisation analytique et numérique de l'usinage.

1.4 Revue bibliographique sur la modélisation analytique et numérique de l'usinage

1.4.1 Modélisation analytique

Dans la littérature, la modélisation des procédés d'usinage comme le fraisage est principalement basée sur l'approche mécanistique, Altintas [16]. C'est une approche empirique qui nécessite l'identification des pressions spécifiques de coupe à partir d'essais d'usinage. Son intérêt réside principalement dans la modélisation des vibrations en usinage où l'interaction outil-matière est donnée par ces pressions spécifiques de coupe, Altintas [16], Mousseigne et al. [17].

De nombreux auteurs se sont appliqués à développer des modèles analytiques pour l'étude des phénomènes thermomécaniques en usinage. Mais compte tenu de la complexité des procédés de coupe industriels (fraisage, tournage et perçage), la plupart des modèles concernent la coupe orthogonale et oblique avec une arête droite. En effet, l'hypothèse de la coupe

orthogonale ramène à un problème plan. Toutefois, l'étude de la coupe orthogonale a permis une meilleure compréhension des phénomènes physiques rencontrés en usinage. Nous dressons ici une revue de quelques-uns de ces modèles qui demeurent les bases de la modélisation analytique en usinage.

Merchant [2] est l'un des premiers auteurs à proposer une modélisation de l'usinage. Dans son modèle, il a supposé que le copeau se forme par cisaillement intense dans la zone primaire de cisaillement assimilé à un plan, caractérisée par l'angle de cisaillement ϕ par rapport à la vitesse de coupe V , Figure 1-6. Le contact outil-copeau a été supposé glissant ; la zone de cisaillement secondaire est donc négligée. Le comportement du matériau usiné est considéré parfaitement plastique. Partant de l'hypothèse de l'uniformité de la contrainte de cisaillement τ dans la zone de cisaillement primaire, on calcule l'effort de cisaillement dans cette zone par la relation suivante :

$$F_s = w l_{OA} \tau = w \frac{t_1}{\sin \phi} \tau \quad (2.1)$$

où w désigne la largeur de coupe (la profondeur de la coupe), l_{OA} la longueur de la zone primaire et t_1 l'avance, Figure 1-6. L'équilibre du copeau permet d'évaluer les efforts de coupe :

$$\begin{cases} F_p = F_s \frac{\cos(\lambda - \alpha)}{\cos(\phi + \lambda - \alpha)} \\ F_q = F_s \frac{\sin(\lambda - \alpha)}{\cos(\phi + \lambda - \alpha)} \end{cases} \quad (2.2)$$

Dans ces formules F_p et F_q représentent respectivement les efforts de coupe et d'avance. λ et α correspondent à l'angle de frottement ($\lambda = \tan^{-1}(\bar{\mu})$) et à l'angle de coupe.

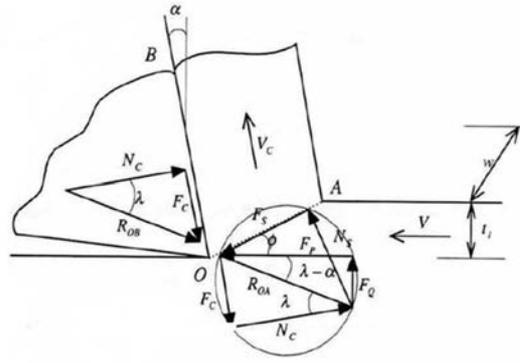


Figure 1-6 : Modèle de Merchant, Merchant [2].

L'angle de cisaillement ϕ est obtenu par la minimisation de la puissance de coupe :

$$P = F_p V = \tau w t_1 V \frac{\cos(\lambda - \alpha)}{\sin \phi \cos(\phi + \lambda - \alpha)} \quad (2.3)$$

Sachant que τ et λ sont supposés constants, la minimisation aboutit à la loi de Merchant :

$$\phi = \frac{\pi}{4} + \frac{\alpha - \lambda}{2} \quad (2.4)$$

Le modèle est purement mécanique et ne prend pas en compte l'effet de la déformation, de la vitesse de déformation et de la température dans le comportement du matériau usiné et donc sur le calcul des efforts de coupe. Le contact outil-copeau étant supposé totalement glissant, la loi de frottement utilisée est celle de Coulomb. Ce qui montre clairement que ce modèle n'est pas en accord avec les observations expérimentales.

Albrecht [18] dans sa modélisation, s'est inspiré du modèle de Merchant sans négliger le rayon d'arête de l'outil de coupe. Ainsi dans l'évaluation des efforts de coupe, il a prouvé l'importance de la contribution des efforts dus au rayon d'arête. A l'issue de ces travaux, il ressort que les efforts dus au rayon d'arête ne sont pas négligeables.

Oxley [5] est le premier à développer une approche thermomécanique de la coupe orthogonale. Son modèle a permis aussi de proposer une méthode pour prédire les conditions de formation de l'arête rapportée dans le cas de l'usinage des aciers à faible vitesse. En effet, le modèle d'Oxley s'appuie sur des observations expérimentales faites à partir des micrographies des copeaux. A l'issue de ces observations, il suppose que le cisaillement primaire s'effectue dans une zone fine d'épaisseur constante. Il ajoute que l'écoulement du

copeau le long de la face de coupe induit une zone de cisaillement secondaire ayant une forme triangulaire. L'auteur considère également que la vitesse d'une particule de matière dans la zone de cisaillement secondaire est nulle à l'interface outil-copeau. Le contact est donc supposé totalement collant. Le comportement du matériau usiné est décrit dans ce modèle par une loi thermo-viscoplastique dont l'expression est la suivante :

$$\sigma = \sigma_0(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, \theta) \bar{\epsilon}^n(\dot{\bar{\epsilon}}, \theta) \quad (2.5)$$

où σ , $\dot{\bar{\epsilon}}$ et $\bar{\epsilon}$ représentent respectivement la contrainte, la vitesse de déformation et la déformation équivalentes. La température et l'érouissage sont donnés par θ et n . Dans la zone de cisaillement secondaire, Oxley suppose que l'écoulement du copeau est fortement affecté par l'effet de la température générée par la déformation plastique. En conséquence, dans cette zone l'effet de l'adoucissement thermique prime sur l'érouissage. Ce qui réduit la loi de comportement à l'équation suivante :

$$\sigma_{OB} = \sigma_0(\dot{\bar{\epsilon}}, \theta) \quad (2.6)$$

σ_{OB} représentant ici la contrainte d'écoulement du matériau dans la zone de cisaillement secondaire, Figure 1-7.

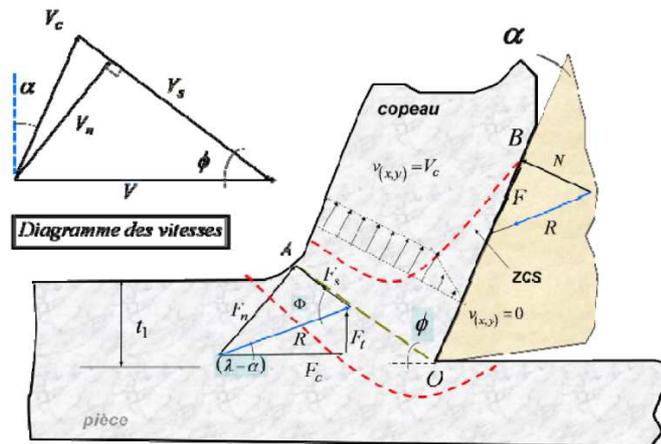


Figure 1-7 : Illustration de la coupe orthogonale selon le modèle d'Oxley, Oxley [5].

Le modèle permet de déterminer la contrainte dans la bande primaire τ_{OA} et à l'interface outil- copeau τ_{OB} en prenant en compte le comportement thermo-viscoplastique du matériau.

Partant de l'équilibre du copeau, on évalue l'angle de cisaillement primaire ϕ à partir de l'expression implicite suivante :

$$\frac{\sin \lambda}{\sin \phi \cos(\phi + \lambda - \alpha)} \tau_{OA} = \frac{\cos(\phi + \lambda - \alpha)}{\cos \lambda} \left(1 + \frac{\pi}{2} - 2\phi - \frac{2}{3} C n \right) \quad (2.7)$$

où C est une constante déterminée à partir des équations donnant la pression hydrostatique sur la pointe de l'outil. Son expression est la suivante :

$$C = -\frac{1}{2n} \left(\frac{\tau_{OB}}{\tau_{OA} \tan \lambda} - 1 - \frac{\pi}{2} + 2\alpha \right) \quad (2.8)$$

La longueur du contact outil-copeau est déterminée à partir de l'équilibre des moments appliqués à la pointe de l'outil :

$$l_c = t_1 \frac{\cos(\phi + \lambda - \alpha)}{\cos \lambda \sin \phi} \left(1 + \frac{\pi}{2} \right) - 2\phi - \frac{2}{3} C n \quad (2.9)$$

La force du modèle d'Oxley réside dans la prise en compte de la zone de cisaillement secondaire dans la modélisation et l'introduction d'une loi de comportement thermomécanique du matériau usiné. Néanmoins plusieurs points faibles sont à soulever dans cette modélisation :

- Le contact outil-copeau a été supposé totalement collant ce qui n'est pas toujours le cas quel que soit le matériau et les conditions de coupe. Les expériences ont prouvé que le contact peut être collant, glissant ou une combinaison des deux.
- Oxley a fait usage de plusieurs relations empiriques pour déterminer la vitesse de déformation dans le plan de cisaillement et la température dans le copeau.
- Ce modèle ne permet pas une prédiction de la distribution de la température le long de la face de coupe.

Gilormini [19] a développé aussi un modèle thermomécanique en partant de la distribution du champ de vitesse proposé par Oxley. L'auteur calcule ensuite la fraction de la chaleur due à la déformation plastique dans la zone primaire qui est évacuée dans le copeau. Partant de cette fraction de chaleur, il évalue la température dans la pièce et dans le copeau. En plus, en se référant aux travaux de Boothroyd [20],[21] il détermine la température moyenne à l'interface outil copeau.

Molinari et Dudzinski [3], Dudzinski et Molinari [22] ont mis en place un modèle thermomécanique de formation de copeau en coupe orthogonale et en régime stationnaire. Leur modèle se focalise sur l'écoulement de la matière dans la zone de cisaillement primaire considérée comme une bande fine d'épaisseur constante. Ce modèle a permis d'évaluer la déformation, la vitesse de déformation, la température et la contrainte de cisaillement dans la zone primaire.

Dans leurs travaux, Moufki et al. [23],[24],[25] ont développés des modèles thermomécaniques en coupe orthogonale [23] et oblique [24],[25] . Dans [23], le comportement du matériau usiné est décrit par une loi puissance thermo viscoplastique dont l'expression est :

$$\tau = \mu_0 (\gamma + \gamma_p)^n \dot{\gamma}^m T^v \quad (2.10)$$

où γ , $\dot{\gamma}$ et T représentent respectivement la déformation, la vitesse de déformation et la température. Les paramètres n , m , et v désignent respectivement le coefficient d'écrouissage, le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation et l'adoucissement thermique. γ_p et μ_0 sont des caractéristiques du matériau. Le contact outil-copeau a été supposé parfaitement glissant. Ce modèle permet de prédire la longueur du contact outil-copeau, la distribution de la contrainte de cisaillement et de la vitesse de déformation dans la bande primaire de cisaillement. A l'interface outil-copeau, la température est estimée en résolvant analytiquement le problème thermomécanique dans le copeau avec les hypothèses suivantes :

- Le contact outil-copeau est parfaitement glissant.
- L'arête de coupe est supposée tranchante négligeant ainsi le rayon d'arête de l'outil.
- Dans la direction d'écoulement du copeau, le transfert de chaleur se fait uniquement par convection et le transfert par conduction est négligé.
- Solution 2D stationnaire en négligeant le flux de chaleur dans l'outil et dans la pièce.

Les auteurs ont introduit une loi de frottement qui donne l'évolution du coefficient de frottement apparent en fonction la température moyenne \bar{T}_{int} à l'interface outil-copeau. L'expression de cette loi est la suivante :

$$\bar{\mu} = \mu_0 \left(1 - \left(\frac{\bar{T}_{int}}{T_f} \right)^q \right) \quad (2.11)$$

Dans cette relation, T_f représente la température de fusion du matériau. μ_0 et q sont respectivement un coefficient de frottement de référence et un paramètre contrôlant la baisse de $\bar{\mu}$ en fonction de \bar{T}_{int} . Dans cette loi, la décroissance du coefficient de frottement apparent avec la température traduit parfaitement les observations expérimentales en usinage grande vitesse. L'évolution de la pression de contact à l'interface est décrite par une loi décroissante :

$$P(x) = P_0 \left(1 - \frac{x}{l_c} \right)^\xi \quad (2.12)$$

où P_0 représente la pression à la pointe de l'outil et ξ un coefficient qui contrôle le profil de la pression. x est la position le long de la face de coupe ($x=0$ est la pointe de l'outil). A partir de cette distribution de pression, le flux de chaleur généré par frottement à l'interface outil-copeau est estimé en tenant compte du contact parfaitement glissant :

$$Q(x) = \bar{\mu} V P(x) \quad (2.13)$$

Le problème thermique dans le copeau est ensuite résolu analytiquement. La température à l'interface outil-copeau est donnée par cette expression :

$$\begin{cases} T_{int} = \frac{\bar{\mu} P_0 \sqrt{V_c}}{\sqrt{\pi k \rho c}} \left(\frac{1}{(l_c)^\xi} \sum_{i=0}^{\xi} \frac{2}{2i+1} C_i^\xi (l_c - x)^{\xi-1} x^{\frac{2i+1}{2}} \right) + \theta_h \\ C_i^\xi = \frac{\xi!}{(\xi-i)! i!} \end{cases} \quad (2.14)$$

où θ_h est la température à la sortie de la zone de cisaillement primaire. Les auteurs ont fait une étude paramétrique qui leur a permis de choisir la valeur 2 pour le coefficient ξ . Ainsi pour $\xi=2$ et à une distance $x = \frac{1}{3} l_c$ de la pointe de l'outil, la température maximale est atteinte. Quant à la température moyenne \bar{T}_{int} qui conditionne l'évolution du coefficient de frottement apparent, elle est donnée par :

$$\bar{T}_{int} = \frac{\bar{\mu} P_0 \sqrt{V_c l_c}}{\sqrt{\pi k \rho c}} \sum_{i=0}^{\xi} \frac{2}{2i+1} C_i^{\xi} \left(\sum_{j=0}^{\xi} (-1)^j C_{\xi-j}^j \frac{2}{2(i+j)+3} \right) + \theta_h \quad (2.15)$$

L'introduction d'une loi de frottement avec une dépendance en température est un point fort de ce modèle. Elle a permis de reproduire des tendances expérimentales comme la diminution des efforts de coupe lorsque la vitesse de coupe augmente. Par contre, l'hypothèse d'un contact parfaitement glissant n'est pas en accord avec les tendances expérimentales.

Des modèles analytiques basés sur la méthode de source de chaleur mobile, ont été proposés par Komanduri et Hou [26]–[28] pour calculer la température dans le système pièce-outil-copeau. Dans leur premier modèle [27], les auteurs ont considéré uniquement la source de chaleur due au frottement à l'interface outil-copeau. Pour déterminer la distribution de la température dans l'outil et dans le copeau, ils s'appuient sur les travaux de Jaeger [29] en faisant l'hypothèse que la source de chaleur due au frottement est mobile pour le copeau et stationnaire pour l'outil. Dans un autre modèle illustré par la Figure 1-8, Komanduri et Hou [28] ont pris en compte la source de chaleur due à la déformation plastique dans la zone primaire et celle due au frottement à l'interface. Cette fois ci, les auteurs évaluent la température dans le système pièce-outil-copeau en se basant sur le modèle développé par Hahn [30] qui introduit des sources images pour se rapprocher des conditions aux limites du problème thermique réel.

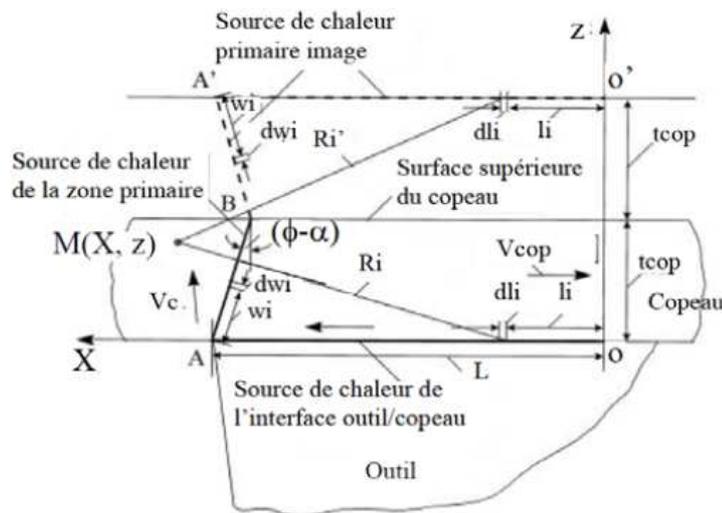


Figure 1-8 : Modèle de source de chaleur de la zone primaire en mouvement et son image (Komanduri et Hou [28]) ; le but est de considérer une condition aux limites d'adiabacité au niveau de la surface libre du copeau.

Ce modèle se fonde sur les hypothèses suivantes :

- La source de chaleur dans la zone de cisaillement primaire est partagée entre la pièce et le copeau.
- La pièce et le copeau sont des massifs semi-infinis
- Les conditions aux limites thermiques sur la face extérieure du copeau doivent être prises en compte.
- Solution stationnaire.

Dans la littérature, on note que les modèles du contact outil-copeau changent d'un auteur à l'autre. La nature du contact est fortement tributaire du comportement du matériau usiné, du chargement thermomécanique et du frottement à l'interface outil-copeau. Plusieurs modèles ont fait leur preuve en matière de prédiction des grandeurs globales comme les efforts de coupe et d'avance, l'angle de cisaillement etc. Mais les avis sont très partagés quant à la prédiction de la nature du contact et des grandeurs locales à l'interface outil-copeau comme, la valeur du coefficient de frottement local, la distribution de la température et des contraintes le long du contact. Ces informations sont nécessaires pour l'analyse de l'usure des outils de coupe et donc pour l'optimisation des procédés d'usinage. Par exemple, Oxley [5] a supposé un contact purement collant. D'autres auteurs comme Merchant [2] et Doyle [31], Molinari et Dudzinski [2], Moufki et al. [20] ont supposé un contact purement glissant. Les études expérimentales menées par Childs [32] ont montré l'existence d'une partie collante et d'une partie glissante du contact à l'interface outil-copeau. Les mêmes tendances ont été observés par Zorev [33]. Selon Childs [32], la zone de contact collant est adjacente à l'arête de coupe et s'étend de la pointe de l'outil jusqu'à une certaine distance sur la face de coupe. C'est dans cette zone que s'opère le cisaillement secondaire. Elle prend aussi le nom de zone de contact plastique. La zone de contact glissante est la zone de frottement outil-copeau. Iqbal et al. [34] ont aussi étudié expérimentalement et numériquement le contact outil-copeau en usinage. A l'issue de leur étude, ils ont montré que le contact outil-copeau est collant-glissant pour des vitesses de coupe assez élevées et ont révélé que le collage augmente avec la vitesse de coupe. On peut passer alors d'un contact complètement glissant à un contact où la partie collante devient importante en augmentant la vitesse de coupe. L'influence de la loi de frottement utilisée dans la prédiction de la nature du contact a été aussi abordée par ces mêmes auteurs. D'après leur étude, les lois de frottement qui prennent en compte le comportement du matériau usiné et la nature collante et glissante du contact reproduisent mieux les tendances

expérimentales. Dans la plupart des modélisations les auteurs fixent les longueurs des deux zones. Özel [35] estime que la longueur du contact collant L_a est égale à la profondeur de passe t_1 . Selon Shatla et al. [36], L_a est égale à deux fois la profondeur de passe t_1 . Andrev [37] suppose que cette longueur est égale à celle du contact glissant. Quant à Kato et al. [38], ils égalisent L_a à l'épaisseur du copeau formé t_2 . Abuladze et al. [39] définissent cette longueur par la relation suivante :

$$L_a = t_1 \left[\frac{t_2}{t_1} (1 - \tan \alpha) + \sec \alpha \right] \quad (2.16)$$

Dans une autre étude, Özel et Zeren [40] proposent la relation suivante pour évaluer le contact collant :

$$L_a = \frac{h_2}{\sin(\phi - \alpha)} \quad (2.17)$$

où h_2 désigne l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire. Intéressons-nous à présent à l'aspect numérique de la modélisation de l'usinage.

1.4.2 Modélisation numérique

La modélisation numérique de l'usinage s'appuie généralement sur la méthode des éléments finis dans les codes de calculs comme DEFORM®, ABAQUS®, AdvantEdge™. Elle permet l'estimation de certaines grandeurs difficiles d'accès par l'expérience apportant ainsi une amélioration significative dans la compréhension des phénomènes thermiques et mécaniques qui gouvernent la formation du copeau. A titre d'exemple, nous citerons la distribution de la température, des déformations et des contraintes dans les zones de cisaillement et à l'interface outil-copeau. La méthode des éléments finis (EF) demeure l'outil numérique le plus utilisé de nos jours pour simuler la formation du copeau. Dans les paragraphes qui suivent nous présentons brièvement les différentes formulations EF utilisées dans les simulations ainsi que leurs avantages et limites.

La majorité des modèles EF développés sont en coupe orthogonale avec l'une des formulations suivantes : la formulation lagrangienne, la formulation eulérienne et la formulation Arbitraire Lagrange Euler (ALE).

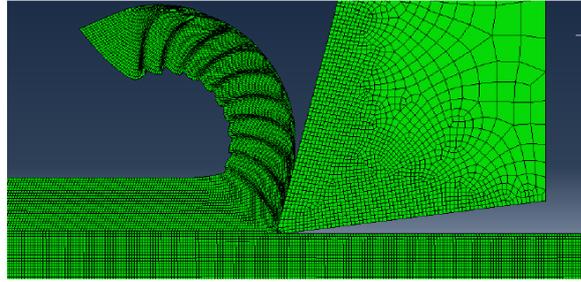


Figure 1-9 : Formation de copeau en formulation lagrangienne.

En formulation lagrangienne, chaque nœud du maillage suit le mouvement du point matériel auquel il est affecté. Le maillage se déforme donc avec la matière. On peut alors simuler le processus de formation du copeau depuis la pénétration de l'outil dans la pièce usinée jusqu'à l'obtention du copeau. Il est possible de simuler la segmentation du copeau en introduisant un critère d'endommagement. Cette formulation doit son insuffisance aux problèmes de distorsion des éléments du maillage nécessitant alors un remaillage régulier et continu. Dans la littérature, la formulation lagrangienne a fait l'objet de plusieurs travaux de recherche en usinage. Mabrouki et al. [41], Atlati et al. [42] ont développé un modèle thermomécanique EF en configuration lagrangienne sur Abaqus-Explicit pour étudier l'influence de la vitesse de coupe sur les paramètres thermomécaniques de formation du copeau dans le cas de l'usinage de l'alliage d'aluminium AA2024-T351. Dans leur modèle, ils ont fait usage d'un critère d'endommagement pour prédire la formation de copeau segmenté comme le montre la Figure 1-9. Dans [42], les auteurs ont introduit un nombre adimensionnel, nommé rapport d'intensité de segmentation, qui permet de caractériser la formation d'un copeau segmenté. Mamalis et al. [43] ont mis en place un modèle thermomécanique de coupe dans le code de calcul EF MARC. Dans leur modèle, la formation du copeau est liée à un critère de séparation du copeau du reste de la pièce. Childs et al. [44] ont utilisé AdvantEdgeTM basé sur une formulation lagrangienne pour prédire les conditions de formation de l'arête rapportée. Umbrello et al. [45] ont étudié l'influence de la loi de comportement de Johnson-Cook sur la simulation EF de l'acier inox 316L en utilisant le code de calcul DEFORM-2DTM. La simulation EF lagrangienne a été également appliquée à l'usinage assisté par laser, Ayed et al. [46], Germain et al. [47] ou par jet d'eau à haute pression, Ayed et al. [48]. Dans [48], les auteurs ont utilisé le module interaction fluide/structure disponible dans Abaqus.

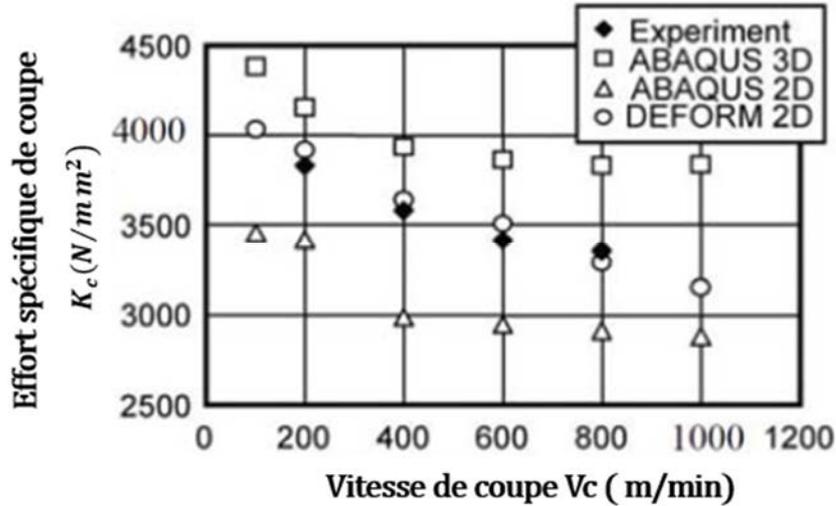


Figure 1-10 : Comparaison des résultats expérimentaux aux résultats éléments finis obtenus avec Abaqus-Explicit et Deform, Uhlmann et al. [49].

Il est à noter que deux techniques sont utilisées dans cette formulation pour simulation la formation du copeau. La première est basée sur la suppression des éléments et est utilisée dans certains codes de calcul comme Abaqus-Explicit. La seconde est la technique de remaillage. Les résultats de la simulation dépendent fortement de la technique utilisée. Une étude menée par Uhlmann et al. [49] pour l'usinage de l'inconel 718, met en évidence ce phénomène, Figure 1-10. Les résultats de cette figure révèlent une bonne corrélation entre l'effort spécifique mesuré expérimentalement et celui obtenu numériquement par Deform 2D. Par contre, on note une sous-estimation de l'effort obtenu par Abaqus-Explicit 2D et une surestimation de celui obtenu par Abaqus 3D. En se référant aux résultats numériques obtenus en 2D, on peut déduire que la technique de suppression des éléments sous-estime les efforts de coupe, contrairement à la technique de remaillage.

Contrairement à la formulation lagrangienne, la formulation eulérienne considère un domaine fixe dans lequel s'écoule la matière, Figure 1-11. Cette formulation a été utilisée pour étudier l'écoulement du copeau continu. Elle nécessite une prédéfinition de la géométrie du copeau déformé. Cette approche est à l'origine de la genèse des simulations numériques en usinage. Elle ne permet pas la simulation du copeau discontinu (segmenté ou fragmenté). Kim et al [50] ont utilisé cette approche pour étudier l'effet du rayon d'arête de l'outil sur les paramètres thermomécaniques de l'usinage en coupe orthogonale.

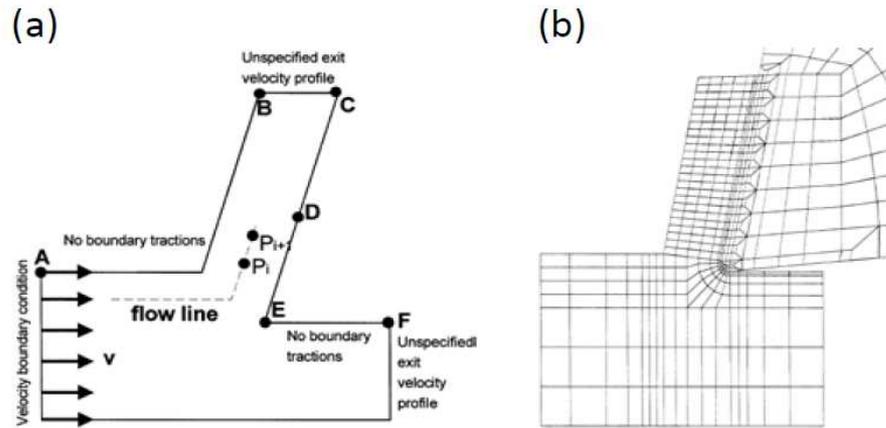


Figure 1-11 : Illustration de la formulation eulérienne, Kim et al. [50].

Les modèles EF basés sur l'approche Arbitraire Lagrange Euler (ALE), permettent de prendre en compte les avantages des deux formulations précédentes. L'objectif est de pouvoir simuler la formation du copeau tout en évitant une distorsion excessive du maillage dans la zone de cisaillement primaire, au voisinage de l'arête de coupe de l'outil et à l'interface outil-copeau. En effet, dans ce type de formulation, le maillage est mobile mais la vitesse des nœuds est partiellement indépendante de celle de la matière. Les nœuds du maillage situés sur la frontière du domaine peuvent être lagrangiens (même vitesse que celle de la matière) eulériens (fixes) ou mixte (eulériens dans la direction tangentielle et lagrangiens dans la direction normale). Cette formulation est illustrée sur la Figure 1-12. La différence entre le mouvement du maillage et celui de la matière permet d'éviter les problèmes de distorsions du maillage rencontrés en formulation lagrangienne.

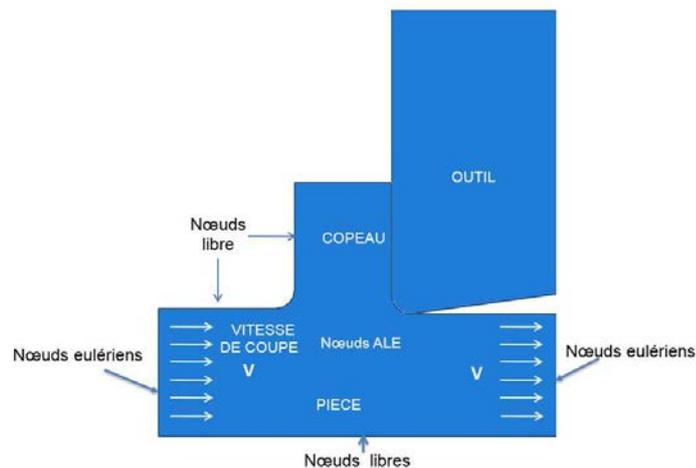


Figure 1-12 : Illustration de l'approche ALE.

Plusieurs travaux ont été réalisés dans la littérature avec cette formulation. A titre d'exemple, nous citerons, Haglund et al.[51]. Arrazola et al. [52] ont développé un modèle ALE 3D de coupe oblique en utilisant Abaqus-Explicit pour étudier l'effet de différents paramètres du procédé sur les efforts de coupe et sur la direction d'écoulement du copeau. Dans [53] et [54], la simulation EF ALE a été utilisé pour étudier l'effet du coefficient de frottement local sur la nature du contact et sur la formation de l'arête rapportée lors de l'usinage des matériaux ductiles. Outeiro et al. [55] ont proposé un modèle EF ALE sous Abaqus-Explicit pour analyser l'effet de l'opération d'usinage sur la surface usinée pour le cuivre.

Le potentiel prédictif des modèles dépend fortement de : (i) la loi de comportement et de, (ii) la loi de frottement. L'utilisation d'une loi de comportement adéquate prenant en compte les effets du couplage thermomécanique sur le matériau usiné est indispensable pour une bonne simulation du processus de formation de copeau. La difficulté majeure est l'identification de la loi de comportement dans les conditions proches de celles que l'on observe en usinage. Dans la littérature la majorité des lois de comportement utilisées en usinage s'écrivent sous la forme suivante :

$$\sigma = \sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) \quad (2.18)$$

Dans cette expression la contrainte d'écoulement σ est une fonction de la déformation ε , de la vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}$ et de la température T . Les lois de comportement utilisées sont souvent des lois thermo-viscoplastiques qui prennent en compte l'effet de l'écrouissage, de la vitesse de déformation et de l'adoucissement thermique Nous présentons dans ce qui suit quelques exemples de loi de comportement implémentées dans les codes de calcul EF.

La loi de comportement de Johnson-Cook [56] est très utilisée en usinage. C'est une loi phénoménologique qui décrit le comportement du matériau usiné par l'équation suivante :

$$\bar{\sigma} = \left[A + B\bar{\varepsilon}^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right] \quad (2.19)$$

Dans cette loi, A et B sont des paramètres du matériau. Les coefficients C , m et $\dot{\bar{\varepsilon}}_0$ représentent respectivement le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation, l'adoucissement thermique et une vitesse de déformation de référence. Les températures T_f et T_0 désignent respectivement la température de fusion et la température de référence. Cette loi

est implémentée dans le code de calcul EF commercial Abaqus. La loi de Johnson-Cook est très utilisée dans la littérature, Molinari et al. [53], Giraud et al. [57]. Cependant, cette loi phénoménologique montre ses limites dès que le couplage entre l'évolution de la microstructure et le comportement est très fort, Iturbe et al. [58].

Marusich et Ortiz [59] ont proposé une loi de comportement thermo-viscoplastique très utilisée pour la simulation de l'usinage et implémentée dans le code calcul AdvantEdge™. Ce code est un logiciel de calcul EF spécialement dédié à la simulation de l'usinage. Il est basé sur une formulation lagrangienne explicit avec un remaillage adaptatif continu. Cette loi est donnée par :

$$\begin{aligned} \left(1 + \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0}\right) &= \left(\frac{\bar{\sigma}}{g(\bar{\epsilon})}\right)^{m_1} & \text{si } \dot{\bar{\epsilon}} \leq \dot{\bar{\epsilon}}_t \\ \left(1 + \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0}\right) \left(1 + \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_t}{\dot{\bar{\epsilon}}_0}\right)^{m_2} &= \left(\frac{\bar{\sigma}}{g(\bar{\epsilon})}\right)^{m_2} & \text{si } \dot{\bar{\epsilon}} \geq \dot{\bar{\epsilon}}_t \end{aligned} \quad (2.20)$$

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

où m_1 et m_2 représentent les coefficients de sensibilité à faible et haute vitesse de déformation. $\dot{\bar{\epsilon}}_t$ est la vitesse de déformation de transition. Le terme $\Theta(T)$ correspond à l'effet de la température.

Zerrili et Armstrong [60] ont proposé une loi de comportement basée sur le mouvement des dislocations en lien avec la microstructure du matériau. Ils décrivent la contrainte équivalente $\bar{\sigma}$ du matériau comme une fonction de la déformation plastique équivalente $\bar{\epsilon}$, de la vitesse de déformation $\dot{\bar{\epsilon}}$, de la température T , du diamètre moyen des grains D et de la structure cristallographique du matériau usiné. L'expression de la loi de Zerrili-Armstrong est la suivante :

- Pour un matériau cubique à faces centrées :

$$\bar{\sigma} = C_1 + \frac{C_2}{\sqrt{D}} + C_3 \sqrt{\bar{\epsilon}} \exp(-C_6 T + C_7 T \ln(\dot{\bar{\epsilon}})) \quad (2.21)$$

- Pour un matériau cubique centré :

$$\bar{\sigma} = C_1 + \frac{C_2}{\sqrt{D}} + C_5 \exp(-C_6 T + C_7 T \ln(\dot{\epsilon})) + C_4 \bar{\epsilon}^n \quad (2.22)$$

- Pour un matériau hexagonal compact :

$$\bar{\sigma} = C_1 + \frac{C_2}{\sqrt{D}} + C_3 \sqrt{\bar{\epsilon}} \exp(-C_6 T + C_7 T \ln(\dot{\epsilon})) + C_5 \exp(-C'_6 T + C'_7 T \ln(\dot{\epsilon})) \quad (2.23)$$

où C_1 à C_7 , C'_6 et C'_7 sont des constantes du modèle déterminées expérimentalement. Elles dépendent de la structure cristallographique du matériau.

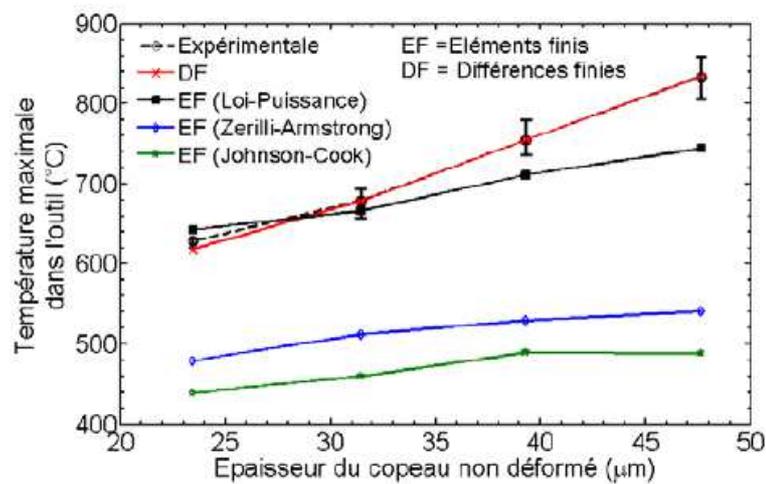


Figure 1-13 : Influence de la loi de comportement sur la prédiction de la température, Davies et al. [61].

Il est à rappeler que l'effet de la loi de comportement du matériau usiné sur les résultats d'une simulation n'est pas négligeable. Une étude portant sur l'influence de la loi de comportement sur la prédiction de la température a été réalisée par Davies et al. [61]. En analysant la Figure 1-13 nous remarquons que l'utilisation de la loi de Johnson-Cook donne des écarts considérables (200 à 340°C) par rapport aux mesures expérimentales, tandis que la loi puissance permet de mieux prédire la température dans l'outil, avec des écarts qui varient de 20 à 100°C.

Compte tenu du chargement thermomécanique intense en usinage, les phénomènes physiques aux interfaces outil-pièce et outil-copeau, sont très complexes. Par conséquent, la température peut atteindre des valeurs très élevées aux interfaces (surtout à l'interface outil-copeau) et participe d'une manière significative à l'usure rapide de l'outil et même à sa rupture. Une bonne prise en compte des paramètres mécaniques et thermiques aux interfaces s'avère

nécessaire pour une meilleure prédiction. Parmi ces paramètres, il y a : le coefficient de frottement, le coefficient de partage de la source de chaleur par frottement et la résistance thermique du contact.

Plusieurs études ont montré l'influence du coefficient de frottement sur les résultats des simulations , Ozel [62], Filice [63], Haglund [51] , Arrazola et Ozel [64], Molinari et al. [53], Atlati et al. [54]. Dans la littérature, on trouve différentes lois de frottement dont la plus simple et la plus utilisée est la loi de Coulomb.

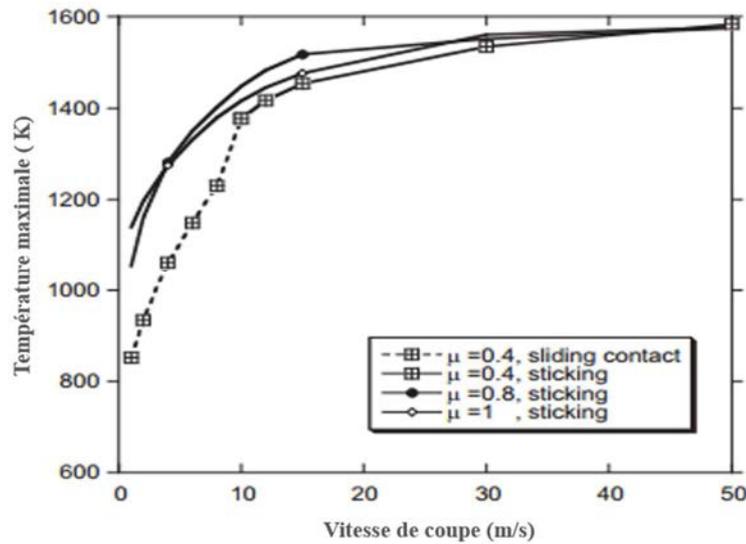


Figure 1-14 : Influence du coefficient de frottement sur la prédiction de la température maximale à l'interface outil copeau, Molinari et al.[53].

D'une manière générale, le coefficient de frottement dépend de la vitesse de glissement, de la pression et de la température. Ainsi, Moufki [23] dans ses travaux a montré la dépendance en température du coefficient de frottement. La dépendance en pression a été étudié par Ozel [62]. Dans la loi de frottement de Tresca, la contrainte de frottement τ_f est reliée à la contrainte d'écoulement σ_0 du matériau par l'expression suivante :

$$\tau_f = -m \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \frac{V_g}{\|V_g\|} \quad (2.24)$$

où V_g représente la vitesse de glissement, m le coefficient de frottement de Tresca qui varie entre 0 et 1. Cette loi est souvent utilisée en mise en forme à chaud. En se basant sur des

observations expérimentales, Usui et Shirakashi [65] ont proposé une loi de frottement reliant la contrainte normale σ_n à la contrainte de frottement τ_f par la relation suivante :

$$\tau_f = \tau_y \left(1 - \exp \left(- \frac{\mu \sigma_n}{\tau_y} \right) \right) \quad (2.25)$$

où τ_y est la contrainte d'écoulement en cisaillement du matériau et μ est le coefficient de frottement. Childs et al. [4], ont proposé une version modifiée de cette loi :

$$\tau_f = m \tau_y \left(1 - \exp \left(- \frac{\mu \sigma_n}{m \tau_y} \right)^n \right)^{\frac{1}{n}} \quad (2.26)$$

Les nouveaux paramètres m et n représentent respectivement le coefficient de lubrification et le coefficient prenant en compte la transition de la zone collante à la zone glissante. Shekon et Sheno [66] ont proposé une loi viscoplastique reliant la contrainte de frottement à la vitesse de glissement par la relation suivante :

$$\tau_f = \mu K(\bar{\epsilon}, T) \frac{V_g}{\|V_g\|^{1-p}} \quad (2.27)$$

Dans cette équation, K désigne la rigidité du matériau qui est fonction de la déformation et de la température. Le coefficient p est un coefficient de sensibilité à la vitesse de glissement du copeau sur l'outil. Iwata et al. [67] ont développé une loi de frottement en prenant en compte la dureté du matériau :

$$\tau_f = \frac{H_v}{0.07} \tanh \left(\frac{0.07 \mu \sigma_n}{H_v} \right) \quad (2.28)$$

où H_v est la dureté Vickers du matériau. Zorev [33] a proposé une loi en prenant en compte l'aspect collant et glissant du contact. La contrainte de frottement s'écrit comme suit :

$$\tau_f = \begin{cases} \tau_y & \text{si } \mu \sigma \geq \tau_y \text{ zone collante} \\ \mu \sigma & \text{si } \mu \sigma < \tau_y \text{ zone glissante} \end{cases} \quad (2.29)$$

Ce modèle figure parmi les plus utilisés pour représenter l'aspect collant et glissant du contact en usinage. Récemment, les auteurs Zemzemi et al. [68], Bonnet et al [69], Rech et al. [70] ont développé des lois empiriques de frottement en usinage décrivant le coefficient de frottement comme une fonction de la température de contact, la pression de contact et la vitesse locale de glissement.

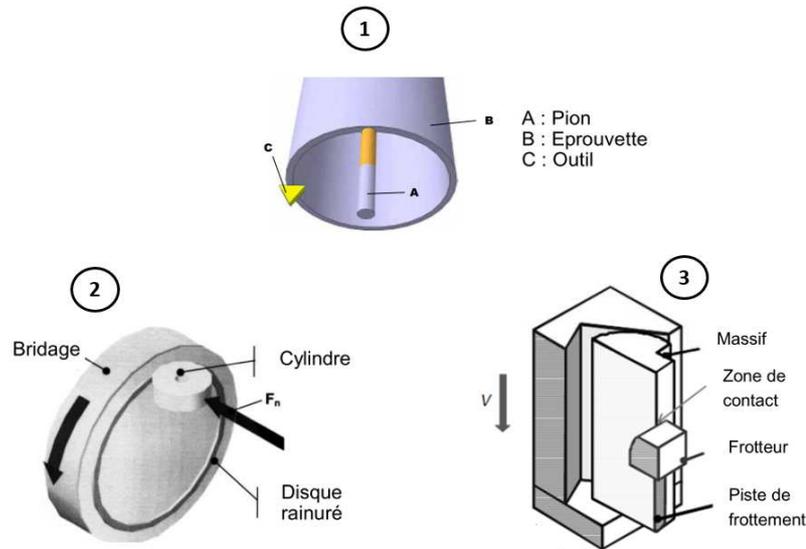


Figure 1-15 : Quelques exemples de système de caractérisation du frottement en usinage : (1) Zemzemi et al. [68] , (2) Grzesik et al. [71] , (3) Brocaïl et al. [72].

La caractérisation du coefficient de frottement peut se faire à partir des essais de coupe par méthode inverse comme dans Ozel et Zeren [40]. En ce qui concerne la caractérisation au moyen de tribomètres, plusieurs dispositifs spécifiques ont été développés dans la littérature. Nous citerons dans ce sens les travaux de Grzesik et al. [71], Zemzemi et al. [68], Brocaïl et al. [72], montrés à la Figure 1-15. D'une manière générale, notons que la caractérisation du frottement a permis de disposer de données pour différents couples outil-matière où le frottement est fonction des conditions thermomécaniques de sollicitation à savoir : la vitesse de glissement, la pression et la température.

Comme évoqué plus haut, de nombreux travaux ont prouvé la sensibilité des grandeurs thermomécaniques des modèles au coefficient de frottement. A cet égard, la Figure 1-14 issue des travaux de Molinari et al. [53] montre l'effet du coefficient de frottement sur la variation de la température maximale à l'interface outil-copeau dans le cas de l'usinage de l'acier 42 CrMo4. Nous remarquons une augmentation de la température maximale à l'interface outil- copeau avec le coefficient de frottement pour une gamme de vitesse de coupe inférieure à 30 m/s. Par contre au-delà de cette vitesse l'effet est négligeable.

Une étude détaillée sur la sensibilité d'un modèle éléments finis ALE pour la coupe orthogonale de l'acier 42CrMo4 à ces données a été présentée par Arrazola [73]. L'auteur a montré dans cette étude que l'accroissement du coefficient de frottement induit une augmentation des efforts de coupe et d'avance, de la longueur de contact, de la pression de contact, de l'épaisseur du copeau et de la température. Il a également souligné que l'effort d'avance est plus impacté. D'un autre côté, cette étude montre que le point le plus chaud de l'outil se rapproche de la fin du contact lorsque le frottement augmente et que l'effet du frottement est moins remarquable aux grandes vitesses de coupe comme dans les résultats de Molinari et al. [53].

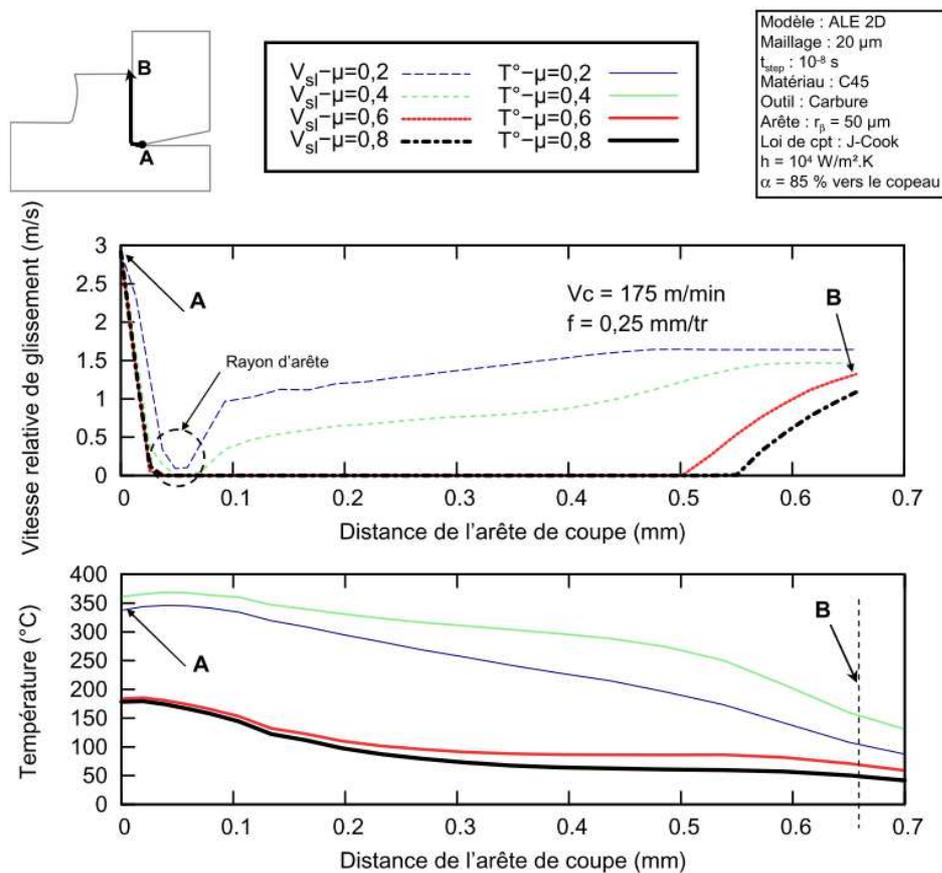


Figure 1-16 : Influence du coefficient de frottement sur la température à la surface de l'outil et sur la vitesse relative de glissement à l'interface, Courbon et al. [74].

Une étude similaire a été menée par Courbon et al. [74] sur l'usinage de l'acier C45. Quelques résultats issus de cette étude sont montrés sur la Figure 1-16 . Ils concernent l'évolution de la vitesse de glissement le long de l'interface outil-copeau et celle de la température à la surface de l'outil. Une analyse de cette figure permet de remarquer une décroissance de la vitesse de glissement sur une partie du contact lorsque le coefficient de frottement augmente. Sur cette

partie du contact, pour des coefficients de frottement plus élevés, la vitesse de glissement tend vers zéro. Ce qui est synonyme d'un contact collant. Cette partie collante du contact se réduit au rayon d'arête pour des faibles valeurs de frottement. Ce qui a permis aux auteurs d'affirmer que le collage du contact outil-copeau augmente avec le coefficient de frottement. D'autres parts, il est à remarquer sur les résultats de la Figure 1-16 une baisse de la température de l'outil pour des valeurs élevées du coefficient de frottement. Courbon et al. [74] ont expliqué ce phénomène par l'effet du coefficient de frottement sur la génération de chaleur à l'interface outil-copeau et sur le flux de chaleur transmis à l'outil montré sur la Figure 1-17. Selon les auteurs, pour une variation du coefficient de frottement de 0.2 à 0.4, la contrainte de frottement augmente très rapidement tandis que l'augmentation de la vitesse de glissement est lente. On assiste alors à une élévation de la puissance dissipée par frottement, conduisant à un échauffement plus soutenu de l'outil. Par contre, lorsque le frottement varie de 0.6 à 0.8 la puissance dissipée par frottement est réduite car la vitesse de glissement est nulle sur la majorité du contact qui est collant. Par conséquence, une diminution des températures s'observe sur la surface de l'outil.

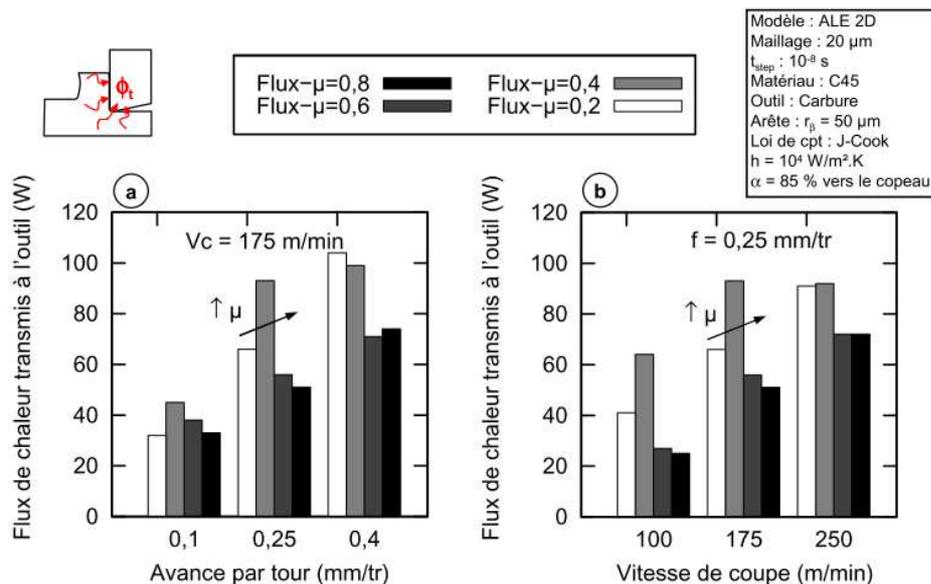


Figure 1-17 : Influence du coefficient de frottement sur le flux de chaleur transmis à l'outil, Courbon et al. [74].

Les conditions tribologiques dépendent d'une manière générale de la loi de frottement et des paramètres thermiques du contact. Les autres aspects comme l'oxydation ne sont pas abordés dans ce document. La thermique du contact demeure toujours un enjeu scientifique dans les problèmes de tribologie en général et dans les simulations d'usinage en particulier. Selon plusieurs auteurs, Bardon [75], Komanduri et Hou [76], Laraqi et Baïra [77], Bauzin et al.

[78], lorsqu'un contact glissant existe entre deux solides, deux paramètres thermiques gouvernent le comportement thermique à leur interface. Il s'agit de la conductance thermique (inverse de la résistance thermique) et du coefficient de partage de la source de chaleur générée par frottement. En effet, à l'échelle de la rugosité, le contact n'est jamais parfait car il existe souvent des irrégularités sur les deux surfaces en contact. Ces irrégularités constituent une barrière thermique. La résistance thermique de contact traduit alors une discontinuité thermique entre les deux surfaces. Plus le contact est imparfait, plus la résistance thermique sera élevée. Le modèle de Bardon [75] illustré par la Figure 1-18 est le modèle le plus répandu et le plus exploité dans la majorité des études tribologiques pour décrire l'effet de ces deux paramètres.

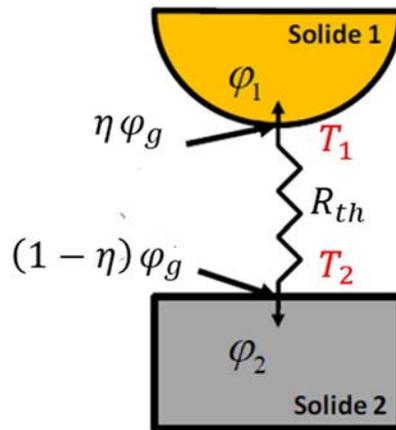


Figure 1-18 :Modèle thermique d'un contact avec frottement entre deux solides: mise en évidence du coefficient de partage de chaleur η et de la résistance thermique R_{th} du contact, Abdelali [79].

Dans ce modèle, la résistance thermique du contact et le coefficient de partage interviennent dans le calcul des flux thermiques dans les deux solides.

$$\begin{cases} \varphi_g = \varphi_1 + \varphi_2 \\ \varphi_1 = \eta \varphi_g + \frac{1}{R_{th}}(T_2 - T_1) \end{cases} \quad (2.30)$$

avec :

φ_g : source de chaleur due au frottement [W/m^2].

φ_1, φ_2 : source de chaleur due au frottement transmis vers le solide 1 et vers le solide 2 [W/m^2].

η : coefficient de partage de φ_g .

R_{th} : résistance thermique de contact [$K W^{-1}m^2$].

T_1, T_2 : température de contact du solide 1 et du solide 2.

Ce modèle est implémenté dans le code de calcul EF Abaqus. Toutefois, une bonne estimation des deux paramètres s'impose. De nombreux auteurs ont abordé l'évaluation de ces paramètres par des approches analytiques ou expérimentales, Laraqi et al. [80], Childs et al. [4], numériques, Atlati et al. [81], Ceretti et al. [82], Bourouga et al. [83]. D'une manière générale, il ressort des travaux de ces auteurs une faible valeur de la résistance thermique à l'interface outil-copeau ($10^{-4} - 10^{-6} K W^{-1}m^2$). Ainsi en usinage, beaucoup de travaux utilisent une conductance thermique très élevée supposant ainsi un contact presque parfait. Dans ce contexte, Arrazola [73] a simulé la coupe orthogonale de l'acier AISI 4140 avec des outils en carbure non revêtu par l'approche ALE en prenant une valeur de $10^5 W K^{-1}m^{-2}$ comme conductance thermique. Nous pouvons également citer les travaux de Yen et al. [84], Ozel [62].

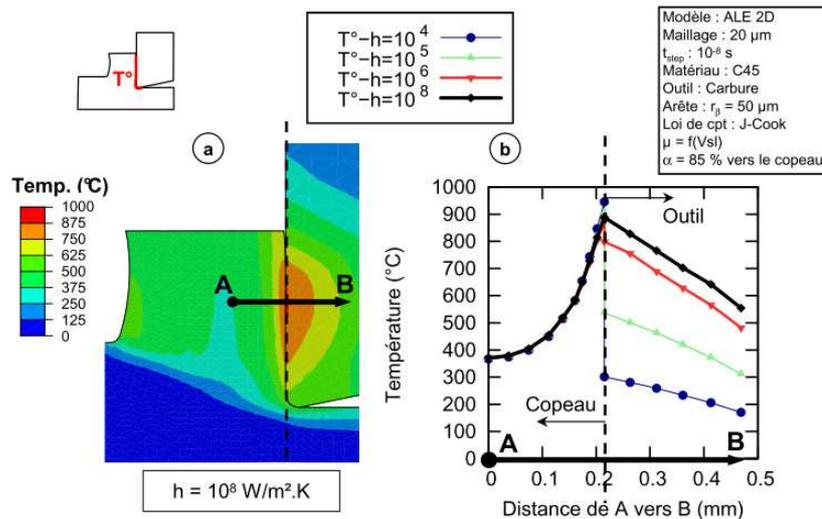


Figure 1-19 : Effet de la conductance thermique du contact sur la continuité de la température à l'interface outil-copeau ($V=175m/min, f=0.25mm/tr$), Courbon et al. [74].

Quel est réellement l'effet de ce paramètre sur les prédictions des simulations EF ? Les travaux de Arrazola [73] , Courbon et al. [74] apportent un début de réponse. Selon ces auteurs, les grandeurs mécaniques à savoir : les efforts de coupe, la longueur de contact outil copeau, l'épaisseur moyenne du copeau sont peu sensibles à ce paramètre thermique. Son effet se remarque plutôt sur les résultats thermiques comme montrés sur la Figure 1-19 issue des travaux de Courbon et al. [74]. Sur cette figure, les auteurs mettent en évidence l'influence de la conductance thermique sur la continuité de la température à l'interface dans le cas de l'usinage d'un acier C45 avec une vitesse de coupe $V = 175 \text{ m/min}$. Il ressort de ces résultats qu'une conductance thermique élevée, synonyme d'un contact parfait conduit à une continuité de la température de part et d'autre de l'interface. On rappelle que dans Abaqus-Explicite, ceci se traduit par un pas temps qui devient très petit 10^{-11} à 10^{-12} s.

Modèles	Coefficients de partage de la source de chaleur par frottement
Grzesik et Nieslony [85]	$\eta_{outil} = 1 - \left[1 + 1.5(k_{outil} / k_{pièce})(\alpha_{pièce} / \alpha_{outil})^{0.5} \right]^{-1}$
Kato et Fujii [86]	$\eta_{outil} = \left[1 + ((k \rho c)_{outil} / (k \rho c)_{pièce})^{0.5} \right]^{-1}$
Atlati et al. [81]	$\eta_{outil} = \begin{cases} a_1 & si \quad 0 \leq V_{sl} \leq V_{sl1} \\ a_2 V_{sl} + a_3 & si \quad V_{sl1} \leq V_{sl} \leq V_{sl2} \\ a_4 + (a_5 - a_4) \exp(-a_6 V_{sl}) & si \quad V_{sl} \geq V_{sl2} \end{cases}$

Tableau 1-1 : Quelques modèles pour le coefficient de partage η de la source de chaleur due au frottement à l'interface outil-copeau.

Concernant le coefficient de partage, beaucoup d'auteurs indiquent que la majorité du flux de chaleur est transmis vers le copeau lorsque la vitesse de coupe devient élevée. Par contre, les avis sont partagés sur son estimation réelle. Dans la majorité des simulations éléments finis, il est considéré constant. L'enjeu scientifique de l'évaluation du partage du flux de chaleur par frottement entre l'outil et le copeau est toujours d'actualité. Quelques modèles de son estimation sont présentés dans le Tableau 1-1. Le coefficient de partage peut influencer d'une manière significative la distribution de la température dans l'outil et dans le copeau. Dans une

étude menée par Akbar et al. [88] , une grande différence dans les résultats a été constatée en considérant les modèles du Tableau 1-1 pour l'usinage de l'acier AISI 4140 avec un outil en carbure de tungstène.

Dans la littérature, on trouve également des modélisations combinant la méthode des EF avec des approches analytiques ou d'autres approches numériques. Tay et Lee [89] ont développé un modèle hybride couplant la méthode des éléments finis et la méthode des éléments de frontière pour évaluer la distribution de la température dans le copeau, la pièce usinée et l'outil de coupe. Les auteurs ont discrétisé le copeau et la pièce usinée par éléments finis. La discrétisation par éléments de frontière a été appliquée à l'outil. Elle consiste à discrétiser seulement les frontières de l'outil de coupe. Ces auteurs expliquent cela par l'hypothèse selon laquelle l'outil est largement grand devant le copeau. Cette discrétisation appliquée à l'outil a permis de réduire considérablement le nombre de nœuds de l'outil et par conséquent le temps de calcul. La température moyenne à l'interface outil-copeau a été aussi analysée. Les résultats obtenus étaient en bon accord avec les mesures expérimentales. Dans [89], on s'intéresse au cas stationnaire où les sources de chaleur sont estimées à partir du modèle d'Oxley [5] . Un modèle hybride couplant la méthode des éléments finis et l'analytique a été récemment développé par Bahi et al. [90]. Dans ce modèle, les auteurs ont considéré seulement le copeau avec l'hypothèse que la source de chaleur due au frottement est totalement évacuée vers le copeau. La partie EF ne sert qu'à résoudre le problème thermique stationnaire dans le copeau avec la prise en compte la zone de cisaillement secondaire. Pour ce faire, les auteurs ont supposé que l'inclinaison de la zone de cisaillement primaire par rapport à la direction de coupe n'a pas d'effet sur le problème thermique dans le copeau. D'un autre côté, la température dans la zone de cisaillement primaire est calculée à partir d'un modèle unidimensionnel adiabatique. D'une manière générale l'approche de Bahi,[90] et [91] présente plusieurs limitations : (i) le couplage entre la zone de cisaillement primaire et l'interface outil-copeau n'est pas pris en compte, (ii) les flux de chaleur dans l'outil et dans la pièce sont négligés, (iii) on se place dans le cas stationnaire, (iv) la température à la sortie de la zone de cisaillement primaire est supposée uniforme.

1.5 Conclusion

Ce premier chapitre a passé en revue l'usinage par enlèvement de matière. Il nous a permis de faire la lumière sur la complexité du procédé de coupe qui s'explique par l'interaction entre les nombreux phénomènes thermomécaniques. La prise en compte de tous ces phénomènes rend difficile la modélisation. L'étude bibliographique exposée a mis en évidence l'intérêt des travaux réalisés en matière de modélisation et d'expérimentation ainsi que leurs limitations.

En effet, la majorité des modèles analytiques sont basés sur des hypothèses simplificatrices ne permettant pas de prendre en compte tous les aspects de la coupe. Quant aux modèles numériques, elles se rapprochent mieux des réalités expérimentales mais nécessitent des temps de calcul très coûteux et sont difficilement applicables aux procédés industriels. Toutefois, beaucoup d'efforts restent encore à faire sur l'évaluation de certains paramètres numériques qui conditionnent les résultats des simulations numériques. Ainsi, à l'interface outil-copeau, les avis sont toujours partagés sur l'identification de la nature du contact et sur la modélisation du frottement. D'autre part, la compréhension du partage de la source de chaleur générée par frottement entre l'outil de coupe et le copeau constitue aussi un véritable challenge dans la recherche scientifique.

Motivés par les capacités prédictives des modèles et les limites des approches existantes, nous nous intéressons dans cette thèse :

- Au développement d'un modèle fiable et plus rapide en temps de calcul que les modèles éléments finis existants.
- A l'introduction d'une nouvelle manière de prise en compte du partage du flux de chaleur dû au frottement à l'interface outil-copeau dans les modélisations.
- A la mise en place d'un modèle simple et facilement applicable aux procédés industriels comme le perçage, le fraisage et le tournage.

Pour ce faire, nous proposons une nouvelle approche hybride alliant les avantages de la modélisation analytique et celle de la méthode des EF. Une première application au perçage montrera tout le potentiel de cette modélisation.

Chapitre 2 : Nouvelle approche hybride de la modélisation thermomécanique de l'usinage à sec

2.1 Introduction

Malgré les nombreux travaux de recherche portant sur la modélisation de l'usinage, ses phénomènes thermomécaniques sont loin d'être parfaitement maîtrisés. La compréhension des phénomènes thermiques et la détermination des champs de température dans les zones affectées par l'usinage sont étroitement liées à celles des conditions tribologiques. Comme soulevé dans le chapitre 1, plusieurs modèles analytiques de coupe orthogonale de la littérature sont basés sur différentes approches pour prendre en compte les conditions tribologiques à l'interface outil-copeau. Dans Oxley [5], le contact est supposé collant et ceci indépendamment des conditions de coupe et du couple outil-matière. Merchant [2] a fait l'hypothèse d'un contact purement glissant avec une approche de modélisation mécanique. Moufki et al. [23] ont proposé une loi de frottement où le coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ évolue en fonction de la température moyenne de la face de coupe de l'outil. Cette loi a permis de reproduire plusieurs tendances expérimentales comme la baisse de $\bar{\mu}$ quand la vitesse de coupe augmente.

L'interaction entre l'outil et le matériau usiné dépend fortement du comportement thermomécanique à l'interface outil-copeau qui varie d'une manière complexe avec les conditions de coupe, le couple outil-matière et le procédé d'usinage. Il faut noter que selon le procédé considéré, tournage, fraisage ou perçage, la modélisation de cette interaction devient complexe. Ceci s'explique par le fait que chaque procédé implique des spécificités liées à la géométrie de l'outil, à la quantité de matière usinée à chaque instant et à la cinématique de la coupe. La simulation des procédés d'usinage nécessite donc l'identification et la modélisation des conditions de frottement aux interfaces outil-copeau et outil-pièce. Ces conditions de frottement représentent des verrous scientifiques de première importance dont l'intérêt apparaît clairement dans les problématiques liées à l'intégrité des surfaces usinées et à l'usure des outils de coupe. A l'interface outil-copeau, le contact présente un caractère mixte, collant-glissant, qui dépend d'une manière complexe des conditions d'usinage. Les modèles éléments finis développés avec les codes de calcul ont permis la prise en compte de la nature mixte du contact. Par contre, il est à rappeler que le partage du flux de chaleur dû au frottement dans la

zone glissante du contact demeure toujours un verrou scientifique dans ces modèles éléments finis. Comme présenté dans l'état de l'art, les avis sont toujours partagés sur l'identification du coefficient de partage. A ce problème de partage, s'ajoute celui de la résistance thermique du contact qui est souvent supposé faible dans les simulations éléments finis afin de faciliter la gestion du contact. Il est important de souligner aussi les temps de calcul excessifs qu'exigent les simulations éléments finis.

Dans ce chapitre, nous proposons une modélisation multi-échelle basée sur une approche hybride "Analytique-Eléments Finis". La partie analytique du modèle concerne l'échelle locale: (i) l'écoulement thermomécanique de la matière dans la zone primaire de cisaillement (ZCP), (ii) la longueur totale du contact outil-copeau, (iii) le ratio entre la zone collante et la zone glissante, (iv) la pression le long de la face de coupe de l'outil et (v) la relation entre le frottement local μ_{sl} dans la zone glissante et le frottement apparent $\bar{\mu}$. Ensuite, le problème thermique non linéaire dans le système copeau-outil-pièce (échelle globale) est résolu numériquement par EF à partir d'une formulation du type Petrov-Galerkin avec un schéma implicite en temps. Afin de modéliser l'écoulement thermomécanique de la matière dans la ZCP, on propose une nouvelle approche basée sur le couplage entre une formulation unidimensionnelle quasi-stationnaire par 'tranche' (échelle locale) et le problème thermique EF (échelle globale). Le modèle permet de déterminer d'une manière simple et rapide, en fonction des conditions de coupe les paramètres importants à savoir les efforts de coupe, l'étendue de la zone collante à l'interface outil-copeau ainsi que les distributions de la température, de la pression et de la contrainte de cisaillement le long de la face coupe de l'outil. Il permet également de déterminer les flux de chaleur dans la pièce et dans l'outil en prenant en compte le partage de la source de chaleur due au frottement dans la zone glissante du contact outil-copeau.

2.2 Une nouvelle approche hybride appliquée à la coupe orthogonale

La Figure 2-1 illustre le système pièce-outil-copeau avec trois différents repères $(\mathbf{O}, \mathbf{x}, \mathbf{y})$, $(\mathbf{O}_1, \mathbf{x}_s, \mathbf{y}_s)$, $(\mathbf{O}_1, \mathbf{x}_c, \mathbf{y}_c)$ représentant respectivement le repère global du système, le repère de la bande de cisaillement primaire et celui de la face de coupe. Les hypothèses du modèle sont les suivantes :

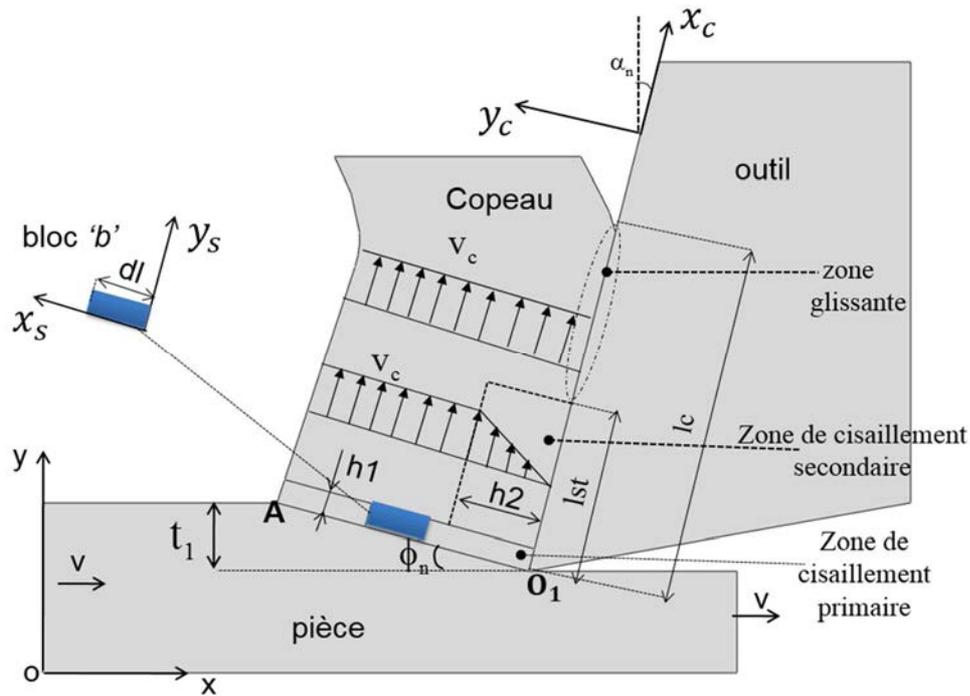


Figure 2-1 : Coupe orthogonale avec les différentes zones de cisaillement.

- En prenant en compte le fait que la largeur de coupe w est largement supérieure à l'avance t_1 , l'hypothèse de déformation plane est admise. Cette considération nous autorise à étudier le problème thermomécanique dans le plan normal à l'arête de coupe.
- La zone de cisaillement primaire est subdivisée en blocs élémentaires d'épaisseurs constantes h_i .
- On néglige l'effet du rayon d'arête sur la zone de cisaillement primaire. Cependant, il faut noter que son effet sur le frottement apparent $\bar{\mu}$ le long de la face de coupe de l'outil et sur les efforts de coupe sera pris en compte via une approche quasi mécanistique.
- On suppose que l'écoulement de la matière dans la ZCP est unidimensionnel suivant la normale au plan de cisaillement primaire.
- Régime quasi-stationnaire dans la ZCP : une fois que la ZCP est formée, les particules de matière qui traversent la bande subissent quasiment le même cisaillement avec une légère variation dans le temps. Ceci revient à supposer qu'une fois la bande est formée, le régime quasi-stationnaire est rapidement atteint dans la ZCP. Par contre,

pour le problème thermique dans le système pièce-outil-copeau, le régime quasi-stationnaire peut être atteint plus loin dans le temps.

- L'épaisseur h_2 de la zone de cisaillement secondaire est environ 10% de celle du copeau, Oxley [5].
- A l'interface outil copeau, la zone de transition entre la partie collante et glissante du contact est négligée.
- Le matériau usiné est supposé isotrope avec un comportement thermo-viscoplastique décrit par la loi de Johnson Cook.

Le problème thermique du système global pièce-outil-copeau est un problème non linéaire impliquant les effets combinés de transport et de diffusion de la chaleur. Ainsi, dans le cadre d'une formulation Eulérienne, la distribution de la température $T(x, y, t)$ dans ce système est régie par l'équation de la chaleur suivante :

$$k \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + Q_{ZCP} + Q_{ZCS} + Q_f(x_c) \delta(y_c) = \rho c \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (2.1)$$

Dans cette équation, Q_{ZCP} , Q_{ZCS} , Q_f désignent respectivement les sources dues à la déformation plastique dans la zone de cisaillement primaire, à la déformation plastique dans la zone de cisaillement secondaire et au frottement dans la partie glissante du contact outil-copeau. Les paramètres k , ρ et c représentent respectivement le coefficient de conduction thermique, la masse volumique et la capacité calorifique. u et v correspondent respectivement au champ de vitesse dans les directions x et y .

Dans les sessions suivantes, on commencera par présenter les modèles permettant de donner une bonne estimation des sources de chaleurs Q_{ZCP} , Q_{ZCS} , Q_f . A partir de l'équilibre du copeau et d'une condition sur la continuité de la contrainte de cisaillement entre la zone collante et glissante le long de la face de coupe de l'outil, on établira les équations permettant de calculer la longueur de la zone de collage, la longueur du contact outil-copeau, et la relation entre le frottement apparent (résultat de la totalité du contact) et le frottement local dans la zone glissante. Par la suite, on présentera le modèle EF pour résoudre le problème thermique non linéaire dans le système pièce-outil-copeau. Pour finir, on résumera l'algorithme de résolution prenant en compte le couplage thermomécanique. Dans l'équation (2.1), la source de chaleur par frottement Q_f est localisée dans la zone glissante de

l'interface outil-copeau à travers la fonction de Dirac $\delta(y_c)$. Cette approche sert à gérer d'une manière simple le partage de Q_f entre le copeau et l'outil en fonction de l'ensemble des paramètres du problème.

2.2.1 Modélisation thermomécanique de la zone de cisaillement primaire

Comme dans le modèle analytique proposé par Molinari et Dudzinski [3], Moufki et al. [23], [24], [25], la ZCP est assimilé à une bande d'épaisseur fine constante h_l et inclinée d'un angle ϕ_n par rapport à la direction de coupe, Figure 2-1. La bande de cisaillement primaire est subdivisée en blocs élémentaires 'b' comme le montre la Figure 2-2. Cette subdivision a pour objectif la prise en compte du gradient de température le long de la bande ; de la pointe de l'outil à la surface libre du copeau. Comme ça été indiquée précédemment, l'écoulement dans chaque bloc 'b' de la ZCP est supposé *unidimensionnel*. Tous les paramètres définissant le processus sont des fonctions de y_s et du temps t (l'axe y_s est perpendiculaire à la bande de cisaillement, Figure 2-2). La vitesse d'une particule dans la base $(\mathbf{x}_s, \mathbf{y}_s)$ liée à la bande est donnée par les composantes :

$$\begin{cases} \tilde{v}_x = \tilde{v}_x(y_s, t) \\ \tilde{v}_y = \tilde{v}_y(y_s, t) \end{cases} \quad (2.2)$$

avec les conditions aux limites :

$$\begin{cases} \tilde{v}_x(y_s = 0, t) = -V \cos \phi_n & \tilde{v}_y(y_s = 0, t) = V \sin \phi_n \\ \tilde{v}_x(y_s = h_l, t) = V_c \sin(\phi_n - \alpha_n) & \tilde{v}_y(y_s = h_l, t) = V_c \cos(\phi_n - \alpha_n) \end{cases} \quad (2.3)$$

où V_c est la vitesse du copeau.

La condition d'incompressibilité, qui se réduit ici à $\partial \tilde{v}_y / \partial y_s = 0$, implique que la vitesse normale d'une particule est constante dans la bande :

$$\mathbf{V} \cdot \mathbf{y}_s = \mathbf{V}_c \cdot \mathbf{y}_s = V_N = V \sin \phi_n \quad (2.4)$$

Ainsi à partir des conditions aux limites (2.3), nous obtenons :

$$V_c = \frac{V_N}{\cos(\phi_n - \alpha_n)} = \frac{V \sin \phi_n}{\cos(\phi_n - \alpha_n)} \quad (2.5)$$

On suit un élément de matière dans son mouvement. Ainsi, la dérivée par rapport au temps d'une quantité attachée à cet élément correspond à la dérivée *particulaire* :

$$\frac{D(.)}{Dt} = \frac{\partial(.)}{\partial t} + V_N \frac{\partial(.)}{\partial y_s} \quad (2.6)$$

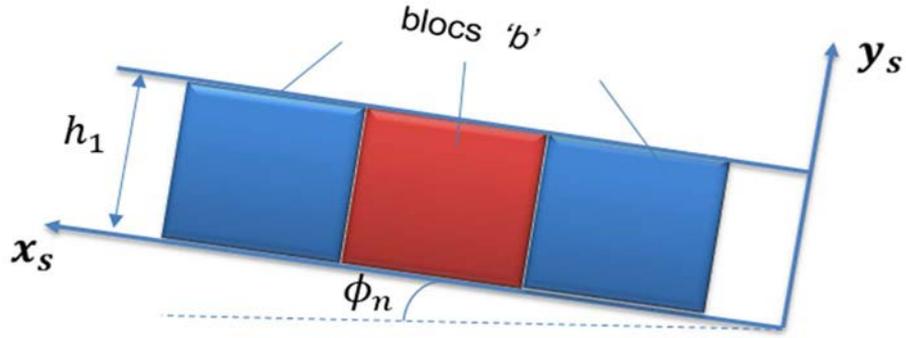


Figure 2-2. Discrétisation de la zone de cisaillement primaire en plusieurs blocs 'b'.

La vitesse de glissement $\dot{\tilde{\gamma}}$ est reliée à la vitesse \tilde{v}_x par la relation de compatibilité, elle correspond aussi à la dérivée particulaire du glissement $\tilde{\gamma}$:

$$\frac{\partial \tilde{v}_x}{\partial y_s} = \dot{\tilde{\gamma}} \quad (2.7)$$

$$\dot{\tilde{\gamma}} = \frac{D\tilde{\gamma}}{Dt} = \frac{\partial \tilde{\gamma}}{\partial t} + V_N \frac{\partial \tilde{\gamma}}{\partial y_s} \quad (2.8)$$

Dans un problème unidimensionnel, les équations de mouvement se réduisent à :

$$\frac{\partial \tilde{\tau}}{\partial y_s} = \rho \frac{D\tilde{v}_x}{Dt} = \rho \left(\frac{\partial \tilde{v}_x}{\partial t} + V_N \frac{\partial \tilde{v}_x}{\partial y_s} \right) \quad (2.9)$$

où ρ est la masse volumique du matériau usiné et $\tilde{\tau}$ est la contrainte de cisaillement.

L'évolution dans le temps des paramètres thermomécaniques du problème sera traitée d'une manière discrète. La durée d'usinage est donc décomposée en plusieurs instants $t_i = i \Delta t$ (Δt est le pas de temps). Notons que Δt est défini par rapport au problème thermique à l'échelle globale pièce-outil-copeau. Par conséquent, Δt est toujours largement supérieur au temps caractéristique de l'écoulement de la matière dans la bande primaire de cisaillement donné par h_1/V_N (l'épaisseur h_1 de la ZPC varie de quelques microns à une quarantaine de microns). A chaque instant t_i on considère les moyennes temporelles suivantes :

$$\begin{cases} v_x(y_s, t_i) = \frac{1}{\Delta t} \int_{t_i - \Delta t}^{t_i} \tilde{v}_x(y_s, t) dt & \tau(y_s, t_i) = \frac{1}{\Delta t} \int_{t_i - \Delta t}^{t_i} \tilde{\tau}(y_s, t) dt \\ \gamma(y_s, t_i) = \frac{1}{\Delta t} \int_{t_i - \Delta t}^{t_i} \tilde{\gamma}(y_s, t) dt & \dot{\gamma}(y_s, t_i) = \frac{1}{\Delta t} \int_{t_i - \Delta t}^{t_i} \dot{\tilde{\gamma}}(y_s, t) dt \end{cases} \quad (2.10)$$

Les équations (2.7), (2.8) et (2.9) deviennent :

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \frac{\partial \tilde{v}_x}{\partial y_s} dt = \int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \dot{\gamma} dt \\ \int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \dot{\gamma} dt = \int_{t_i-\Delta t}^{t_i} d\tilde{\gamma} + V_N \int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \frac{\partial \tilde{\gamma}}{\partial y_s} dt \\ \int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \frac{\partial \tilde{\tau}}{\partial y_s} dt = \rho \int_{t_i-\Delta t}^{t_i} d\tilde{v}_x + \rho V_N \int_{t_i-\Delta t}^{t_i} \frac{\partial \tilde{v}_x}{\partial y_s} dt \end{array} \right. \quad (2.11)$$

Dans (2.11), on suppose que l'angle de cisailent ϕ_n varie peu dans l'intervalle $[t_{i-\Delta t}, t_i]$. On se place dans le cas où l'ensemble des variables est continu en t et y_s . On peut donc intervertir l'opérateur de dérivation et celui de l'intégration. Les équations (2.11) s'écrivent alors en fonction des moyennes temporelles comme suit :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial v_x(y_s, t_i)}{\partial y_s} = \dot{\gamma}(y_s, t_i) \\ \dot{\gamma}(y_s, t_i) = \{\tilde{\gamma}(y_s, t_i) - \tilde{\gamma}(y_s, t_i - \Delta t)\} \Delta t^{-1} + V_N \frac{\partial \tilde{\gamma}(y_s, t_i)}{\partial y_s} \\ \frac{\partial \tau(y_s, t_i)}{\partial y_s} = \rho \{\tilde{v}_x(y_s, t_i) - \tilde{v}_x(y_s, t_i - \Delta t)\} \Delta t^{-1} + \rho V_N \frac{\partial \tilde{v}_x(y_s, t_i)}{\partial y_s} \end{array} \right. \quad (2.12)$$

On se place dans le cas où la bande est complètement formée en s'étendant de la pointe de l'outil à la surface libre de la pièce, Figure 2-1. Comme Δt est très grand par rapport à h_1/V_N , on peut supposer que l'écoulement dans la bande atteint rapidement un régime quasi-stationnaire. On obtient alors :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial v_x(y_s, t_i)}{\partial y_s} = \dot{\gamma}(y_s, t_i) \\ \dot{\gamma}(y_s, t_i) \simeq V_N \frac{\partial \tilde{\gamma}(y_s, t_i)}{\partial y_s} \\ \frac{\partial \tau(y_s, t_i)}{\partial y_s} \simeq \rho V_N \frac{\partial \tilde{v}_x(y_s, t_i)}{\partial y_s} \end{array} \right. \quad (2.13)$$

Notons que dans le cas contraire, (2.13) correspondra à une approximation de (2.12) en sous-estimant la vitesse de déformation et les effets d'inertie.

Le comportement thermo-viscoplastique du matériau est donné par la loi de Johnson-Cook :

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[A + B \left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}} \right)^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_f - T_r} \right)^m \right] \quad (2.14)$$

avec n , C , m , T_f et T_r représentent respectivement l'écroutissage, la sensibilité à la vitesse de déformation, l'adoucissement thermique, la température de fusion et la température de référence (température ambiante). Les constantes A , B et $\dot{\gamma}_0$ sont des constantes fonctions du matériau.

Pour une particule de matière, la vitesse de cisaillement $v_s(y_s, t_i)$ est définie par:

$$v_s(y_s, t_i) = v_x(y_s, t_i) - \tilde{v}_x(y_s = 0, t_i) \quad (2.15)$$

avec les conditions aux limites suivantes:

$$\begin{cases} v_s(y_s = 0, t_i) = 0 \\ v_s(y_s = h_1, t_i) = V_s = \|\mathbf{V}_c - \mathbf{V}\| = V \frac{\cos \alpha_n}{\cos(\phi_n - \alpha_n)} \end{cases} \quad (2.16)$$

En introduisant (2.15) dans (2.13), les distributions de γ , τ , $\dot{\gamma}$ et v_s , le long de l'épaisseur h_1 de chaque bloc 'b' de la ZCP et pour un instant t_i fixée, sont déduites de l'intégration de (2.13):

$$\begin{cases} \gamma \approx \frac{v_s(y_s, t_i)}{V_N} \\ \tau \approx \rho V_N v_s(y_s, t_i) + \tau_0 \\ \dot{\gamma} \approx \psi(\gamma, \tau, T) \\ \frac{dv_s}{dy_s} \approx \dot{\gamma}(v_s, \tau_0, T) \end{cases} \quad (2.17)$$

où τ_0 représente la contrainte de cisaillement à l'entrée de la bande pour le bloc 'b'. Notons que la fonction $\psi(\gamma, \tau, T)$ est déduite de la loi de comportement de Johnson-Cook (2.14).

L'intégration de l'équation différentielle (2.17-4) avec les conditions aux limites (2.16) se traduit par une équation intégrale non linéaire qui servira à déterminer la contrainte de cisaillement τ_0 :

$$\int_0^{v_s} \frac{dv_s}{\dot{\gamma}(v_s, \tau_0, T)} - h_1 = 0 \quad (2.18)$$

On rappelle que la température $T(x, y, t_i)$ sera déterminé ultérieurement par l'application de la méthode des éléments finis à l'équation de la chaleur (2.1) du système pièce-outil-copeau. Par conséquent, le calcul de l'intégrale de (2.18) nécessite de connaître la distribution $v_s(y_s, t_i)$ qui est solution de (2.17-4).

Afin de réduire le temps de calcul et d'éviter d'intégrer numériquement pour chaque bloc 'b' de la ZCP l'équation différentielle non linéaire (2.17-4) et à chaque instant t_i (par exemple par Runge-Kutta d'ordre 4), on considère la moyenne spatiale \bar{T}_b de la température $T(x, y, t_i)$ dans le bloc:

$$\bar{T}_b(t_i) = (S_b)^{-1} \iint_{S_b} T(x, y, t_i) dx dy \quad (2.19)$$

où S_b est la surface du bloc 'b', voir Figure 2-2.

Ainsi, la contrainte de cisaillement τ_0 est donnée par la solution de l'équation intégrale suivante:

$$\int_0^{v_s} \frac{dv_s}{\dot{\gamma}(v_s, \tau_0, \bar{T}_b)} - h_l = 0 \quad (2.20)$$

En prenant en compte les équations (2.17) dans (2.20), on peut noter que τ_0 est fonction de h_l , ϕ_n et \bar{T}_b . Ainsi la résolution de l'équation (2.20) pour une large gamme de valeur de ϕ_n et \bar{T}_b permet d'obtenir la fonction $\tau_0(\bar{T}_b, \phi_n)$ (h_l est fixe) par interpolation des solutions numériques, en combinant la méthode de Newton-Raphson avec l'intégration de Gauss. L'approche développée ci-dessus permet donc de calculer la source de chaleur par déformation plastique dans chaque bloc 'b' de la ZCP :

$$Q_{ZCP} = \sum_b \bar{q}_b \quad (2.21)$$

avec

$$\bar{q}_b = \frac{\beta}{h_l} \int_0^{h_l} \tau \dot{\gamma} dy_s = \frac{\beta}{2h_l} (\rho V_N V_s^2 + 2\tau_0 V_s) \quad (2.22)$$

où β représente le coefficient de Taylor Quinney. Le résultat (2.22) est déduit des Equations. (2.16-2.17). La source \bar{q}_b dépend de la contrainte de cisaillement τ_0 à l'entrée de la bande qui elle-même est fonction de la température moyenne \bar{T}_b du bloc 'b'. Nous avons alors une forte dépendance de \bar{q}_b vis-à-vis de la température $T(x, y, t_i)$ solution de l'équation de la chaleur (2.1). Ceci explique un couplage thermomécanique conduisant à une non linéarité du problème thermique décrit par cette équation.

2.2.2 Modélisation thermomécanique de l'interface outil-copeau

Nous rappelons que deux sources de chaleur sont présentes à l'interface outil-copeau. Il s'agit de la source de chaleur due à la déformation plastique dans la zone de cisaillement secondaire

(ZCS, partie collante du contact), notée Q_{ZCS} et celle due au frottement dans la partie glissante du contact, notée Q_f . Dans la ZCS, nous avons :

$$Q_{ZCS} = \beta \tau_{st} \dot{\gamma}_{st} \quad (2.23)$$

où τ_{st} désigne la contrainte d'écoulement en cisaillement du matériau usiné (β est le coefficient de Taylor-Quinney). En adoptant une approche cinématique où l'on considère une distribution linéaire du champ de vitesse dans l'épaisseur de la ZCS, Figure 2-1, la contrainte τ_{st} est donc déduite de la loi de comportement en supposant qu'après le cisaillement primaire, l'écroutissage est saturée. Nous fixons donc le glissement dans la ZCS à celui obtenu à la sortie de la ZCP ($y_s = h_1$) donné par γ_h . Nous obtenons alors :

$$\begin{cases} \dot{\gamma}_{st} = V_c/h_2 \\ \tau_{st} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[A + B \left(\frac{\gamma_h}{\sqrt{3}} \right)^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{V_c/h_2}{\dot{\gamma}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T(x,y) - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \end{cases} \quad (2.24)$$

avec h_2 l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire, Figure 2-1, qui est fonction de l'épaisseur du copeau t_2 . D'après Oxley [5], on a $0.05t_2 \leq h_2 \leq 0.10t_2$. L'épaisseur t_2 est obtenue à partir de la conservation du flux:

$$V t_1 = V_c t_2 \quad (2.25)$$

d'où :

$$t_2 = \frac{t_1 \cos(\phi_n - \alpha_n)}{\sin \phi_n} \quad (2.26)$$

La déformation γ_h s'obtient à partir de (2.17-1) et (2.16) comme suit:

$$\gamma_h = \frac{\cos \alpha_n}{\sin \phi_n \cos(\phi_n - \alpha_n)} \quad (2.27)$$

La source de chaleur Q_{ZCS} dépend aussi de la température via la contrainte d'écoulement en cisaillement τ_{st} . D'où un couplage thermomécanique se traduisant par une non linéarité supplémentaire du problème thermique décrit par l'équation (2.1).

La source de chaleur résultant du frottement à l'interface outil-copeau concerne uniquement la partie glissante du contact et a pour expression :

$$Q_f = \mu_{st} V_c P(x_c) \quad (2.28)$$

où μ_{sl} représente le coefficient de frottement local entre l'outil et le copeau et $P(x_c)$ la distribution de la pression à l'interface (x_c est la position d'un point de la face de coupe par rapport à la pointe de l'outil).

a) Modélisation du contact collant-glissant le long de la face de coupe de l'outil

Nous rappelons que compte tenu du fait que la pression au voisinage de la pointe de l'outil peut atteindre des valeurs très élevées, le contact outil-copeau devient alors collant-glissant suivant les conditions de coupe. Comme on le verra dans le chapitre résultats, ceci se produit quand le coefficient de frottement local μ_{sl} et l'adoucissement thermique du matériau dans la ZCS sont suffisamment élevés.

Comme indiqué précédemment, à partir de l'équilibre du copeau et en considérant la condition de continuité de la contrainte de cisaillement τ_{int} entre la zone collante et glissante à l'interface outil-copeau, nous établirons les équations permettant de calculer la longueur de la zone collante l_{st} , la longueur du contact outil-copeau l_c , et la relation entre le frottement apparent $\bar{\mu}$ (résultat de la totalité du contact) et le frottement local μ_{sl} dans la zone glissante. Pour ce faire, nous présenterons deux modèles. Le premier est basé sur la distribution de pression proposée par Moufki et al. [20]. Ensuite, une nouvelle approche basée sur une différenciation entre le profil de pression au voisinage de la pointe de l'outil et celui correspondant au reste du contact outil-copeau sera présentée.

a.1 Modélisation avec la loi de pression de Moufki et al. [23]

En nous référant aux travaux de Moufki et al. [23], la distribution de la pression à l'interface outil-copeau est donnée par l'équation:

$$P(x_c) = p_0 \left(1 - \frac{x_c}{l_c} \right)^\xi \quad (2.29)$$

Dans cette expression, p_0 représente la pression à la pointe de l'outil avec $\xi \geq 0$. Ces auteurs ont proposé cette loi de pression en se basant sur les résultats expérimentaux issus des travaux de Usui et Takeyama [92], Buryta et al. [93], qui ont montré que la pression à l'interface outil-copeau est une fonction décroissante de la position x_c à l'interface outil-copeau. Partant de cette loi de pression, l'effort normal à l'interface outil copeau s'écrit :

$$F_n = \int_0^{l_c} p(x_c) w dx_c = \int_0^{l_c} p_0 \left(1 - \frac{x_c}{l_c}\right)^\xi w dx_c = p_0 w \frac{l_c}{\xi+1} \quad (2.30)$$

où w est la largeur de coupe.

A partir de l'équilibre du copeau, soumis aux forces exercées conjointement par la ZCP et par la face de coupe de l'outil, on en déduit :

$$F_n = \frac{F_s \cos \bar{\lambda}}{\cos(\phi_n + \bar{\lambda} - \alpha_n)} \quad (2.31)$$

Dans cette équation, F_s et $\bar{\lambda}$ désignent respectivement la force de cisaillement à la sortie de la zone primaire de cisaillement et l'angle de frottement apparent $\bar{\mu} = \tan \bar{\lambda}$. La force F_s est déduite de la contrainte de cisaillement à la sortie de la ZCP pour chaque bloc 'b' donnée par (2.17):

$$F_s = \int_0^{l_{O_1A}} \tau(y_s = h_1) w dx_s = \sum_b (\rho(V \sin \phi_n) V_s + \tau_0) w dl \quad (2.32)$$

La longueur dl du bloc 'b' est indiquée sur la Figure 2-1.

Par ailleurs, le moment des forces de pression à l'interface outil-copeau est exprimé par rapport à la pointe de l'outil O_1 par :

$$M_1 = \int_0^{l_c} x_c p_0 \left(1 - \frac{x_c}{l_c}\right)^\xi w dx_c = p_0 \frac{w l_c^2}{(\xi+1)(\xi+2)} \quad (2.33)$$

En introduisant les équations (2.30) et (2.31) dans cette dernière expression nous obtenons :

$$M_1 = F_s \frac{\cos \bar{\lambda}}{\cos(\phi_n + \bar{\lambda} - \alpha_n)} \frac{l_c}{(\xi+2)} \quad (2.34)$$

L'hypothèse d'une distribution uniforme de la contrainte normale à la sortie de la bande de cisaillement primaire nous permet d'exprimer le moment de l'effort normal à la sortie de cette bande comme suit :

$$M_2 = F_s \frac{l_{O_1A}}{2} \tan(\phi_n + \bar{\lambda} - \alpha_n) \quad (2.35)$$

avec $l_{O_1A} = t_1 / \sin \phi_n$ la longueur de la ZCP de la pointe de l'outil à la surface libre du copeau, (Figure 2-1). L'équilibre des moments appliqués au copeau $M_1 = M_2$, permet de déduire la longueur du contact outil-copeau:

$$l_c = t_1 \frac{\xi+2}{2} \frac{\sin(\phi_n + \bar{\lambda} - \alpha_n)}{\sin \phi_n \cos \bar{\lambda}} \quad (2.36)$$

Quant à la pression p_0 à la pointe de l'outil, elle est calculée par combinaison des équations (2.30), (2.31), (2.32) et (2.36) (i.e. équilibre du copeau):

$$p_0 = 4 \frac{(\xi + 1)}{(\xi + 2)} \frac{\cos^2 \bar{\lambda}}{\sin(2(\phi_n + \bar{\lambda} - \alpha_n))} \bar{\tau}_{ZCP} \quad (2.37)$$

où la contrainte de cisaillement $\bar{\tau}_{ZCP}$ est obtenue via l'équation (2.17):

$$\bar{\tau}_{ZCP} = \frac{F_s}{w l_{O,A}} = \frac{1}{l_{O,A}} \int_0^{l_{O,A}} \tau(y_s = h_l) dx_s = \sum_b (\rho(V \sin \phi_n) V_s + \tau_0) \frac{dl}{l_{O,A}} \quad (2.38)$$

Afin de prendre en compte l'aspect collant et glissant du contact outil-copeau, la distribution de la contrainte de cisaillement à l'interface est définie par la loi de Zorev [33] :

$$\tau_{\text{int}} = \begin{cases} \tau_{st}(x_c) & \text{si } 0 \leq x_c \leq l_{st} \quad \text{zone collante} \\ \mu_{sl} p(x_c) = \mu_{sl} p_0 \left(1 - \frac{x_c}{l_c}\right)^\xi & \text{si } l_{st} \leq x_c \leq l_c \quad \text{zone glissante} \end{cases} \quad (2.39)$$

où l_{st} désigne la longueur de la partie collante du contact, Figure 2-1. Dans cette zone, la contrainte de cisaillement $\tau_{st}(x_c)$ correspond à la contrainte d'écoulement en cisaillement du matériau déduite de l'équation (2.24). La continuité de la contrainte de cisaillement au point $x_c = l_{st}$ nous donne:

$$\mu_{sl} p_0 \left(1 - \frac{l_{st}}{l_c}\right)^\xi - \tau_{st}(x_c = l_{st}) = 0 \quad (2.40)$$

L'équation (2.40) est une équation implicite en l_{st} qui établit une relation entre le coefficient de frottement local μ_{sl} , la longueur de la partie collante du contact l_{st} et la contrainte de cisaillement $\tau_{st}(x_c = l_{st})$ au point $x_c = l_{st}$. Elle est résolue par l'algorithme de Newton-Raphson. Cette équation traduit aussi un couplage entre l'écoulement thermomécanique de la matière dans la zone de cisaillement primaire et les phénomènes tribologiques à l'interface outil-copeau car la pression p_0 est fonction de la contrainte de cisaillement à la sortie de la zone de cisaillement primaire et de l'angle de cisaillement, équation (2.37). D'autres parts, le coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ ($\tan \bar{\lambda} = \bar{\mu}$) désigne le rapport entre l'effort de frottement et l'effort normal exercés sur la face de coupe de l'outil. Il traduit le comportement tribologique global de l'interface outil-copeau :

$$\bar{\mu} = \frac{F_f}{F_n} \quad (2.41)$$

L'effort normal F_n est donné par l'équation (2.30). Quant à l'effort de frottement F_f , il est exprimé par la relation suivante :

$$F_f = \int_0^{l_{st}} \tau_{st}(x_c) w dx_c + \int_{l_{st}}^{l_c} \mu_{sl} p_0 \left(1 - \frac{x_c}{l_c}\right) w dx_c \quad (2.42)$$

En substituant les équations (2.30), (2.41) et (2.42), nous obtenons une relation entre le coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$, le coefficient de frottement local μ_{sl} , l'étendue de la zone collante l_{st} et la longueur de contact outil-copeau l_c :

$$\bar{\mu} - \left(\frac{(1+\xi)}{l_c p_0} \int_0^{l_{st}} \tau_{st}(x_c) dx_c + \mu_{sl} (1 - l_{st}/l_c)^{1+\xi} \right) = 0 \quad (2.43)$$

Cette dernière équation est implicite en $\bar{\mu} = \tan \bar{\lambda}$ car l_c et p_0 dépendent de l'angle de frottement apparent $\bar{\lambda}$ ($\tan \bar{\lambda} = \bar{\mu}$). Elle est résolue par l'algorithme de Newton-Raphson.

Dans les équations (2.40) et (2.43), le couplage entre les conditions thermomécaniques dans les deux zones (ZCP et ZCS) apparaît également à travers τ_{st} et ϕ_n . En effet, ceci est dû au fait que la contrainte τ_{st} est affectée par l'échauffement dans la ZCP qui est fonction de l'angle de cisaillement ϕ_n . D'un autre côté, ϕ_n dépend de $\bar{\lambda}$ qui suit l'évolution de τ_{st} .

a.2 Nouvelle distribution de pression à l'interface outil-copeau

Dans le modèle de pression présenté dans la section précédente, la pression décroît d'une manière monotone tout le long du contact outil-copeau. En effet, la Figure 2-3 montre clairement que la pression le long de la partie s du contact outil-copeau (i.e. au voisinage de la pointe de l'outil) n'est pas due au copeau mais à la partie de la pièce à usiner. Par contre, le reste du contact ($l_c - s$) subit la pression exercée par le copeau qui s'annule à la fin du contact où le copeau quitte la face de coupe de l'outil. Cette analyse géométrique permet de donner une première explication d'une répartition non monotone le long de la face de coupe de l'outil. D'un autre côté, cette approche montre aussi que la portion 's' est une fonction décroissante de l'angle de coupe α_n . Cette analyse est confirmée par les simulations EF qui seront présentées dans le chapitre 3.

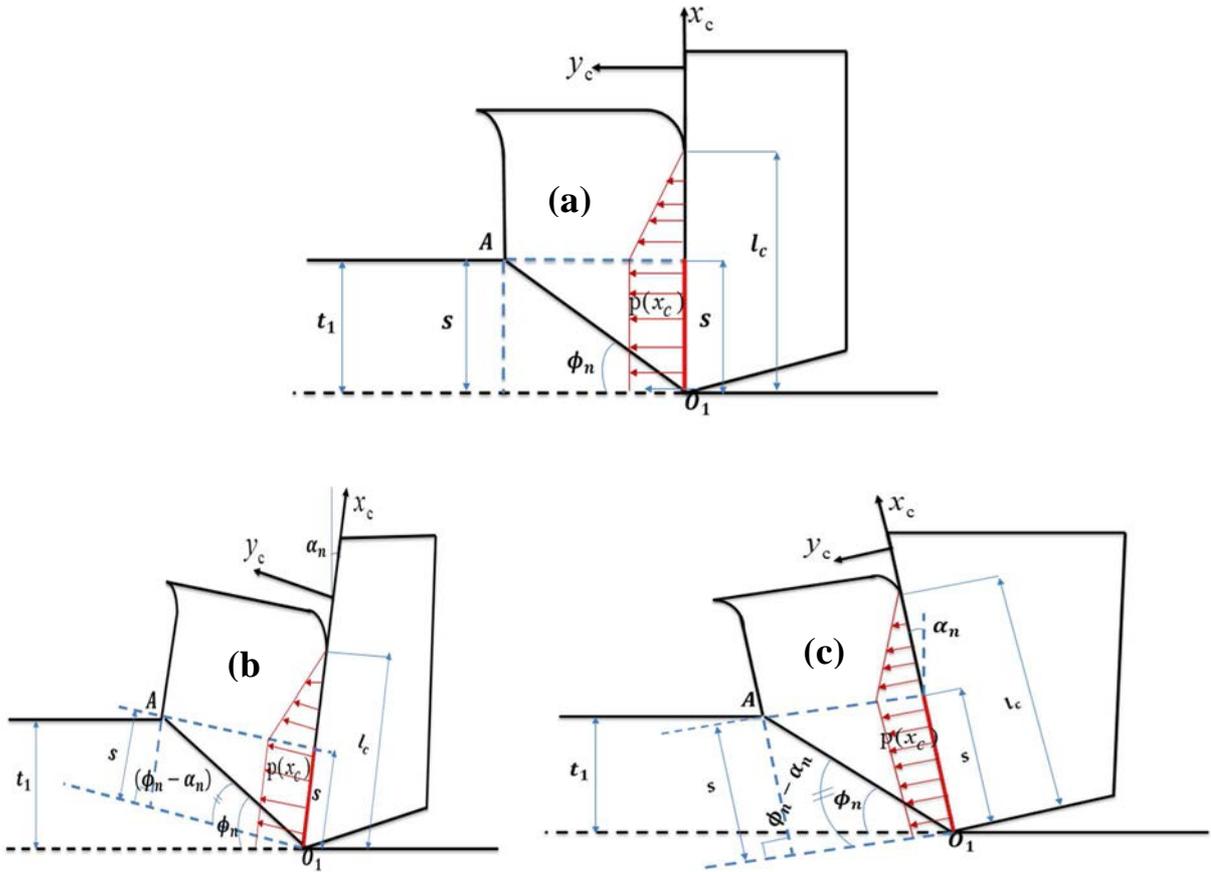


Figure 2-3 : Illustration de la nouvelle distribution de pression : (a) : angle de coupe nul, (b) : angle de coupe positif, (c) : angle de coupe négatif.

Nous proposons donc d'approcher la répartition de la pression de contact par une distribution quasi-uniforme sur une première partie de la longueur du contact (au voisinage de la pointe de l'outil) suivie d'une décroissance linéaire sur le reste du contact. Dans ce travail, on suppose que la pression est uniforme le long de s suivie d'une décroissance linéaire le long du reste du contact :

$$\begin{cases} p(x_c) = p_0 & \text{si } 0 \leq x_c \leq s \\ p(x_c) = p_0 \left(1 - \left(\frac{x_c - s}{l_c - s} \right) \right) & \text{si } s \leq x_c \leq l_c \end{cases} \quad (2.44)$$

avec

$$s = \frac{t_1 \sin(\phi_n - \alpha_n)}{\sin \phi_n} \quad (2.45)$$

Comme pour le modèle précédent, les paramètres l_c et p_0 sont calculés à partir de l'équilibre du copeau. Ensuite, on pose les équations servant à calculer la longueur l_{st} de la zone collante ainsi le coefficient du frottement apparent $\bar{\mu}$.

Ainsi, l'effort normal F_n est obtenu à partir de l'expression de $p(x_c)$:

$$F_n = \int_0^{l_c} p(x_c) w dx_c = \frac{p_0}{2} (s + l_c) \quad (2.46)$$

En combinant (2.31), (2.32), et (2.46) , on obtient pour p_0 :

$$p_0 = \frac{2}{s + l_c} \frac{\cos \bar{\lambda}}{\cos(\phi_n + \bar{\lambda} - \alpha_n) \sin \phi_n} t_1 \bar{\tau}_{PSZ} \quad (2.47)$$

D'un autre côté, le moment des forces de pression le long de la face de coupe de l'outil, par rapport à la pointe de l'outil O_I , devient :

$$M_I = \int_0^{l_c} x_c p(x_c) w dx_c = p_0 w \left\{ \frac{s^2}{2} + \frac{I}{(l_c - s)} \left(\frac{l_c^3}{6} - l_c \frac{s^2}{2} + \frac{s^3}{3} \right) \right\} \quad (2.48)$$

A partir de l'équilibre des moments, on obtient :

$$\frac{s^2}{2(l_c + s)} + \frac{1}{6(l_c + s)} (l_c^2 + l_c s - 2s^2) = \frac{t_1}{4 \sin \phi_n} \frac{\sin(\phi_n + \bar{\lambda} + \alpha_n)}{\cos \bar{\lambda}} \quad (2.49)$$

Cette équation est une équation du second degré dont la résolution nous permet d'obtenir la longueur de contact l_c . Avant de résoudre l'équation (2.49), notons que pour $s = 0$, nous obtenons pour l_c la valeur suivante:

$$l_{c0} = \frac{3}{2} \frac{t_1}{\sin \phi_n} \frac{\sin(\phi_n + \bar{\lambda} - \alpha_n)}{\cos \bar{\lambda}} \quad (2.50)$$

Ce cas particulier peut également être déduit du modèle précédent en utilisant l'équation (2.36) pour $\xi = I$. Dans la suite de ce manuscrit, nous désignons par l_{c0} l'expression donnée par l'équation (2.50). Ainsi l'équation (2.49) est réécrite comme suit :

$$l_c^2 + (s - l_{c0})(l_c + s) = 0 \quad (2.51)$$

Remarquons que le signe du discriminant $\Delta = (l_{c0} - s)(3s + l_{c0})$ est celui de $(l_{c0} - s)$. En développant ce terme, on obtient :

$$(l_{c0} - s) = \frac{I}{4} \frac{t_1}{\sin \phi_n} \frac{\sin(\phi_n + \bar{\lambda} - \alpha_n)}{\cos \bar{\lambda}} + \frac{t_1}{4} \frac{\cos(\phi_n - \alpha_n)}{\sin \phi_n} \tan \bar{\lambda} \quad (2.52)$$

Sachant que :

$$\begin{cases} \frac{t_1}{\sin \phi_n} \frac{\sin(\phi_n + \bar{\lambda} - \alpha_n)}{\cos \bar{\lambda}} = \frac{2}{3} l_{c0} > 0 \\ \frac{\cos(\phi_n - \alpha_n)}{\sin \phi_n} = \frac{V}{V_c} > 0 \end{cases} \quad (2.53)$$

D'où $(l_{c0} - s) > 0$; par conséquent $\Delta > 0$.

Les deux solutions de l'équation (2.51) sont donc données par :

$$l_{c1} = \frac{(l_{c0} - s) - \sqrt{(l_{c0} - s)(l_{c0} + 3s)}}{2} \quad \text{et} \quad l_{c2} = \frac{(l_{c0} - s) + \sqrt{(l_{c0} - s)(l_{c0} + 3s)}}{2} \quad (2.54)$$

Il est clair que l_{c2} est positif. Par ailleurs, le produit des deux solutions nous donne :

$$l_{c1} l_{c2} = s(s - l_{c0}) < 0 \quad (2.55)$$

On en déduit que $l_{c1} \leq 0$ et que la solution est donnée par :

$$l_c = \frac{(l_{c0} - s) + \sqrt{(l_{c0} - s)(l_{c0} + 3s)}}{2} \quad (2.56)$$

Concernant la distribution de la contrainte de cisaillement le long de la face de coupe de l'outil, nous avons :

$$\tau_{\text{int}} = \begin{cases} \tau_{st}(x_c) & \text{si } 0 \leq x_c \leq l_{st} \quad \text{zone collante} \\ \mu_{sl} p(x_c) & \text{si } l_{st} \leq x_c \leq l_c \quad \text{zone glissante} \end{cases} \quad (2.57)$$

La continuité de la contrainte de cisaillement au point $x_c = l_{st}$ appliquée à (2.57) nous donne:

$$\begin{cases} \mu_{sl} p_0 - \tau_{st}(x_c = l_{st}) = 0 & \text{si } l_{st} \leq s \\ \mu_{sl} p_0 \left(1 - \left(\frac{l_{st} - s}{l_c - s} \right) \right) - \tau_{st}(x_c = l_{st}) = 0 & \text{si } l_{st} \geq s \end{cases} \quad (2.58)$$

A partir du ratio $\bar{\mu} = F_f / F_n$ (avec $F_f = \int_0^{l_c} \tau_{\text{int}}(x_c) w dx_c$ et $F_n = \int_0^{l_c} p(x_c) w dx_c$), on obtient donc

l'équation implicite suivante:

$$\bar{\mu} - \frac{2}{p_0(s + l_c)} \left(\int_0^{l_{st}} \tau_{st}(x_c) dx_c + \mu_{sl} \int_0^{l_c} p(x_c) dx_c \right) = 0 \quad (2.59)$$

avec

$$\int_0^{l_c} p(x_c) dx_c = \begin{cases} p_0 \frac{(l_c - l_{st})}{2} \left(1 - \frac{(l_{st} - s)}{(l_c - s)} \right) & \text{si } s \leq l_{st} \\ p_0 \frac{(l_c + s - 2l_{st})}{2} & \text{si } l_{st} \leq s \end{cases} \quad (2.60)$$

On rappelle que les équations (2.58) et (2.59) serviront à déterminer l_{st} et $\bar{\mu} = \tan \bar{\lambda}$.

2.2.3 Formulation éléments finis du problème thermique non linéaire

Dans cette partie, nous présentons la résolution numérique par la méthode des éléments finis du problème thermique non linéaire dans le système pièce-outil-copeau défini par l'équation (2.1) L'objectif est de déterminer le champ de température $T(x, y, t)$ en prenant en compte le couplage thermomécanique. La Figure 2-4 donne une illustration des conditions aux limites du problème thermique 2D:

$$\begin{cases} T(x=0, y, t) = \theta_0 \\ -k \mathbf{grad}(T) \cdot \mathbf{n} = h(T - T_a) \end{cases} \text{ pour } \partial\Omega \quad (2.61)$$

où θ_0 est la température de la matière avant usinage. Le transfert de chaleur par convection entre le contour $\partial\Omega$ et le milieu extérieur, donné par la loi de Newton (2.61), est précisé sur cette figure (h est le coefficient d'échange thermique par convection). En plus de ces conditions aux limites, on doit imposer une température initiale au système pièce-outil-copeau (condition initiale).

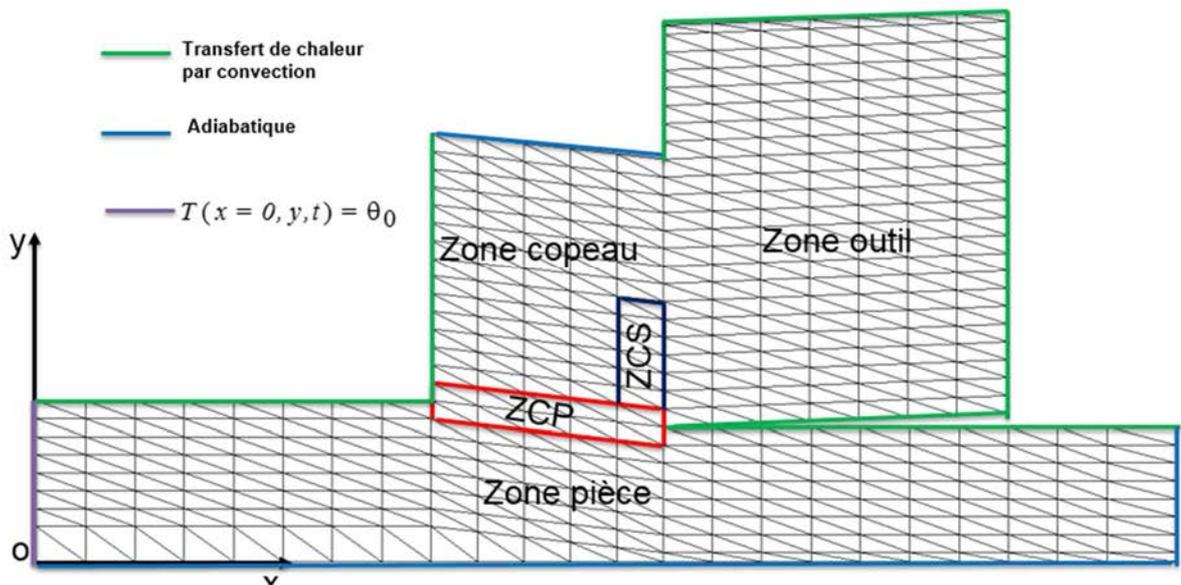


Figure 2-4 : Illustration du système pièce-outil-copeau avec les conditions aux limites.

D'un autre côté, à l'interface outil-copeau le contact thermique est supposé parfait. On néglige donc la résistance thermique du contact.

Dans ce travail, on adopte une approche Eulérienne pour le problème thermique. Il s'agit d'un problème de diffusion-convection qui peut conduire à des instabilités numériques pour des

nombres de Peclet élevés. Ce nombre adimensionnel est fonction des paramètres thermiques du matériau et de sa vitesse. Afin de palier à ces instabilités numériques, on applique la méthode de Petrov–Galerkin qui consiste à introduire des fonctions de pondérations discontinues sur les frontières des EF. Cette méthode est également connue sous le nom de Streamline-Upwind Petrov– Galerkin (SUPG). Ceci permet d'introduire un amortissement numérique en donnant plus de poids à la conduction thermique. Pour ce faire, on adopte dans ce travail le choix de Hughes et Brooks [94].

La formulation intégrale du problème thermique est obtenue à partir de la méthode des résidus pondérés :

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Omega} \left(k \Delta T + Q - \rho c \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) \right) \psi d\Omega = 0 \\ \text{avec } Q = Q_{PSZ} + Q_{SSZ} + Q_f(x_c) \delta(y_c) \end{array} \right. \quad (2.62)$$

La fonction test ψ (ou fonction de pondération) est donnée par $\psi = \delta T + \varphi$. Le terme δT (variation de la température) représente la partie continue de ψ . Par contre φ représente la partie discontinue de ψ sur les frontières des EF. Le choix de φ est basé sur les travaux de Hughes et Brooks [94]. Les vitesses u et v représentent les composantes de la vitesse \mathbf{v} d'une particule de matière dans le repère (x, y) .

Partant de l'hypothèse selon laquelle les paramètres physiques, sont indépendants de la température, la formulation intégrale faible du problème s'écrit :

$$\begin{aligned} & k \int_{\Omega} \mathbf{grad}(T) \cdot \mathbf{grad}(\delta T) d\Omega - \int_{\Omega} Q (\delta T + \varphi) d\Omega - k \int_{\Omega} \Delta T \varphi d\Omega \\ & + h \int_{\Omega} \delta T (T - T_a) d\Omega + \rho c \int_{\Omega} \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) (\delta T + \varphi) d\Omega = 0 \end{aligned} \quad (2.63)$$

Cette équation est obtenue à partir de (2.62) en intégrant par partie le terme $\int_{\Omega} \Delta T \delta T d\Omega$.

Pour un problème 2D, on a :

$$\left\{ \begin{array}{l} d\Omega = dx dy \\ \mathbf{grad}(T) \cdot \mathbf{grad}(\delta T) = \frac{\partial T}{\partial x} \frac{\partial \delta T}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} \frac{\partial \delta T}{\partial y} \end{array} \right. \quad (2.64)$$

Dans cette étude, nous utilisons des éléments triangulaires à 3 nœuds pour la discrétisation spatiale, Figure 2-5. Ainsi, la température dans un élément Ω_e est supposée linéaire. Ceci

permet d'annuler le terme $\int_{\Omega_e} \Delta T \varphi d\Omega$ de (2.63). A partir de l'interpolation nodale, pour un élément fini Ω_e , on a donc :

$$\begin{cases} T^e = \sum_{i=1}^3 \langle N_i \rangle \{T_i^e\} \\ \delta T^e = \sum_{i=1}^3 \langle N_i \rangle \{\delta T_i^e\} \\ \varphi^e = \sum_{i=1}^3 \langle H_i \rangle \{\delta T_i^e\} \end{cases} \quad (2.65)$$

Dans cette expression, les vecteurs $\langle N \rangle = \langle N_1 N_2 N_3 \rangle$ et $\langle T^e \rangle = \langle T_1 T_2 T_3 \rangle$ désignent respectivement les fonctions d'interpolation et les températures aux nœuds de Ω_e . Comme précisé précédemment, les fonctions $\langle H \rangle = \langle H_1 H_2 H_3 \rangle$, discontinues sur les frontières des EF, sont basés sur le choix de Hughes et Brooks [94]. On a donc :

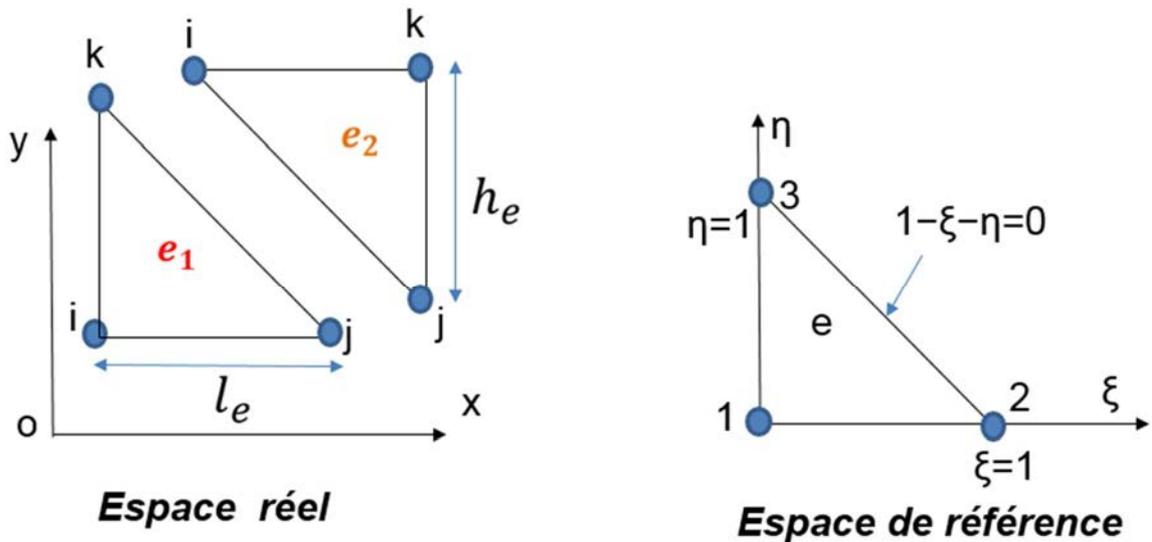


Figure 2-5 : Illustration du passage de l'espace réel à l'espace de référence.

$$\{N\} = \begin{cases} N_1 = 1 - \xi - \eta \\ N_2 = \xi \\ N_3 = \eta \end{cases} \quad (2.66)$$

$$H_i = \tau^e \operatorname{div}(N_i \mathbf{v}) = \tau^e (\mathbf{v} \cdot \operatorname{grad}(N_i) + N_i \operatorname{div}(\mathbf{v})) \quad (2.67)$$

avec $\mathbf{v} = u \mathbf{x} + v \mathbf{y}$ est le champ de vitesse. L'incompressibilité implique :

$$H_i = \tau^e \left(u \frac{\partial N_i}{\partial x} + v \frac{\partial N_i}{\partial y} \right) \quad (2.68)$$

Selon [87], le paramètre numérique τ^e est donné par :

$$\tau^e = \frac{r_x l_x u + r_y l_y v}{2(u^2 + v^2)} \quad r_x = \frac{e^{P_{ex}} + 1}{e^{P_{ex}} - 1} - \frac{2}{P_{ex}} \quad r_y = \frac{e^{P_{ey}} + 1}{e^{P_{ey}} - 1} - \frac{2}{P_{ey}} \quad (2.69)$$

où P_{ex} et P_{ey} désignent respectivement les nombres de Peclet suivant les directions x et y et s'écrivent :

$$P_{ex} = \frac{u l_x}{k/\rho c} \quad P_{ey} = \frac{v l_y}{k/\rho c} \quad (2.70)$$

L'expression de τ^e est une généralisation de la valeur obtenue dans le cas d'un problème de diffusion-convection 1D en calant la solution numérique sur la solution analytique. Les longueurs l_x et l_y correspondent respectivement aux composantes x et y d'une longueur caractéristique de l'élément fini dans la direction de la vitesse d'écoulement.

Partant de l'équation (2.63) et en tenant compte de l'équation (2.65), la forme discrétisée du problème thermique s'écrit :

$$\sum_e \langle \delta T^e \rangle \left([M^e] \{ \dot{T}^e \} + [K^e] \{ T^e \} - \{ Q^e \} \right) = 0 \quad (2.71)$$

Les matrices $[M^e]$ et $[K^e]$ représentent respectivement les matrices de masse et de rigidité dans chaque élément Ω_e . $\{ Q^e \}$ désigne le vecteur source, $\{ T^e \}$ le vecteur température nodale et $\{ \dot{T}^e \} = \frac{\partial}{\partial t} \{ T^e \}$ la dérivée temporelle du vecteur température nodale. Ils sont exprimés par :

$$\begin{aligned} [K^e] &= \int_{\Omega_e} (k + \rho c \tau^e u^2) \{ N, x \} \langle N, x \rangle d\Omega + \int_{\Omega_e} (k + \rho c \tau^e v^2) \{ N, y \} \langle N, y \rangle d\Omega \\ &+ \int_{\Omega_e} \rho c u \{ N \} \langle N, x \rangle d\Omega + \int_{\Omega_e} \rho c v \{ N \} \langle N, y \rangle d\Omega + \\ &\int_{\Omega_e} \tau^e u v (\{ N, x \} \langle N, y \rangle + \{ N, y \} \langle N, x \rangle) d\Omega \end{aligned} \quad (2.72)$$

$$[M^e] = \rho c \int_{\Omega_e} (\{ N \} \langle N \rangle + \tau^e u \{ N, x \} \langle N \rangle + \tau^e v \{ N, y \} \langle N \rangle) d\Omega, \quad (2.73)$$

$$\{Q^e\} = \int_{\Omega_e} Q (\{N\} + \tau^e u \{N, x\} + \tau^e v \{N, y\}) d\Omega \quad (2.74)$$

avec $Q = Q_{ZCP} + Q_{ZCS} + Q_f(x_c) \delta(y_c)$

où $N, x = \frac{\partial N}{\partial x}$; $N, y = \frac{\partial N}{\partial y}$ représentent les dérivées des fonctions de forme. Notons que dans l'expression de $[K^e]$, nous avons négligé le terme $h \int_{\partial\Omega_e} \delta T (T - T_a) d\Omega$ due à l'échange de chaleur par convection pour les EF du contour. Ceci n'est qu'une simplification et non une limitation du modèle.

Pour les éléments finis isoparamétriques, la transformation linéaire de l'espace réel (x, y) à l'espace de référence (ξ, η) est caractérisée par la matrice Jacobienne suivante:

$$[J^e] = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_2^e - x_1^e & y_2^e - y_1^e \\ x_3^e - x_1^e & y_3^e - y_1^e \end{bmatrix} \quad (2.75)$$

où x_i^e et y_i^e représentent les coordonnées au nœuds de l'EF.

On obtient alors :

$$\begin{Bmatrix} N_{i,x} \\ N_{i,y} \end{Bmatrix} = [J^e]^{-1} \begin{Bmatrix} N_{i,\xi} \\ N_{i,\eta} \end{Bmatrix} \quad \text{et} \quad d\Omega = dx dy = \det(J^e) d\xi d\eta \quad (2.76)$$

L'indice i prend les valeurs 1, 2 et 3 (EF triangulaire à trois nœuds). La forme discrétisée (2.71) est ensuite exprimée en fonction de (ξ, η) dans l'espace de référence. Après assemblage, le problème à résoudre est comme suit :

$$[M]\{\dot{T}\} + [K]\{T\} = \{Q\} \quad (2.77)$$

Les températures aux nœuds du système pièce-outil-copeau sont données par le vecteur $\{T\}$.

La non linéarité du problème thermique provient ici du fait que le vecteur source $\{Q\}$ est fonction des températures aux nœuds à travers les sources de chaleur Q_{ZCP} dans la zone de cisaillement primaire, Q_{ZCS} dans la zone de cisaillement secondaire et Q_f dans la zone de frottement.

Pour l'intégration temporelle, on considère le schéma d'Euler d'ordre un :

$$\{\dot{T}_t\} \simeq \frac{\{T_{t+\Delta t}\} - \{T_t\}}{\Delta t} \quad (2.78)$$

où Δt désigne l'incrément de temps.

Afin d'avoir un algorithme inconditionnellement stable pour la résolution du problème transitoire, on choisit un schéma implicite :

$$[M] \left(\frac{\{T_{t+\Delta t}\} - \{T_t\}}{\Delta t} \right) + [K] \{T_{t+\Delta t}\} - \{Q_{t+\Delta t}\} = 0 \quad (2.79)$$

Cette dernière équation est implicite en $\{T_{t+\Delta t}\}$ car le vecteur source nodale $\{Q_{t+\Delta t}\}$ dépend de la température aux nœuds à l'instant $\{T_{t+\Delta t}\}$. La résolution du problème non linéaire, à chaque instant $t + \Delta t$, en fonction de la solution $\{T_t\}$ à l'instant t est obtenue en utilisant l'algorithme de Newton-Raphson. Pour ce faire on note $\{R\}$ le résidu de l'équation (2.79):

$$\{R\} = \{Q_{t+\Delta t}\} - \left(\left([K] + \frac{1}{\Delta t} [M] \right) \{T_{t+\Delta t}\} - \frac{1}{\Delta t} [M] \{T_t\} \right) \quad (2.80)$$

Pour un instant $t + \Delta t$, la matrice tangente $\{G\}$ est donnée à chaque itération par:

$$G_{nl} = \frac{\partial R_n}{\partial T_l} = \sum_e \left(\frac{\partial Q_n^e}{\partial T_l} - (K_{nl}^e + \frac{1}{\Delta t} M_{nl}^e) \right) \quad (2.81)$$

Les indices n et l prennent respectivement les valeurs suivantes (i,j,k) et $(1,2,\dots)$, nombre total des nœuds). On rappelle que (i,j,k) représentent les numéros des nœuds de l'EF. Le schéma de Newton-Raphson se traduit donc par :

$$\{T_{t+\Delta t}\}_{it} = \{T_{t+\Delta t}\}_{(it-1)} - [G_{t+\Delta t}]^{-1} \{R_{t+\Delta t}\} \quad (2.82)$$

où l'indice it représente les itérations. L'expression de $\frac{\partial Q_n^e}{\partial T_l}$ est donnée par :

$$\frac{\partial Q_n^e}{\partial T_l} = \int_{\Omega_c} \frac{\partial Q^e}{\partial T_l} \left(N_n + \tau^e u \frac{\partial N_n}{\partial x} + \tau^e v \frac{\partial N_n}{\partial y} \right) d\Omega \quad (2.83)$$

avec $Q^e = Q_{ZCP}^e + Q_{ZCS}^e + Q_f^e(x_c) \delta(y_c)$

Afin de prendre en compte différents modèles de pression dans cette équation, on pose :

$$Q_f^e(x_c) = \mu_{sl} V_c p_0 f(x_c) \quad (2.84)$$

La fonction $f(x_c)$ dépend du modèle de pression. En utilisant les modèles thermomécaniques de la ZCP, de la ZCS et de la zone de frottement, développés précédemment, on a :

$$\left\{ \begin{array}{l} Q_{ZCP}^e = \frac{\beta}{2h_1} (\rho(V \sin \phi_n) V_s^2 + 2 V_s \tau_0(\bar{T}_b)) \\ Q_{ZCS}^e = \beta \frac{V_c}{h_2} \tau_{st}(T) \\ Q_f^e = \frac{\mu_{sl} V_c}{I_f} \frac{\cos \bar{\lambda}}{\cos(\phi_n + \bar{\lambda} - \alpha_n)} f(x_c) \sum_b (\rho(V \sin \phi_n) V_s + \tau_0(\bar{T}_b)) dl \\ \text{avec } I_f = \int_0^{l_c} f(x_c) dx_c \end{array} \right. \quad (2.85)$$

on rappelle que \bar{T}_b est la température moyenne d'un bloc 'b' de la ZCP de longueur dl . Dans l'expression de $Q_f^e(x_c)$, on note le couplage entre le frottement dans la zone de contact glissant $l_{st} \leq x_c \leq l_c$ et l'écoulement thermomécanique dans la ZCP à travers le terme $\sum_b (\rho(V \sin \phi_n) V_s + \tau_0(\bar{T}_b)) dl$.

Finalement, pour une valeur donnée du frottement apparent $\bar{\mu} = \tan \bar{\lambda}$ (c'est à dire pour chaque itération lors de la résolution des deux équations implicites servant à calculer $\bar{\lambda}$ et la longueur de la zone collante l_{st} en fonction du frottement local μ_{sl} , Figure 2-8), on a:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial Q_{ZCP}^e}{\partial T_l} = \frac{\beta}{2h_1} 2 V_s \frac{\partial \tau_0}{\partial \bar{T}_b} \frac{\bar{T}_b}{\partial T_l} \\ \frac{\partial Q_{ZCS}^e}{\partial T_l} = \beta \frac{V_c}{h_2} \frac{\partial \tau_{st}}{\partial T} \frac{\partial T^e}{\partial T_l} \\ \frac{\partial Q_f^e}{\partial T_l} = \frac{\mu_{sl} V_c}{I_f} \frac{\cos \bar{\lambda}}{\cos(\phi_n + \bar{\lambda} - \alpha_n)} f(x_c) \sum_b \frac{\partial \tau_0}{\partial \bar{T}_b} \frac{\bar{T}_b}{\partial T_l} dl \end{array} \right. \quad (2.86)$$

2.2.4 Partage de la source de chaleur par frottement à l'interface outil-copeau

Largement évoqué dans nos paragraphes antérieurs, une question fondamentale se pose toujours dans les modélisations en usinage. *Comment répartir la source de chaleur due au frottement entre l'outil et le copeau ?* Lors du frottement du copeau le long de la face de coupe de l'outil, cette source est le résultat de différents mécanismes qui apparaissent à l'échelle des aspérités des surfaces en contact : déformation plastique, glissement...etc. En tribologie, l'échauffement que peut induire le frottement est supposé le résultat d'une source surfacique donnée dans notre cas par $Q_f = \mu_{sl} V_c p(x_c)$ (avec $l_{st} \leq x_c \leq l_c$). La partition de Q_f dépend donc de plusieurs paramètres: (i) les caractéristiques thermiques des matériaux outil-copeau, (ii) la position x_c au niveau du contact, (iii) la vitesse du copeau et (iv) le temps. Elle dépend également du gradient thermique entre l'outil et le copeau ainsi que la résistance thermique.

La littérature montre que les modèles proposés sont loin de prendre en compte l'ensemble de ces paramètres dans le partage de Q_f .

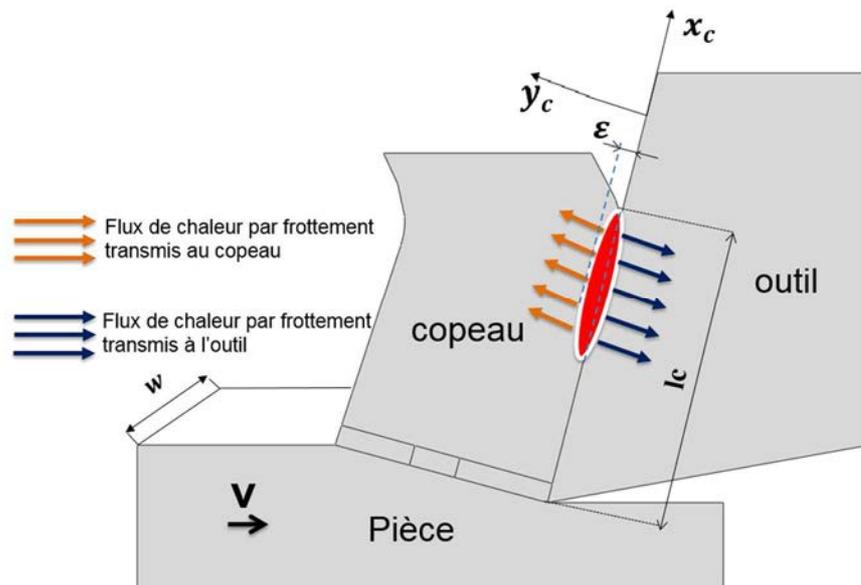


Figure 2-6 : Illustration du problème de partage de la chaleur due au frottement entre l'outil et le copeau.

Dans ce travail on se place dans le cas où la résistance thermique du contact est négligeable. La source de chaleur par frottement est supposée localisée au voisinage de l'interface outil-copeau, du côté copeau. Pour ce faire, on considère une source volumique $Q_f(x_c)/\varepsilon$ répartie

dans un volume d'épaisseur infiniment petit ε , Figure 2-6. En effet, en répartissant d'une manière uniforme la puissance $Q_f(x_c) w dx_c$ dans chaque volume élémentaire $\varepsilon w dx_c$, positionné en x_c , on obtient la densité volumique $Q_f(x_c)/\varepsilon$. Afin de s'affranchir du paramètre ε et de disposer d'une formulation facilement exploitable dans le modèle EF, nous introduisons la fonction Dirac $\delta(y_c)$ ($\delta(y_c)=0$ si $y_c \neq 0$). Rappelons que la fonction $\delta(y_c)$ peut être définie de la manière suivante, C.W.Wong [95].

$$\delta(y_c) = \lim_{\varepsilon \rightarrow 0} D_\varepsilon(y_c)$$

$$\text{avec } D_\varepsilon(y_c) = \begin{cases} \varepsilon^{-1} & \text{si } -\varepsilon/2 \leq y_c \leq \varepsilon/2 \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (2.87)$$

Avec cette approche, nous considérons donc une source volumique $\delta(y_c)Q_f(x_c)$ localisée, côté copeau, au voisinage de l'interface de contact. Ainsi dans le problème thermique globale, la partition de la source $\delta(y_c)Q_f(x_c)$ entre le copeau et l'outil est fonction du couplage dans le système pièce-outil-copeau entre la diffusion et la convection (transport de chaleur dû à l'écoulement de la matière dans le copeau à la vitesse V_c). Implicitement, elle est donc fonction du temps, de la position x_c , des paramètres thermiques des matériaux et des gradients thermiques de part et d'autre du contact.

2.2.5 Calcul des efforts de coupe

Lors de la formation du copeau, les efforts qui s'exercent sur l'outil (l'effort de coupe F_c et l'effort d'avance F_a) sont dus à la contribution de deux termes: (i) les efforts de coupe résultants de la formation du copeau schématisés sur la Figure 2-7 par l'écoulement de matière au-dessus du point de stagnation S , (ii) l'effet de l'arête qui ne contribue pas directement à la formation du copeau et qui correspond à l'écoulement de matière en dessous du point S pour former la surface usinée en interagissant avec la surface en dépouille de l'outil de coupe.

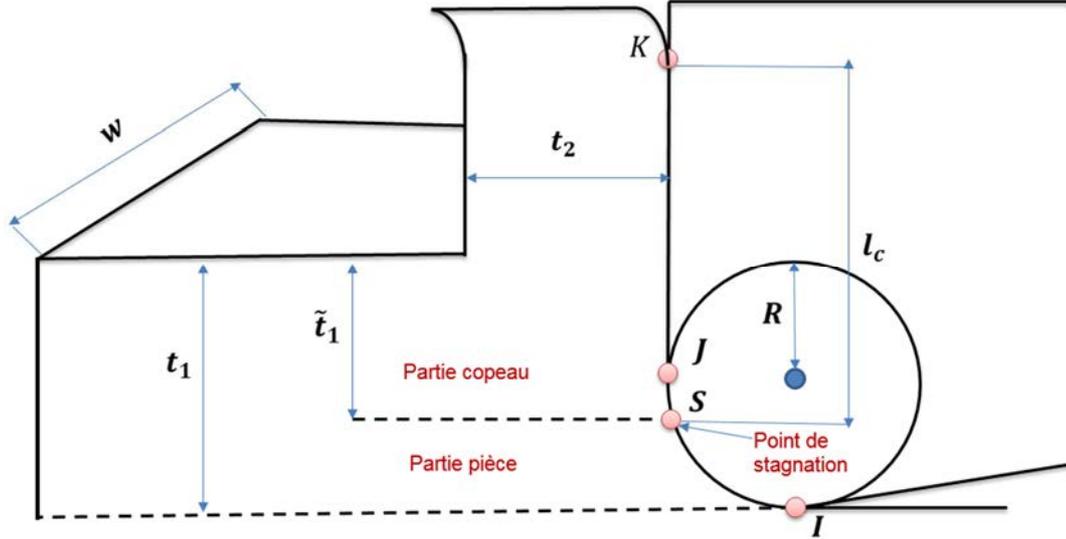


Figure 2-7 : Illustration de la coupe au niveau du rayon d'arête.

Donc lors de l'usinage d'une épaisseur du copeau non déformée t_1 , la partie qui contribue directement à la formation du copeau est notée \tilde{t}_1 , Figure 2-7. Rappelons que l'effet de l'arête augmente avec le ratio t_1/R (R est le rayon d'arête).

Dans le modèle que nous proposons, on pose donc :

$$\begin{cases} F_c = F_c^c + K_{ec} w \\ F_a = F_a^c + K_{ea} w \end{cases} \quad (2.88)$$

où les pressions linéiques K_{ec} et K_{ea} , par unité de largeur de coupe, correspondent aux effets de l'arête respectivement dans la direction de coupe et dans la direction d'avance. w est la largeur de coupe. Cette décomposition est proche de celle couramment utilisée dans les approches mécanistiques où la calibration des efforts spécifiques de coupe nécessite un grand nombre d'essais d'usinage, Altintas [16].

Concernant les efforts de coupe dus à la formation du copeau (l'effort de coupe F_c^c et l'effort d'avance F_a^c), ils sont obtenus à partir du modèle thermomécanique. L'équilibre du copeau, isolé à la sortie de la zone de cisaillement primaire, nous donne :

$$\begin{cases} F_c^c = \frac{\cos(\bar{\lambda} - \alpha_n)}{\cos(\phi_n + \bar{\lambda} - \alpha_n)} \sum_b (\rho(V \sin \phi_n) V_s + \tau_0) w dl \\ F_a^c = \frac{\sin(\bar{\lambda} - \alpha_n)}{\cos(\phi_n + \bar{\lambda} - \alpha_n)} \sum_b (\rho(V \sin \phi_n) V_s + \tau_0) w dl \end{cases} \quad (2.89)$$

avec $dl = l_{oA}/N_b = \tilde{t}_1/(N_b \sin \phi_n)$ est la longueur du bloc 'b' obtenue en discrétisant la longueur l_{oA} du plan de cisaillement en N_b blocs, voir Figure 2-2.

Le modèle dans sa version actuelle ne permet pas de déterminer l'effet de l'arête défini par la position du point de stagnation S (ce qui est équivalent à la détermination de \tilde{t}_1) et par les paramètres K_{ec} et K_{ea} . Pour ce faire, nous proposons de calibrer ces paramètres pour une condition de coupe à partir d'un modèle EF basée sur l'approche ALE, voir chapitre suivant.

2.3 Résumé du modèle hybride

Les conditions de coupe sont données par: la vitesse de coupe V , l'épaisseur du copeau non déformé t_1 , la largeur de coupe w , l'angle de coupe α_n et l'angle de dépouille β . Les paramètres du modèle thermomécanique sont: (i) l'épaisseur moyenne h_1 de la zone de cisaillement primaire, (ii) l'angle de cisaillement ϕ_n , (iii) le coefficient de frottement local μ_{sl} et (iv) la contribution aux efforts de coupe de l'arête de coupe de l'outil. Cette dernière est définie par la position du point de stagnation S , voir Figure 2-7 et par les pressions linéiques K_{ec} et K_{ea} . Rappelons que identifier S revient à déterminer la valeur de \tilde{t}_1 comme le montre la Figure 2-7.

Concernant l'estimation de l'angle de cisaillement ϕ_n , on utilise la loi de Merchant modifiée $\phi_n = \phi_0 + 0.5(\alpha_n - \bar{\lambda})$ ($\bar{\lambda}$ est l'angle de frottement apparent qui résulte de la totalité du contact mixte collant-glissant). Ce choix est justifié par le fait que la loi de Merchant surestime généralement la valeur de ϕ_n comme l'a montré Molinari et Moufki [96]. On rappelle que dans le modèle mécanique de Merchant 1945, on a $\phi_0 = \pi/4$. D'un autre côté, en se basant sur les travaux d'Oxley [5], l'épaisseur h_2 de la zone de cisaillement secondaire est supposée donnée par $h_2 = 0.10 t_2$, (t_2 est l'épaisseur de copeau: $t_2 = \tilde{t}_1 \cos(\phi_n - \alpha_n)/\sin \phi_n$, Figure 2-7).

Les entrées du modèle sont: les conditions de coupe, les paramètres thermo-physiques (masse volumique ρ , coefficient de conduction k , capacité calorifique c). Il y a aussi les paramètres de la loi de Johnson-Cook pour le comportement thermo-viscoplastique du matériau usiné.

Le modèle que nous présentons a été implémenté sous Matlab. Dans ce qui suit, nous résumons les étapes de calcul présentées sous forme d'un organigramme :

- *Calibration du modèle par rapport à un calcul EF-ALE*

Les paramètres du modèle, sont calibrés à partir d'un modèle EF basé sur l'approche ALE, voir chapitre suivant. L'objectif est de disposer d'une bonne estimation des variables suivantes: h_1 , ϕ_0 , μ_{sl} , \tilde{t}_1 , K_{ec} et K_{ea} . Cette procédure de calibration se fait pour *une seule condition de coupe*. Elle consiste à ajuster le coefficient de frottement local μ_{sl} dans un modèle EF, basée sur l'approche ALE, de telle sorte que les efforts de coupe et la longueur de contact obtenus grâce à la simulation numérique soient en adéquation avec les données expérimentales. A partir de là, on utilise les résultats de cette même simulation pour déterminer les paramètres du modèle en postulant qu'ils changent peu avec les conditions de coupe.

- *Modèle Analytique-EF: solution thermomécanique à chaque instant t_i*

Pour des valeurs fixées de l_{st}/l_c et $\bar{\mu} = \tan \bar{\lambda}$, correspondant à des itérations par rapport aux équations implicites $f_1(\bar{\lambda}) = 0$ et $f_2(l_{st}/l_c) = 0$ données respectivement par (2.43) ou (2.59) et (2.40) ou (2.58)) selon le modèle de pression, on résout par Newton-Raphson le problème thermique non linéaire déduit du modèle EF, équation (2.1). Les itérations sur les équations implicites $f_1(\bar{\lambda}) = 0$ et $f_2(l_{st}/l_c) = 0$ sont également basées sur l'algorithme de Newton-Raphson.

D'une manière globale, l'implémentation du model analytique-EF nécessite la résolution simultanée du système algébrique non linéaire (modèle EF) et des deux équations non linéaires (contact collant-glissant à l'interface outil-copeau). Ceci se traduit par trois boucles comme le montre le diagramme suivant, Figure 2-8.

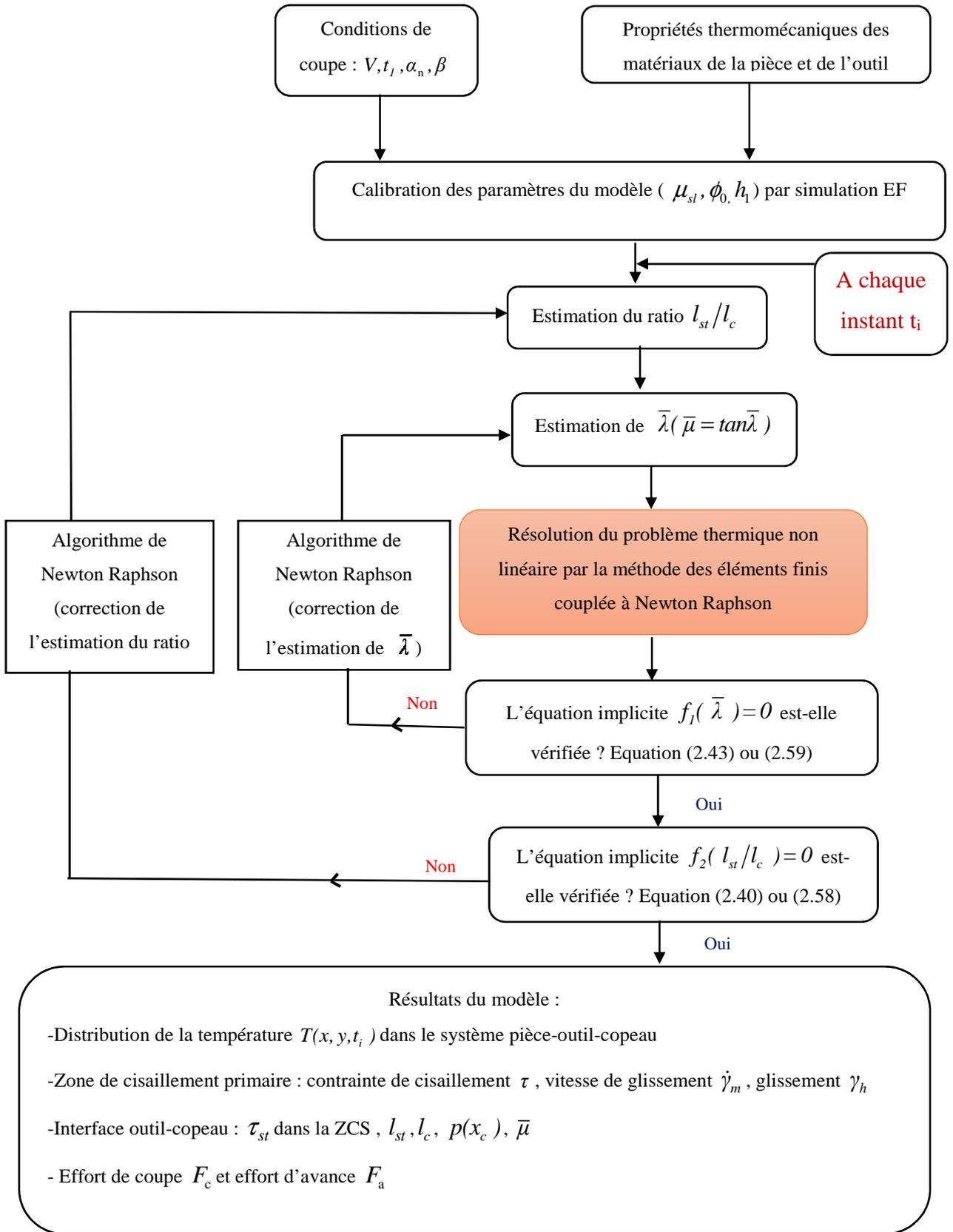


Figure 2-8 : Organigramme de calcul du modèle hybride.

Chapitre 3 : Résultats et discussions

3.1 Introduction

Ce chapitre de notre travail s'intéresse aux résultats obtenus avec le modèle hybride que nous proposons. Une comparaison du modèle aux résultats expérimentaux sera présentée. Nous commençons par présenter un modèle EF basé sur l'approche ALE (Arbitrary Lagrange Euler) implémentée dans Abaqus-Explicite. Nous rappelons que dans un premier temps, le modèle EF-ALE servira à calibrer les paramètres de notre modèle hybride, voir chapitre 2. Une confrontation avec le modèle EF nous permettra également d'analyser la véracité des prédictions de l'approche hybride non seulement par rapport aux efforts de coupe mais également par rapport aux variables locales comme la distribution de la température à l'interface outil-copeau, l'angle de cisaillement, la longueur de contact et la distribution de pression le long de la face de coupe de l'outil. Ensuite, une étude paramétrique détaillée sera effectuée. Elle permettra de montrer le potentiel prédictif de notre modèle dans l'analyse des effets thermomécaniques en usinage à sec avec un temps de calcul très réduit. Le choix est porté sur l'usinage de l'alliage d'aluminium AA-2024-T351 très utilisé dans l'industrie aéronautique compte tenu de ses propriétés mécaniques et sa légèreté. D'un autre côté, l'usinage de cet alliage se caractérise par un frottement élevé associé à la formation d'une couche d'adhésion le long de la face de coupe de l'outil. Ainsi, parmi les différentes formulations EF, notre choix s'est porté sur l'ALE qui permet de simuler ces conditions de contact extrêmes contrairement aux modèles lagrangiens où on est fortement limité par la distorsion du maillage, Atlati et al. [97].

3.2 Modèle EF-ALE

Comme discuté dans le chapitre 1, trois types de formulations EF sont utilisées dans la littérature pour simuler la formation du copeau en usinage. La formulation lagrangienne pure nécessite l'utilisation de critères de séparation (ouverture du maillage) ou d'un algorithme de remaillage afin de maintenir une qualité acceptable du maillage, voir par exemple les travaux de Nouari et al. [98], Kouadri et al. [99] et Seshadri et al. [100]. En outre, pour éviter la distorsion du maillage dans la simulation en lagrangien, plusieurs auteurs, Mabrouki et al. [41], Atlati et al. [42], Ye et al. [101], et Hortig et al. [102], ont limité le coefficient de frottement à des faibles valeurs (généralement inférieur ou égale à 0,3). Les efforts d'avance

sont alors sous-estimés. Cela montre l'incapacité de l'approche lagrangienne de prédire avec précision les phénomènes de frottement à l'interface outil copeau en usinage à sec.

L'approche ALE étant une MEF basée sur une technique de maillage adaptatif qui combine les caractéristiques de la formulation lagrangienne et la formulation eulérienne, elle permet un mouvement de maillage indépendant du matériel. Ainsi, l'ALE permet de tenir compte de l'écoulement plastique du matériau autour de l'arête de coupe de l'outil (pointe de l'outil) et le long de la face de coupe de l'outil où les contraintes, la vitesse de déformation et la température sont élevées. Joyot et al. [103], Olovsson et al. [104], Germain et al. [47], Movahhedy et al. [105] et Gadala et al. [106], ont démontré la capacité de l'approche ALE pour simuler l'interaction entre l'outil et le copeau sans l'utilisation d'un critère de séparation, ni d'une technique de remaillage continue. Ainsi, la méthode ALE se révèle plus efficace pour reproduire les conditions de collage-glisement le long de la face de coupe de l'outil. Elle nous permet alors d'extraire avec précision les composantes des efforts au niveau du rayon d'arête de l'outil pour alimenter notre modèle hybride, voir sections suivantes.

Nous commençons alors par une brève description du modèle EF ALE que nous avons développé avec le code de calcul Abaqus-Explicite.

3.3 Présentation du modèle éléments finis ALE 2D de la coupe orthogonale

Ce modèle qui a fait l'objet de plusieurs travaux dans la littérature comprend géométriquement trois parties : la pièce, l'outil et le copeau. Les nœuds qui sont à l'intérieur des domaines pièce et copeau sont des nœuds ALE. Ils ont une vitesse particulière qui diffère de celle de la matière. Dans leurs mouvements ils n'ont pas l'obligation de suivre la matière. C'est ce comportement cinématique imposé à ces nœuds qui permet de limiter les problèmes de distorsion sévère du maillage rencontrés souvent dans la simulation des procédés en grande déformation. La vitesse des nœuds ALE n'est pas fixe ; elle dépend des conditions cinématiques à chaque incrément du temps. Sur le contour de la pièce et du copeau, les surfaces sont eulériennes ou du type 'sliding surface', Figure 3-1. Les nœuds des surfaces eulériennes sont fixes. Les nœuds des 'sliding surface' ont un comportement double. Ils sont eulériens dans la direction tangentielle et lagrangiens dans la direction normale. Ce qui permet au maillage de suivre la matière dans la direction normale. Les nœuds de l'outil de coupe sont purement lagrangiens. Contrairement aux modèles lagrangiens où l'outil de coupe se déplace dans la direction d'écoulement de la matière pour arracher la matière et former le copeau,

dans ce modèle ALE, l'outil de coupe est fixe et la matière s'écoule autour de l'arête de coupe.

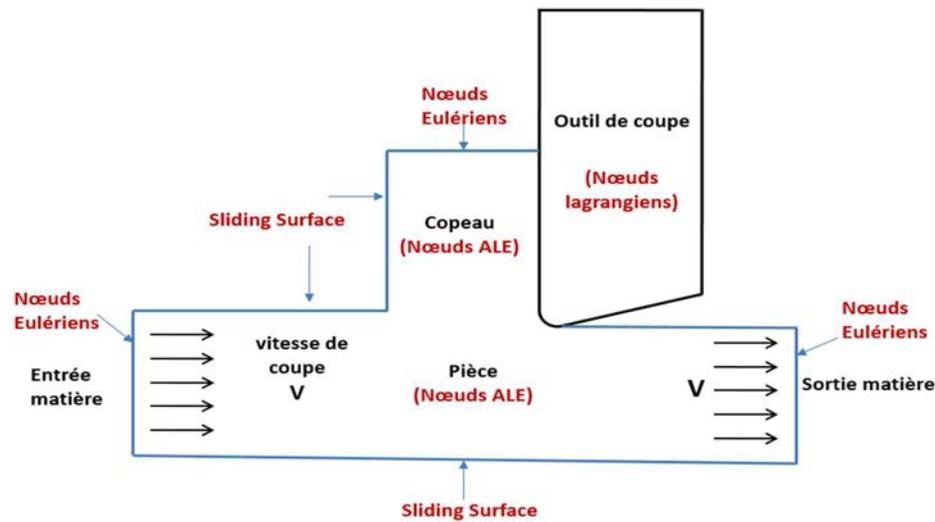


Figure 3-1 : Coupe orthogonale : présentation du modèle ALE.

Contrairement aux modèles lagrangiens où l'outil de coupe se déplace dans la direction d'écoulement de la matière pour arracher la matière et former le copeau, dans ce modèle ALE, l'outil de coupe est fixe et la matière s'écoule autour de l'arête de coupe. On fait rentrer la matière avec la vitesse de coupe V par une surface eulérienne. Elle ressort avec la même vitesse par une autre surface eulérienne, Figure 3-1. La formation du copeau se fait dans la zone de cisaillement primaire qui représente une zone d'accommodation où la vitesse des particules de matière passe progressivement de la vitesse de coupe à la vitesse du copeau. Ceci se traduit par une déformation plastique intense dans la zone de cisaillement primaire. Ainsi à partir d'une géométrie initiale donnée au copeau, l'approche permet une augmentation ou diminution de la longueur de contact et de l'épaisseur du copeau en fonction des conditions de coupe et des conditions tribologiques du contact pour converger vers une solution quasi-stationnaire.

La loi de comportement de Johnson-Cook donnée par l'équation (2.19) est utilisée pour modéliser le comportement thermo-viscoplastique isotrope du matériau de la pièce. L'outil de coupe est supposé rigide. Le modèle éléments finis est basé sur une approche thermomécanique couplée donnée par la résolution de l'équation du mouvement et de l'équation de la chaleur :

$$\text{div } \underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{f}}_v = \rho \underline{\underline{\ddot{u}}} \quad (3.1)$$

où $\underline{\underline{\sigma}}$ désigne les contraintes de Cauchy, $\underline{\underline{f}}_v$ les forces de volume, ρ la masse volumique, $\underline{\underline{\ddot{u}}}$ l'accélération.

$$\rho c \dot{T} - k \Delta T = \dot{q}_v \quad (3.2)$$

avec c la chaleur spécifique, k la conductivité thermique, \dot{q}_v une source de chaleur volumique. Compte tenu du fait que les contraintes dépendent de la température via la loi de comportement, on a un problème fortement couplé. Par ailleurs, dans l'équation de la chaleur (3.2), la source de chaleur volumique est due à la déformation plastique, qui est fonction de la contrainte, la déformation, la vitesse de déformation et de la température. L'intégration temporelle explicite est mieux appropriée pour calculer simultanément à chaque incrément de temps l'interdépendance de la variation des paramètres thermomécaniques (contrainte, déformation, vitesse de déformation et de température). Ainsi, la solution du problème thermomécanique est basée sur un algorithme dynamique explicite où les déplacements et les vitesses sont calculés en fonction des quantités qui sont connues à l'incrément précédent.

Le frottement local à l'interface outil-copeau est modélisé par la loi de frottement de Coulomb modifiée, où la contrainte de frottement est limitée par la contrainte d'écoulement en cisaillement du matériau usiné :

$$\tau_f = \min(\bar{\tau}, \mu_{st} \sigma_n) \quad (3.3)$$

où τ_f est la contrainte de frottement, σ_n la contrainte normale, μ_{st} le coefficient de frottement local et $\bar{\tau} = \bar{\sigma} / \sqrt{3}$ la contrainte d'écoulement en cisaillement du matériau.

L'échange de chaleur à l'interface outil-copeau est dû à deux sources de chaleur : (i) la chaleur due au frottement et (ii) le flux de chaleur à travers l'interface qui dépend de la résistance thermique de contact et qui est causé par le gradient thermique de part et d'autre de la surface de contact. Ainsi le flux de chaleur qui va vers l'outil de coupe et celui qui va vers le copeau sont définies par :

$$\begin{cases} q_{outil} = \beta_p \eta \tau_f v_s + (T_{copeau} - T_{outil}) / R_{th} \\ q_{copeau} = (1 - \beta_p) \eta \tau_f v_s + (T_{outil} - T_{copeau}) / R_{th} \end{cases} \quad (3.4)$$

où q_{outil} et q_{copeau} sont les densités de flux de chaleur entrant dans l'outil et dans le copeau, respectivement, v_s est la vitesse de glissement (dans la zone de glissement), τ_f la contrainte de frottement, η le coefficient qui définit la fraction du travail par frottement converti en chaleur. Le paramètre β_p est le coefficient de partage de la source de chaleur par frottement entre l'outil et le copeau. Ce coefficient peut dépendre de plusieurs paramètres comme évoqué dans le chapitre 1. T_{copeau} et T_{outil} sont respectivement la température dans le copeau et dans l'outil de part et d'autre de la face de coupe et R_{th} représente la résistance thermique du contact. La partie thermique du contact est alors définie dans le code de calcul Abaqus-Explicite par la conductance $h_{int} = 1/R_{th}$ et les coefficients β_p et η .

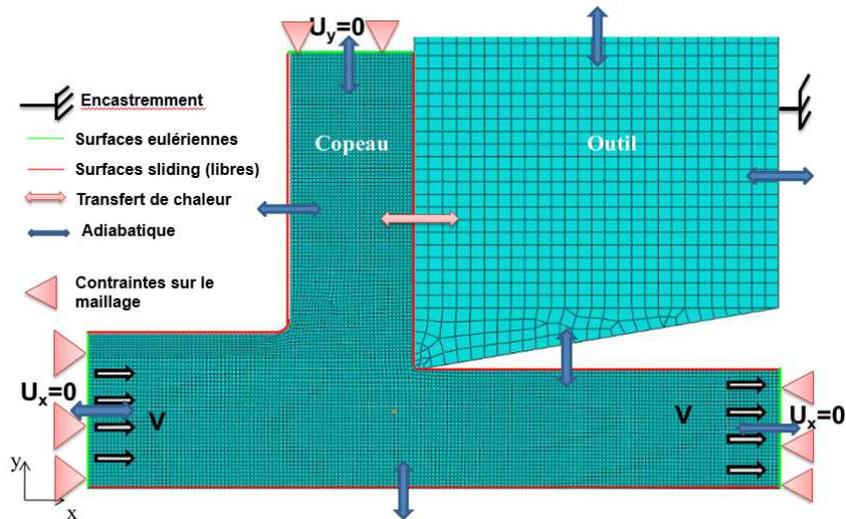


Figure 3-2 : Conditions aux limites mécaniques et thermiques.

Les conditions aux limites mécaniques et thermiques du problème présentées sur la Figure 3-2 sont les suivantes :

- L'outil de coupe est encastéré.
- Une contrainte en déplacement est imposée sur les maillages des surfaces eulériennes entré et sortie matière. Cette contrainte interdit leurs déplacements suivant la direction d'écoulement de la matière ($U_x=0$).

- Une contrainte en déplacement suivant la direction y est imposée sur le maillage de la surface eulérienne à la sortie du copeau ($U_y=0$). Ceci suppose donc que la géométrie initiale du copeau doit prendre en compte le fait qu'il faut que la hauteur du copeau soit suffisamment grande pour obtenir la longueur de contact.
- Un transfert de chaleur existe par conduction à travers les surfaces du contact outil-copeau.
- Pas d'échange de chaleur avec le milieu environnant.

	Pièce (AA2024-T351)	Outil (WC-CO)
Densité [Kg/m^3]	2780	15000
Module de Young E [Gpa]	73	630
Coefficient de Poisson	0.33	0.23
Chaleur spécifique c [$J K_g^{-1} K^{-1}$]	856	240
Conductivité thermique k [$W m^{-1} K^{-1}$]	120	100
T_m [K]	775	
T_0 [K]	293	293

Tableau 3-1 : Propriétés thermiques et mécaniques des matériaux de la pièce et de l'outil, Atlati et Al. [54].

3.4 Simulation EF et identification des paramètres du modèle hybride

Pour cette étude, l'épaisseur du copeau non déformé vaut $t_1 = 0.1 mm$ avec un angle de coupe $\alpha_n = 0^\circ$, un angle de dépouille $\beta_n = 7^\circ$. Un maillage uniforme de taille 10 microns a été adopté pour la pièce et 18 microns pour l'outil avec des éléments CP4RT (éléments quadrangles à un point d'intégration). Une comparaison avec des maillages plus fins a montré des résultats très proches. L'outil de coupe est en carbure de tungstène avec un rayon d'arête $R = 40 \mu m$. La vitesse de coupe est $V = 95 m/min$ et la largeur du copeau usinée est

$w = 4 \text{ mm}$. Les propriétés thermomécaniques de la pièce usinée et de l'outil sont présentées dans le Tableau 3-1 et les paramètres de la loi de comportement de Johnson-Cook du matériau usiné dans le Tableau. 3-2. Le temps d'usinage est de 20 ms.

$A \text{ [Mpa]}$	$B \text{ [Mpa]}$	n	c	$\dot{\epsilon}_0 \text{ (s}^{-1}\text{)}$	m
265	426	0.34	0.015	1	1

Tableau 3-2 : Paramètres de la loi de comportement de Johnson-Cook pour l'alliage d'aluminium 2024- T351 , Atlati et Al. [54].

3.4.1 Calibration du coefficient de frottement local μ_{sl}

Le coefficient de frottement local demeure toujours le paramètre d'ajustement dans les simulations EF car il est fonction des conditions de coupe et des conditions tribologiques à l'interface outil-copeau. En effet, de nos jours, les données tribologiques de la littérature pour différents couples de matériaux ne correspondent pas vraiment aux conditions de frottement extrêmes qui gouvernent l'interface outil-copeau en usinage. D'autres parts, les essais de coupe orthogonale nous permettent seulement de connaître la valeur du coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ qui représente le ratio entre l'effort de coupe et l'effort d'avance dans le cas où l'angle de coupe est nul. Le coefficient $\bar{\mu}$ est qualifié d'apparent ou de global et est représentatif des conditions tribologiques le long de la totalité du contact outil-copeau à savoir la face de coupe de l'outil, la partie arrondie de l'arête de coupe et la face de dépouille. Il prend alors en compte l'état général du contact (glissant, collant ou collant glissant). Il ne peut être alors égal au coefficient de frottement local μ_{sl} que dans le cas particulier d'un contact purement glissant avec un rayon d'arête nul.

Ainsi, la procédure de calibration abordée ici consiste à faire varier le coefficient de frottement local μ_{sl} de tel que sorte que les efforts de coupe donnés par le modèle EF-ALE soient en accord avec les mesures expérimentales. Le coefficient de frottement apparent expérimental $\bar{\mu}_{exp}$ déterminé via les efforts de coupe expérimentaux devra donc être proche du coefficient de frottement apparent numérique $\bar{\mu}_{num}$ calculé à partir des efforts de coupe numériques par les relations :

$$\bar{\mu} = \frac{F_c \tan(\alpha_n) + F_a}{F_c - F_a \tan(\alpha_n)} \quad (3.5)$$

Données expérimentales				Résultats numériques						
V (m/min)	Effort de coupe (N)	Effort d'avance (N)	$\bar{\mu}_{exp}$	μ_{sl}	Effort de coupe (N)	Erreur (%)	Effort d'avance (N)	Erreur (%)	$\bar{\mu}_{num}$	Erreur (%)
95	475	300	0.63	0.6	580	22%	325	8%	0.56	-11%
				0.55	560	17%	310	3%	0.55	-12%
				0.5	520	9%	280	-6%	0.53	-15%
				0.45	490	3%	240	-20%	0.48	-23%

Tableau 3-3 : Effet du coefficient de frottement local μ_{sl} sur les efforts de coupe avec les conditions de coupe : $t_1=0.1mm$, $V=95m/min$, $\alpha_n=0^\circ$ et $w=4mm$.

Au regard des résultats du modèle EF, les meilleures estimations sont obtenues pour un coefficient de frottement local $\mu_{sl}=0.5$. Dans la suite de cette étude, nous allons faire l'hypothèse que ce coefficient est constant pour toutes les autres vitesses que nous allons simuler. Par conséquent, le coefficient $\mu_{sl}=0.5$ est retenu pour cette étude.

3.4.2 Evaluation de la contribution du rayon d'arête aux efforts de coupe

Dans ce travail, l'identification des efforts de coupe dus au rayon d'arête est obtenue à partir de la simulation EF avec la vitesse de coupe $V=95m/min$ de la manière suivante. Dans notre cas, nous avons un ratio $R/t_1=0.4$ (rayon d'arête $R=40\mu m$, $t_1=0.1mm$). Ceci se traduit par un effet non négligeable du rayon d'arête sur les efforts de coupe. A partir de la distribution de la contrainte de cisaillement le long de l'arête de coupe indiqué par IJ sur la Figure 3-3, on peut estimer la position du point de séparation de (ou stagnation) S . Rappelons que S caractérise le fait qu'une partie de la matière ne forme pas le copeau, mais s'écoule en dessous de la face de dépouille de l'outil pour former la surface usinée, voir Figure 2-7. L'identification de S permet aussi de déterminer le paramètre \tilde{t}_1 . A partir de la Figure 3-4, S correspond au changement de signe de la contrainte de cisaillement. De plus, l'effort dû au rayon d'arête se résume à l'effort de la partie SI . D'après la distribution de la contrainte de cisaillement donnée par le modèle EF et montrée à la Figure 3-4, le point S se situe entre les nœuds 2 et 3, Figure 3-3. Le nœud 3 étant le plus proche, il est alors considéré comme S . Notons que dans ce cas, S est proche du point J .

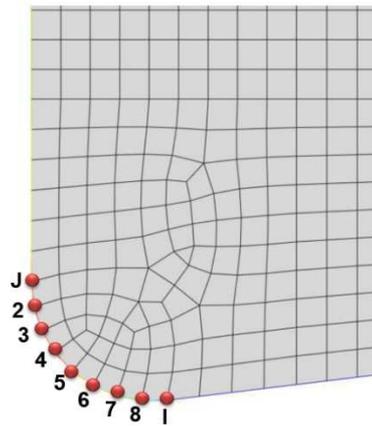


Figure 3-3 : Nœuds du rayon d'arête de l'outil de coupe.

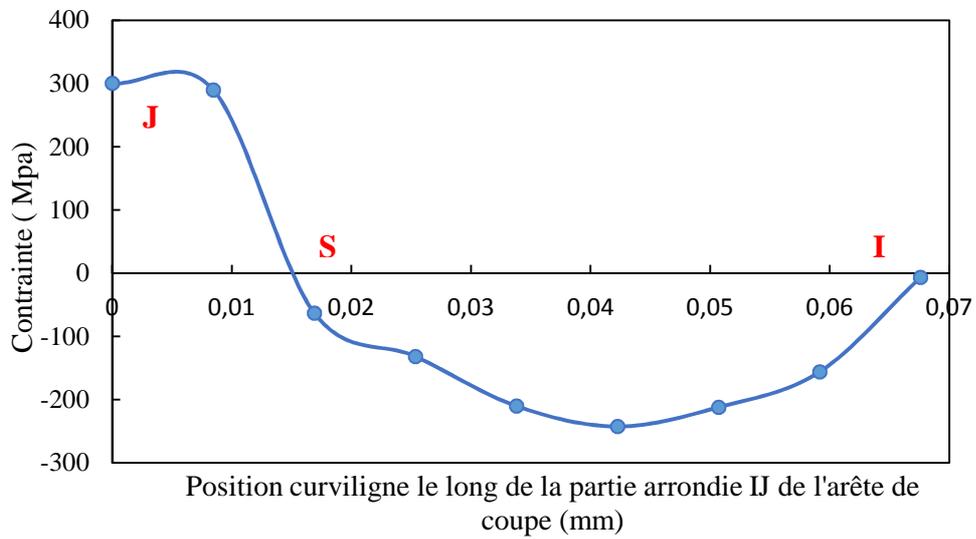


Figure 3-4 : Distribution de la contrainte de cisaillement le long du rayon de l'arête de l'outil de coupe.

A partir de la distribution de la contrainte normale et de la contrainte de cisaillement données par le modèle EF le long de S), on remonte à l'effort normal F_n^e et l'effort tangentiel F_f^e :

$$\begin{cases} F_n^e = w \int_{IS} \sigma_n dl \\ F_f^e = -w \int_{IS} \tau_f dl \end{cases} \quad (3.6)$$

Nous obtenons $F_n^e = 85.68 N$ et $F_f^e = 42.64 N$.

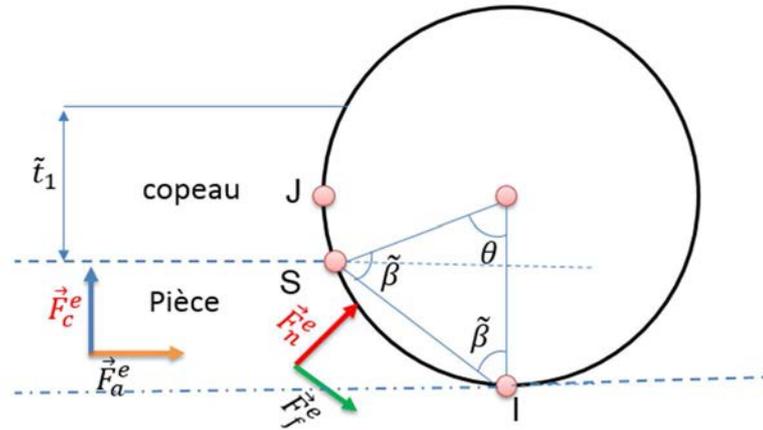


Figure 3-5 : Illustration des efforts sur l'arête de coupe de l'outil.

Afin de projeter les efforts F_n^e et F_f^e suivant la direction de coupe et la direction d'avance, nous adoptons l'approche simplifiée suivante. L'arc SI est assimilé à un segment de droite, Figure 3-5. Nous pouvons donc déterminer les composantes F_c^e et F_a^e caractérisant respectivement les contributions de l'arête à l'effort de coupe et à l'effort d'avance:

$$\begin{cases} F_c^e = F_n^e \cos \tilde{\beta} + F_f^e \sin \tilde{\beta} \\ F_a^e = F_n^e \sin \tilde{\beta} - F_f^e \cos \tilde{\beta} \end{cases} \quad (3.7)$$

avec

$$\tilde{\beta} = \frac{\pi}{2} - \frac{l_{SI}}{2R} \quad (3.8)$$

où l_{SI} désigne la longueur de l'arc de cercle SI . On obtient alors :

$$\begin{cases} K_{ce} = F_c^e / w \\ K_{ae} = F_a^e / w \end{cases} \quad (3.9)$$

Nous obtenons ici $K_{ce} = 16.25 \text{ N/mm}$ et $K_{ae} = 17.5 \text{ N/mm}$.

Cette méthode nous permet également d'avoir une estimation de \tilde{t}_1 qui correspond à la partie coupe. A partir de la Figure 3-5, on a :

$$\tilde{t}_1 = t_1 - R(1 - \cos(l_{SI}/R)) \quad (3.10)$$

Ainsi pour une épaisseur du copeau non déformé $t_1 = 0.1 \text{ mm}$, on a $\tilde{t}_1 = 0.072 \text{ mm}$.

3.4.3 Caractérisation de la zone de cisaillement primaire

Dans ce paragraphe, nous identifions deux paramètres importants du modèle hybride à savoir l'épaisseur de la zone de cisaillement primaire h_1 et le paramètre ϕ_0 de l'angle de cisaillement primaire ϕ_n . La simulation EF nous permet de mesurer h_1 à partir de la distribution de la vitesse de déformation comme montré sur la Figure 3-6.

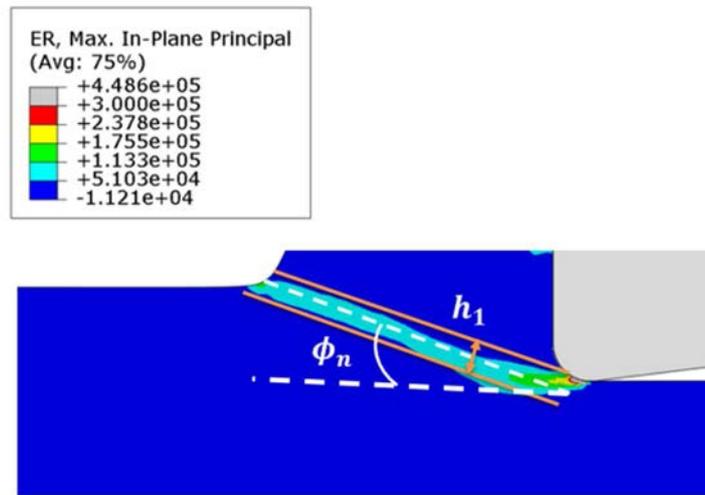


Figure 3-6 : Distribution de la vitesse de déformation dans la pièce pour $t_1=0.1 \text{ mm}$, $V=95 \text{ m/min}$, $\alpha_n=0$ et $w=4 \text{ mm}$.

L'estimation donne $h_1 = 30 \mu\text{m}$. D'une manière générale, l'épaisseur de la zone de cisaillement primaire varie légèrement avec la vitesse de coupe. Nous allons négliger cette variation dans cette étude. En conséquence, $h_1 = 30 \mu\text{m}$ est retenue pour la suite de ce travail.

L'angle de cisaillement primaire ϕ_n qui caractérise l'inclinaison de la zone de cisaillement primaire par rapport à la direction de coupe, Figure 3-6 est une donnée essentielle du modèle hybride. Cet angle est mesuré pour la vitesse de coupe $V = 95 \text{ m/min}$ à partir de la simulation EF. Partant de cette mesure, il est possible de déterminer le paramètre ϕ_0 de la loi de Merchant modifiée : $\phi_n = \phi_0 + 0.5(\alpha_n - \bar{\lambda})/2$. Cette identification conduit à :

$$\phi_0 = \phi_{EF} - 0.5(\alpha_n - \bar{\lambda}_{rake}) \quad (3.11)$$

Dans cette expression ϕ_{EF} désigne l'angle de cisaillement primaire du modèle EF et $\bar{\lambda}_{rake}$ l'angle de frottement apparent de la face de coupe (partie SK , voir Figure 2-7) du modèle EF. Ce qui revient à enlever l'effet du rayon d'arête sur le frottement apparent $\bar{\lambda}$:

$$\bar{\lambda}_{rake} = \tan^{-1} \left(\frac{F_a^{EF} - F_a^e}{F_c^{EF} - F_c^e} \right) \quad (3.12)$$

Dans cette équation, nous avons pris en compte le fait que $\alpha_n = 0^\circ$. La valeur de l'angle de cisaillement mesurée est $\phi_{EF} = 14.89^\circ$. Les calculs conduisent à $\phi_0 = 27.84$.

Pour terminer ce paragraphe, nous rappelons qu'à ce stade, nous avons calibré les paramètres suivants du modèle : $K_{ce} = 12.25 \text{ N/mm}$, $K_{ae} = 17.5 \text{ N/mm}$, $\mu_{sl} = 0.5$, $h_1 = 30 \mu\text{m}$ et $\phi_0 = 27.84$ à partir d'un calcul EF-ALE pour les conditions de coupe suivantes : $V = 95 \text{ m/min}$, $t_1 = 0.1 \text{ mm}$, $\alpha_n = 0^\circ$.

3.5 Résultats du modèle hybride en coupe orthogonale.

Dans cette section, nous présentons les résultats de l'approche hybride pour deux différentes lois de pression. Durant toute l'étude la largeur de coupe sera fixée à $w = 4 \text{ mm}$. Une comparaison des efforts de coupe, du coefficient de frottement apparent et de la longueur de contact avec les mesures expérimentales permettra d'une part de valider notre modèle et d'autre part de vérifier la loi de pression qui se rapproche le plus des tendances expérimentales. Les données expérimentales sont issues des travaux de Atlati et al. [54]. Pour la vitesse de calibration $V = 95 \text{ m/min}$, le temps d'usinage de la simulation EF à partir duquel on a un régime quasi-stationnaire au niveau des efforts est de 20 ms . Elle correspond à une longueur usinée de 31.6 mm . Partant de cette longueur usinée, les temps d'usinage ont été évalués pour les autres vitesses de coupe.

Dans ce paragraphe, on désigne par 'loi 1' la distribution de pression le long de la face de coupe de l'outil donnée par $P(x_c) = p_0 \left(1 - \frac{x_c}{l_c} \right)^\xi$, Equation (2.29). Pour le nouveau modèle de pression, Equation (2.44), Figure 2-3, on parlera de 'nouvelle loi de pression'.

3.5.1 Pression de contact outil-copeau : loi 1

Dans cette section, le paramètre ξ de la loi de pression est égal à deux ($\xi = 2$). Cette valeur est choisie en se référant aux travaux de Moufki et al. [23]. L'effet de ce paramètre sera discuté ultérieurement. Les conditions de coupe sont rappelées ici : l'angle de coupe $\alpha_n = 0^\circ$, l'angle de dépouille $\beta = 7^\circ$, l'épaisseur du copeau non déformé $t_1 = 0.1\text{mm}$. On s'intéresse aux valeurs des efforts de coupe, du coefficient de frottement apparent et de la longueur de contact obtenues avec et sans effet de l'arête de coupe dans le cas de cette loi de pression. On note des écarts non négligeables entre l'expérience et le modèle lorsque l'effet de l'arête n'est pas pris en compte, Figure 3-7. Dans le cas contraire, l'écart se réduit. Ceci montre l'importance de cet effet puisque dans notre cas on a $R/t_1 \approx 0.4$.

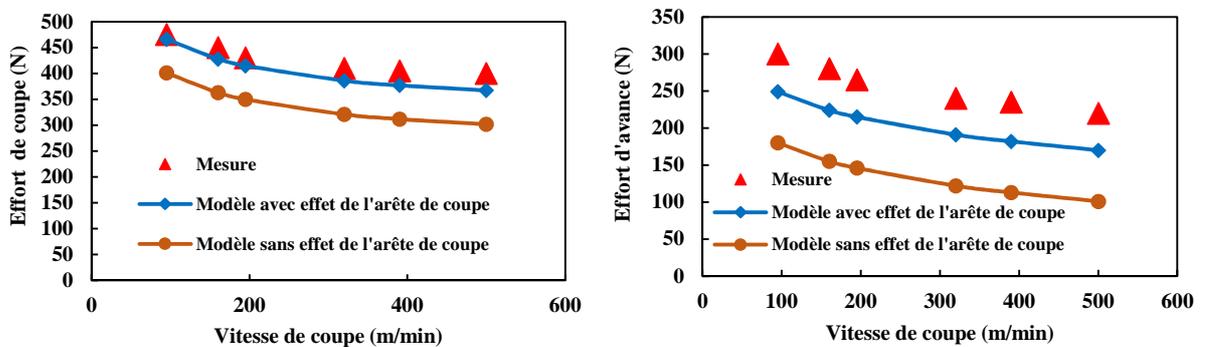


Figure 3-7 : Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe -comparaison modèle (loi 1) / expérience.

Le modèle prédit aussi la diminution des efforts avec la vitesse de coupe comme l'expérience. D'une manière générale cette tendance est une conséquence des conditions tribologiques qui se traduisent par une diminution du coefficient de frottement apparent en fonction de la vitesse de coupe comme montré sur la Figure 3-8. D'une manière générale, cette baisse est le résultat de l'adoucissement thermique du matériau dans la zone de cisaillement secondaire suite à l'élévation de la température en fonction de la vitesse de coupe.

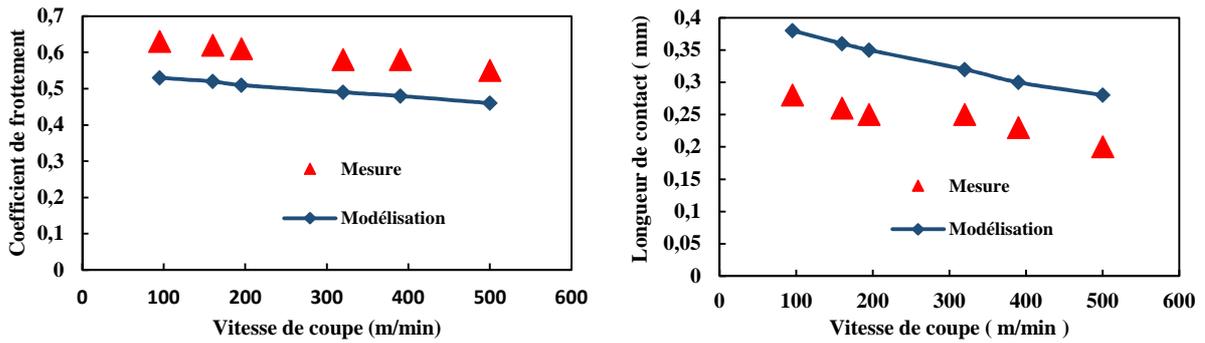


Figure 3-8 : Evolution du coefficient de frottement apparent et de la longueur de contact outil-copeau en fonction de la vitesse de coupe ; comparaison modèle (loi 1) / expérience.

L'influence de la vitesse de coupe sur la longueur de contact est montrée sur la Figure 3-8. On observe également que la légère décroissance de la longueur de contact en fonction de la vitesse de coupe prévue par l'expérience est correctement reproduite par le modèle avec des écarts non négligeables. Cette tendance s'explique par la combinaison de deux effets: (i) une diminution du coefficient de frottement apparent et (ii) une augmentation de l'angle de cisaillement primaire avec la vitesse de coupe renseigné par le Tableau 3-4.

Nous nous intéressons maintenant aux variables locales au niveau de la zone de cisaillement primaire et à l'interface outil-copeau. A cet effet, nous présentons la température moyenne à l'interface outil-copeau \bar{T}_{int} , le ratio l_{st}/l_c (l_c : longueur du contact), la longueur l_{st} du contact collant et l'angle de cisaillement primaire ϕ_n . Le paramètre ξ est toujours maintenu à la valeur $\xi = 2$. L'augmentation de la température en fonction de la vitesse de coupe V est présentée sur les Figures 3-9 et 3-11. Ceci se traduit par une réduction de la contrainte d'écoulement dans la zone de cisaillement primaire. Conséquence, le collage croit avec la vitesse. Ce qui est montré dans le Tableau 3-4 et sur la Figure 3-10-a.

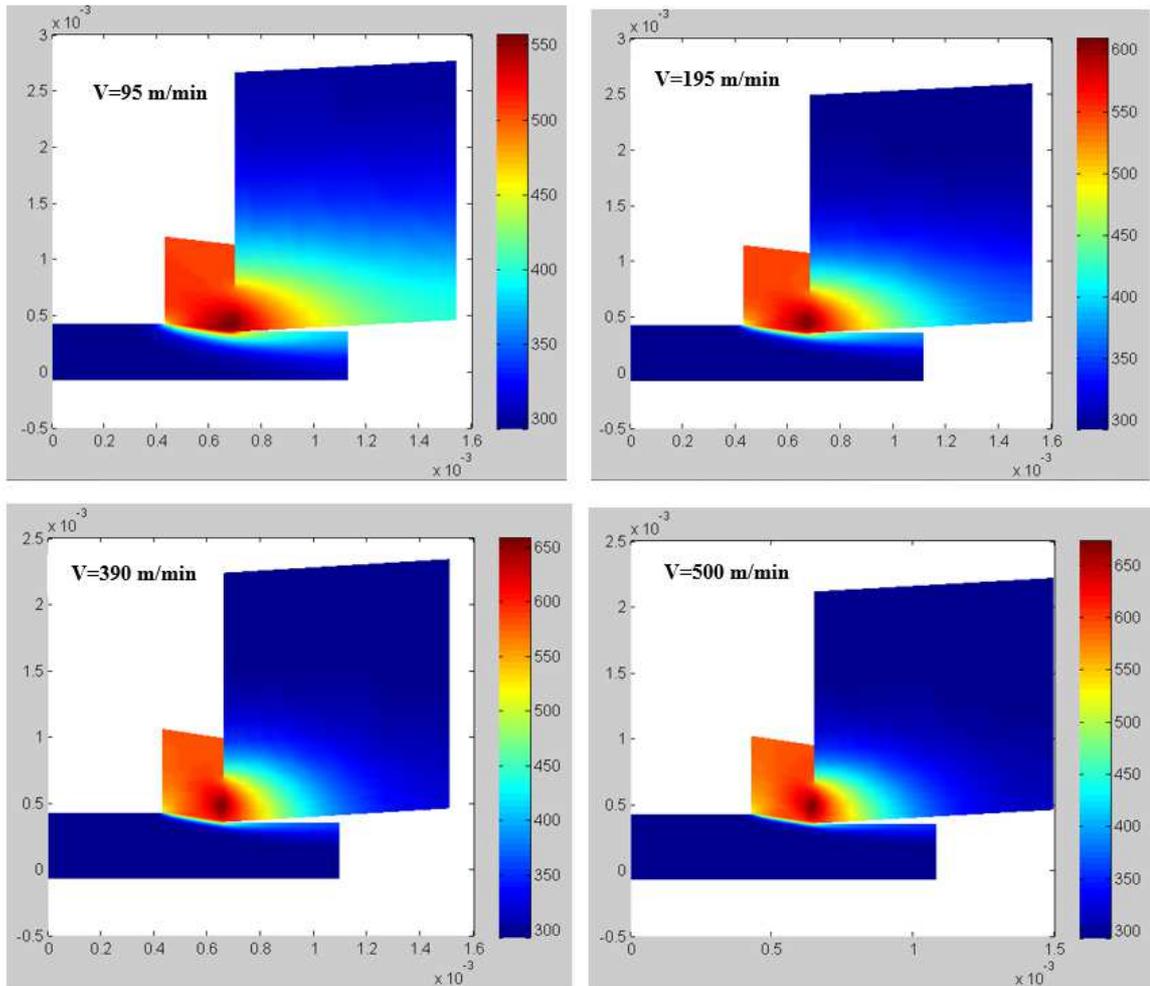


Figure 3-9 : Champs de température (K) dans la pièce, l'outil et le copeau pour différentes vitesses de coupe.

Vitesse de coupe V (m/min)	Temps d'usinage (ms)	Ratio l_{st}/l_c	Longueur du contact collant l_{st} (mm)	Angle de cisaillement du modèle ϕ (°)	Température moyenne à l'interface outil- copeau \bar{T}_{int} (K)
95	20	0.19	0.07	14.89	529
160	11.6	0.24	0.08	15.41	563
195	9.5	0.26	0.09	15.69	577
320	5.81	0.32	0.10	16.61	610
390	4.76	0.35	0.10	17.06	622
500	3.72	0.39	0.11	17.77	636

Tableau 3-4 : Prédications du modèle avec la loi de pression donnée par (2.29).

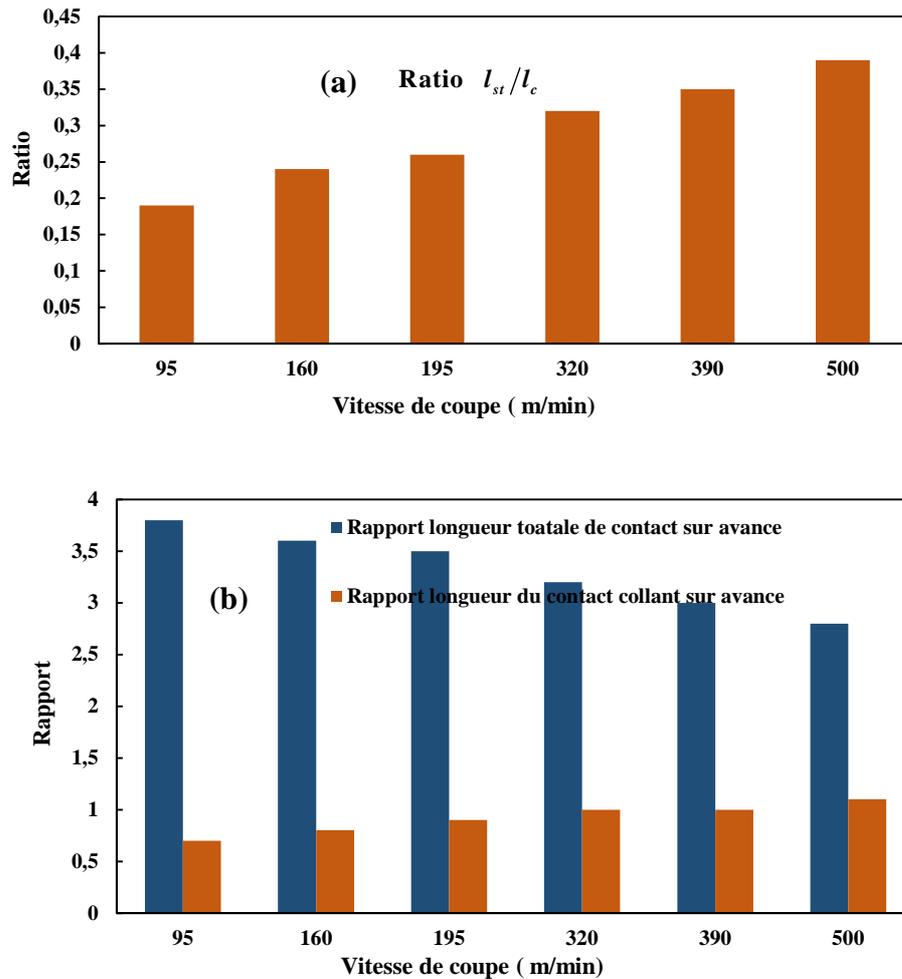


Figure 3-10 : a) Evolution du ratio de la longueur du contact collant sur la longueur totale du contact en fonction de la vitesse de coupe ; b) évolution du rapport de la longueur totale du contact sur l'avance et de la longueur du contact collant sur l'avance en fonction de la vitesse de coupe.

Toutefois, il est à rappeler que la longueur du contact outil-copeau l_c diminue avec la vitesse de coupe. Ceci peut amplifier l'augmentation du ratio l_{st}/l_c . Afin de bien mesurer l'ampleur du collage l_{st}/l_c le long de la face de coupe de l'outil, nous montrons sur la Figure 3-10-b l'évolution des rapports l_{st}/l_c et l_c/t_1 .

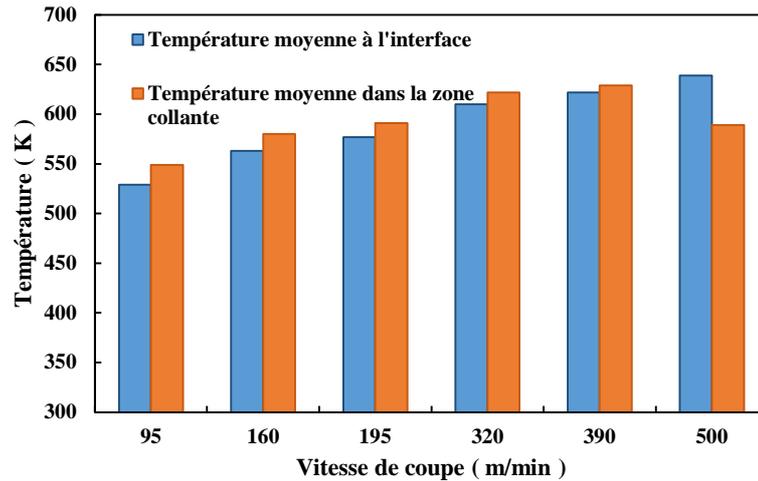


Figure 3-11 : Température moyenne à l'interface outil-copeau et température moyenne dans la zone collante en fonction de la vitesse de coupe.

▪ Effet du paramètre ξ de la loi de pression

L'influence de ce paramètre sur les prédictions du modèle est discutée ici. Nous comparons le cas $\xi = 2$ au cas $\xi = 1$. En effet, selon cette loi de pression, lorsque $\xi = 1$ nous sommes en face d'une distribution linéaire décroissante de la pression de la pointe de l'outil à la fin du contact, le second cas correspond à une distribution hyperbolique décroissante comme montré sur la Figure 3-12. La comparaison des deux cas avec les mesures expérimentales pour les grandeurs globales est présentée sur les Figures 3-13, 3-14, 3-15, 3-16.

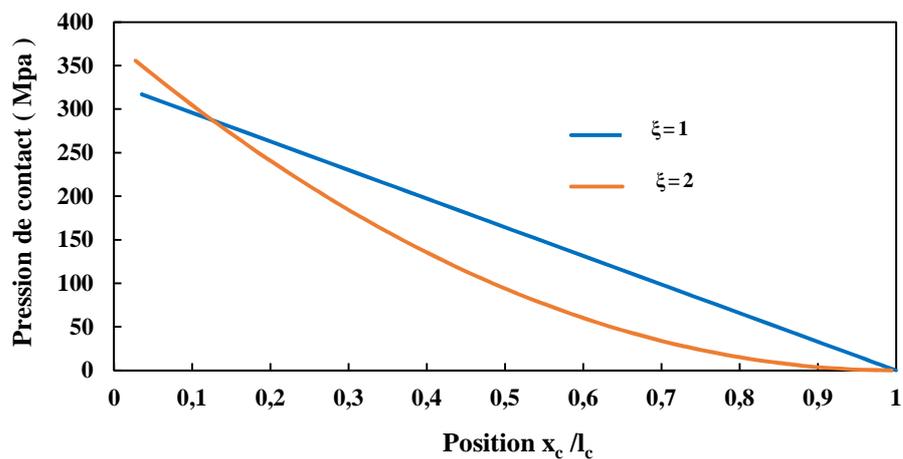


Figure 3-12 : Comparaison de la distribution de la pression à l'interface outil-copeau (loi de pression donnée par 2.29).

Au regard des résultats lorsque ce paramètre prend la valeur 1, le modèle se rapproche davantage de l'expérimentale pour la longueur de contact outil-copeau l_c , Figure 3-14. Par

contre l'effet sur les efforts de coupe et le coefficient de frottement apparent est négligeable, Figures 3-13 et 3-14.

En effet, $\xi = 2$ surestime la longueur de contact. Avec $\xi = 1$, une légère augmentation du coefficient de frottement apparent est observée et a pour conséquence une diminution négligeable de l'angle de cisaillement primaire, Figure 3-16, qui induit alors un très léger accroissement des efforts de coupe. D'un autre côté, avec $\xi = 1$, le collage augmente très peu, Figure 3-15. Ceci est dû : (i) à l'augmentation de la pression puisque l_c diminue ; (ii) à l'augmentation de la température moyenne à l'interface outil-copeau. On note aussi que l'effet de ξ sur \bar{T}_{int} est négligeable. Ceci peut s'expliquer par une compensation entre la baisse de la longueur du contact l_c et l'augmentation de la pression. Par contre l'effet sur le ratio l_{st}/l_c est plus important car l_c diminue et l_{st} change peu quand ξ baisse.

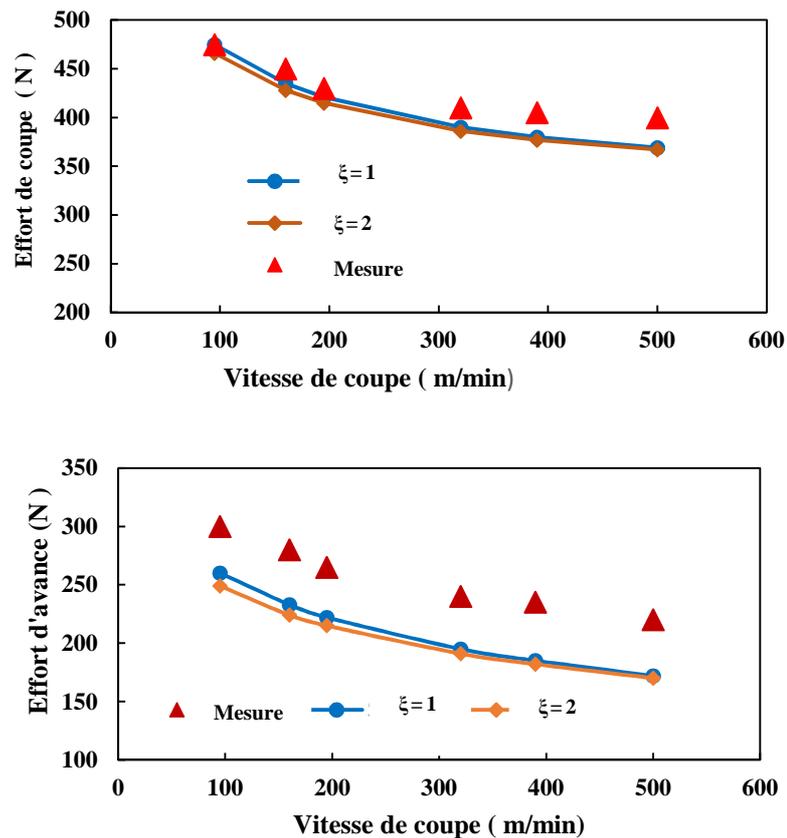


Figure 3-13 : Variation des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe ; comparaison entre le modèle avec $\xi = 1$, $\xi = 2$ et l'expérience.

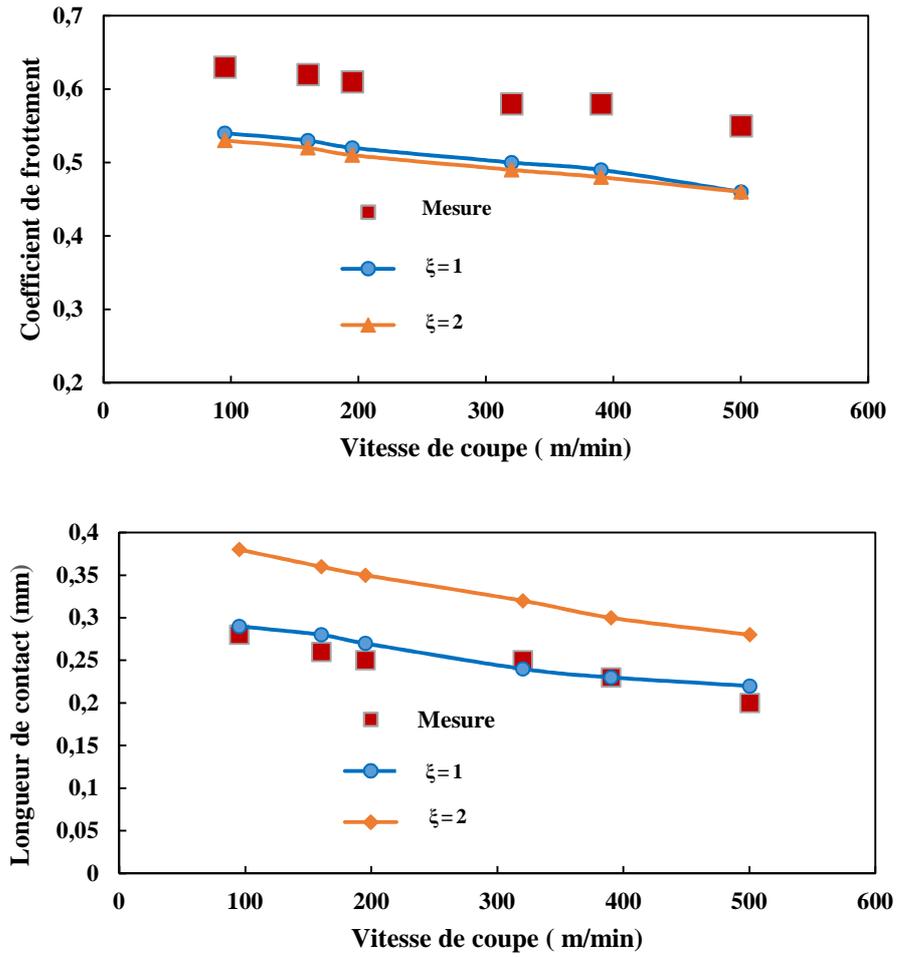


Figure 3-14 : Variation du coefficient de frottement apparent et de la longueur de contact en fonction de la vitesse de coupe ; comparaison entre le modèle avec $\xi = 1$, $\xi = 2$ et expérience.

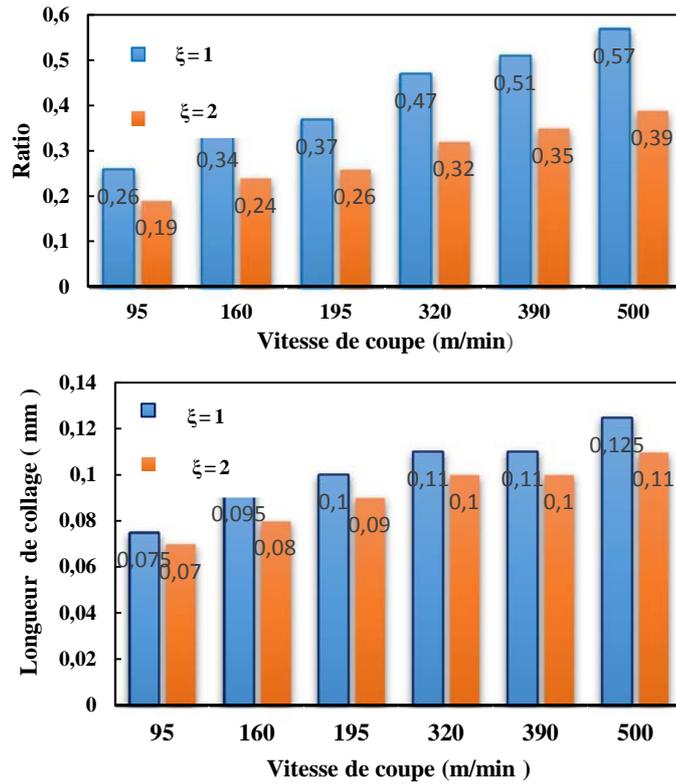


Figure 3-15 : Evolution du ratio l_{st}/l_c et de la longueur du contact collant l_{st} en fonction de la vitesse de coupe ; comparaison entre $\xi = 1$ et $\xi = 2$.

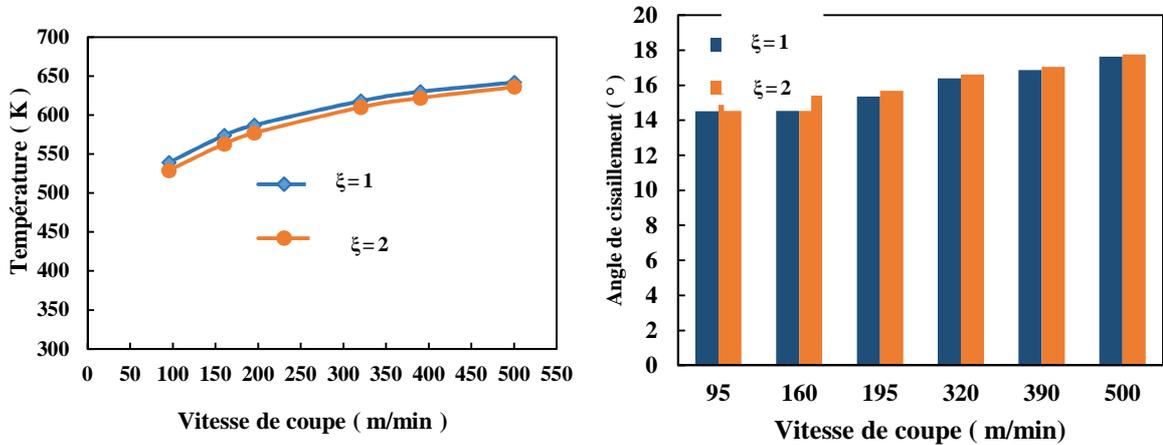


Figure 3-16 : Variation de la température moyenne en l'interface outil-copeau et de l'angle de cisaillement primaire en fonction de la vitesse de coupe ; comparaison entre $\xi = 1$ et $\xi = 2$.

3.5.2 Pression de contact outil-copeau : nouvelle loi

On rappelle que le fait de considérer dans la nouvelle loi une pression uniforme (ou quasi-uniforme) le long d'une partie du contact outil-copeau se traduit par une réduction de la valeur de p_0 par rapport à la loi (2.29). Ce qui induit à son tour une réduction de la longueur de contact. Par rapport aux conditions tribologiques entre le copeau et la face de coupe de l'outil, l'ancienne loi de pression (2.29) implique un collage plus élevé. Ceci provoque une réduction des efforts de coupe (à cause de l'adoucissement thermique au voisinage de la zone de cisaillement primaire et secondaire). Ce qui explique la différence entre les deux modèles pour les faibles vitesses de coupe, Figure 3-17. Par contre, quand la vitesse de coupe devient suffisamment élevée, la convection l'emporte sur la conduction et les deux modèles donnent des températures sensiblement très proches. Par conséquent, les efforts de coupe sont sensiblement les mêmes dans les deux modèles, Figure 3-17. Dans un premier temps, nous présentons une comparaison entre le modèle hybride et les données expérimentales. Ensuite nous présenterons une étude paramétrique. La dernière partie sera consacrée à une validation de notre modèle avec des calculs EF basées sur l'approche ALE.

a) Validation expérimentale

Dans cette partie, une comparaison est faite entre les résultats du modèle avec les deux lois de pression et les mesures expérimentales. La valeur du paramètre ξ est fixée à 2 pour l'ancienne loi de pression, équation (2.29). La Figure 3-17 montre que la nouvelle loi de pression améliore légèrement les prédictions du modèle pour les faibles vitesses de coupe. Par contre, pour la longueur du contact outil-copeau l_c , on note une très nette amélioration des résultats du modèle par rapport à l'expérience. Une bonne prédiction de ce paramètre est très importante notamment pour rapport à l'étude de l'usure de l'outil de coupe. En effet, une surestimation de l_c implique un éloignement du point le plus chaud par rapport à l'arête de coupe. Ce qui peut fausser l'analyse de la tenue à l'usure de l'outil.

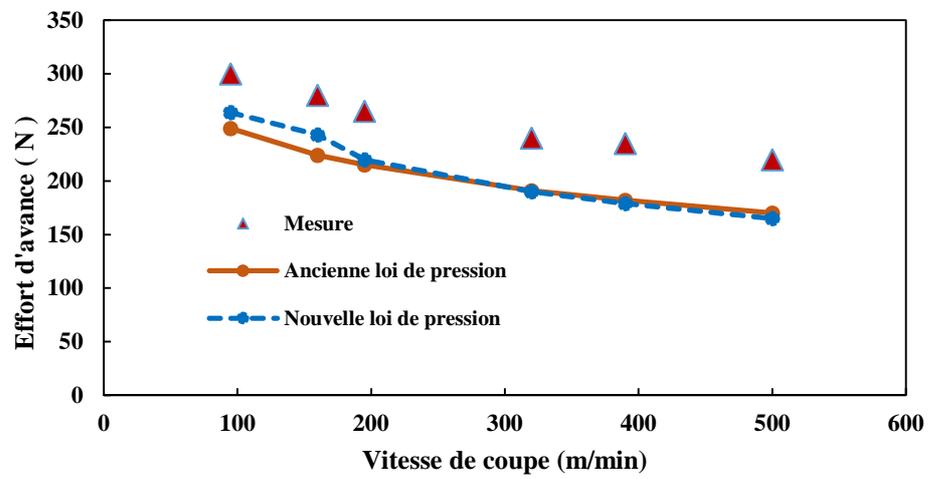
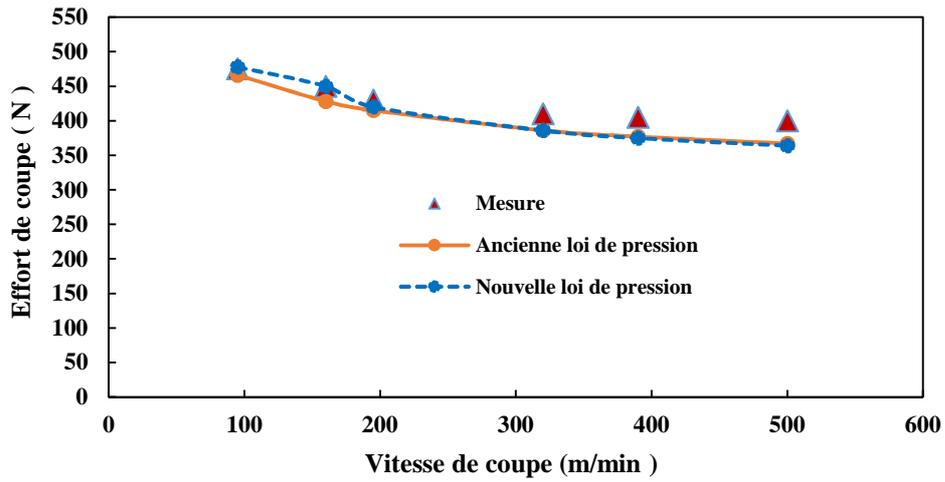


Figure 3-17 : Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe. Effet de la loi de pression.

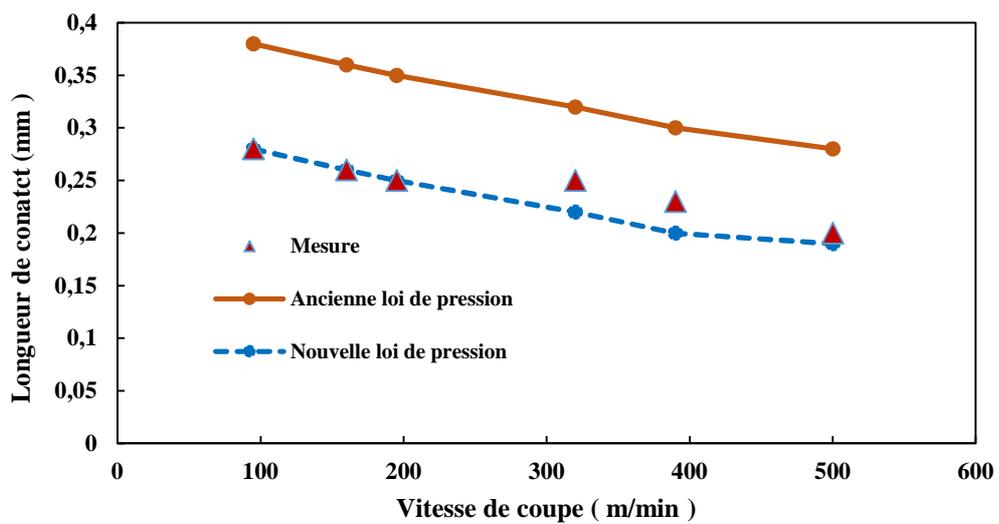


Figure 3-18 : Evolution de la longueur de contact outil-copeau en fonction de la vitesse de coupe . Effet de la loi de pression.

b) Etude paramétrique

b.1 Influence de l'angle de coupe

Cette étude repose sur trois configurations pour l'angle de coupe α_n , à savoir négatif, nul et positif. D'une manière générale, elle vise à comprendre l'effet de l'augmentation et de la diminution de l'angle de coupe sur les conditions tribologiques à l'interface outil-copeau et sur les variables globales. Deux vitesses de coupe sont considérées ($V = 195 \text{ m/min}$ et $V = 500 \text{ m/min}$) avec une avance $t_1 = 0.1 \text{ mm}$. Nous résumons dans les Tableaux 3-5 et 3-6 quelques résultats obtenus. Au regard de ces résultats, il se dégage que les angles de coupe négatifs augmentent les efforts de coupe, et la longueur de contact, Figure 3-19, mais diminuent le coefficient de frottement apparent, Tableaux 3-5 et 3-6. Par contre les angles de coupe positifs diminuent les efforts de coupe mais augmentent le coefficient de frottement apparent.

Angle de coupe α_n (°)	Effort de coupe F_c (N)	Effort d'avance F_a (N)	Frottement apparent $\bar{\mu}$	Longueur du contact outil-copeau l_c (mm)
-10	536	392	0.49	0.44
-5	468	289	0.5	0.32
0	420	220	0.52	0.25
5	382	170	0.55	0.2
10	350	130	0.58	0.16

Tableau 3-5 : Effet du l'angle de coupe sur les efforts de coupe, le coefficient de frottement apparent et la longueur de contact pour une vitesse $V=195 \text{ m/min}$.

Les effets de α_n sur le processus thermomécanique de formation du copeau peuvent s'expliquer de la manière suivante. Le premier effet qu'on peut qualifier de géométrique est la réduction de l'angle de cisaillement ϕ_n avec α_n : $\phi_n = \phi_0 + (\alpha_n - \bar{\lambda})/2$. Ceci se traduit par une augmentation de la longueur $l_{O,A}$ du plan de cisaillement et donc une élévation des efforts de coupe. D'un autre côté, la baisse de ϕ_n induit une élévation de la déformation plastique dans la zone de cisaillement primaire (donnée par la déformation γ à la sortie de la zone de cisaillement primaire, équations (2.16) et (2.17) conduisant à une température plus élevée, Figures 3-21, et 3-22.

Angle de coupe α_n (°)	Effort de coupe F_c (N)	Effort d'avance F_a (N)	Frottement apparent $\bar{\mu}$	Longueur du contact outil-copeau l_c (mm)
-10	434	275	0.41	0.31
-5	394	211	0.42	0.23
0	364	165	0.45	0.19
5	338	129	0.48	0.15
10	316	100	0.52	0.13

Tableau 3-6 : Effet de l'angle de coupe sur les efforts de coupe, le coefficient de frottement apparent et la longueur de contact pour une vitesse $V=500$ m/min.

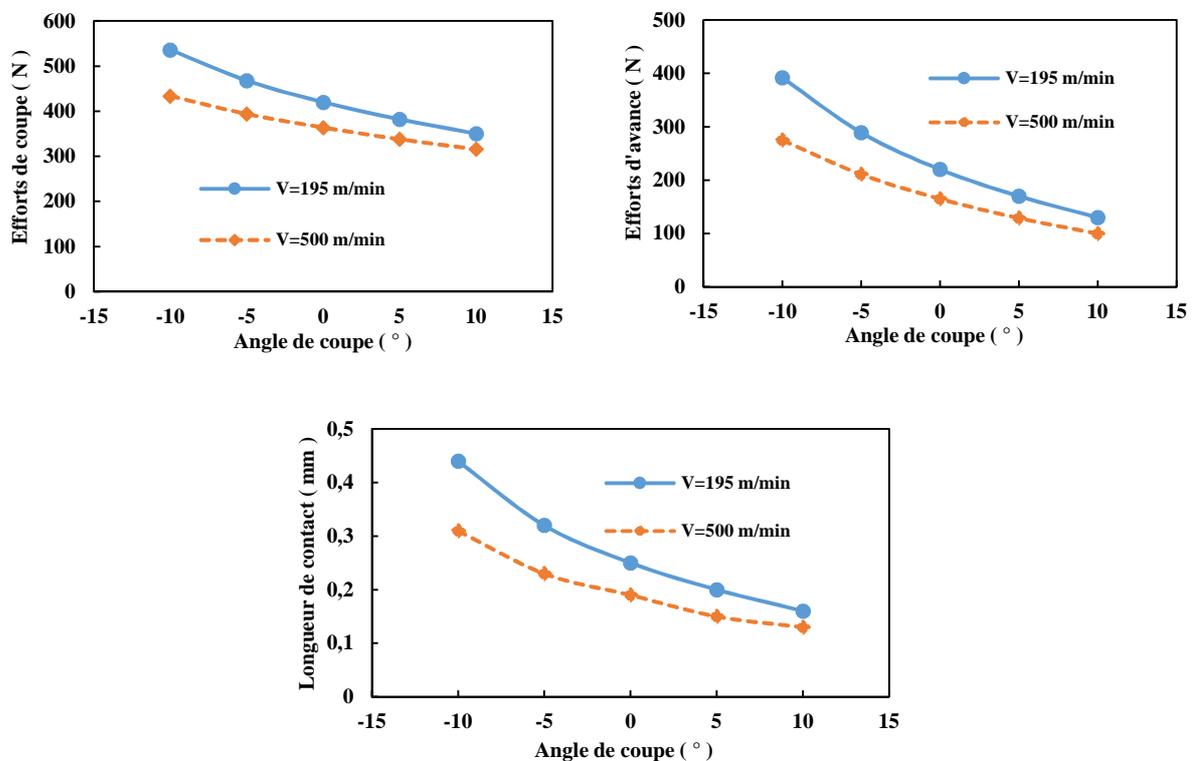


Figure 3-19 : Influence de l'angle de coupe sur les efforts de coupe et la longueur de contact.

Une hausse de la température à l'interface outil-copeau s'accompagne d'une baisse de la contrainte de cisaillement τ_{st} dans la zone de cisaillement secondaire via l'adoucissement thermique. Le collage augmente donc quand l'angle de coupe α_n diminue, Figure 3-20, impliquant une réduction du coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ qui prend en compte la totalité du contact collant-glissant.

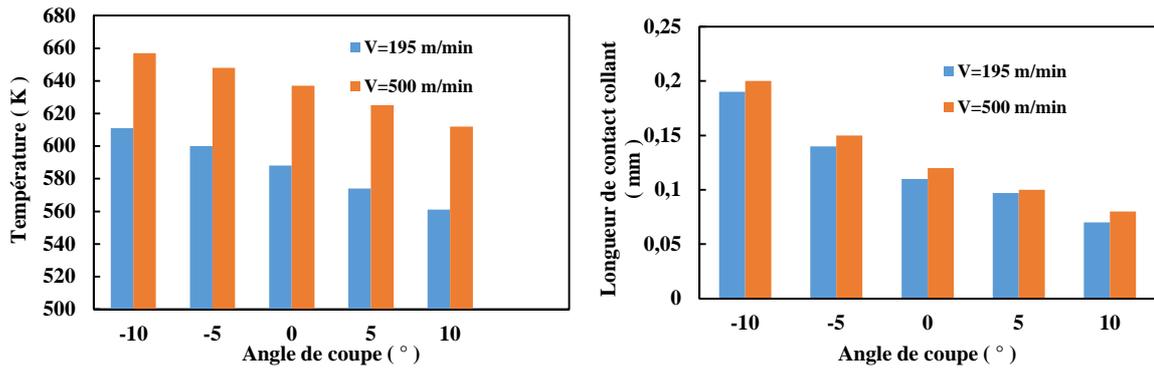


Figure 3-20 : Influence de l'angle de coupe sur la température moyenne à l'interface outil-copeau et la longueur de la zone collante.

Les Figures 3-22 et 3-23 montrent l'évolution des distributions de la pression et de température en fonction de α_n . Comme la longueur du contact outil-copeau est une fonction décroissante de α_n (deuxième effet géométrique), on voit que la pression de contact devient plus étendue quand α_n décroît, Figure 3-23, avec une légère réduction de p_0 (pression du plateau). Par conséquent, on obtient une élévation de la température dans la zone glissante qui s'ajoute à celle induite par l'augmentation de l'échauffement de la zone de cisaillement primaire, Figure 3-22.

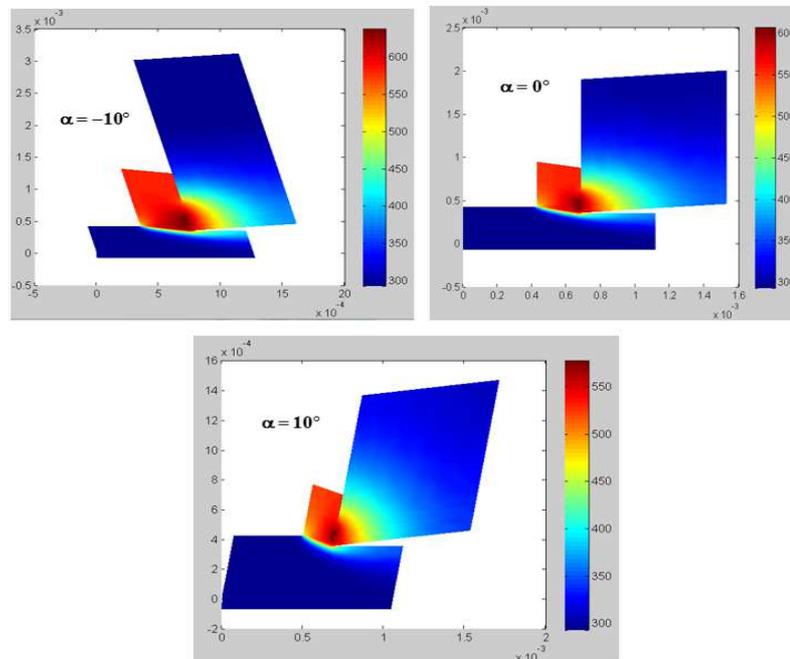


Figure 3-21 : Champs de température (K) dans le système pièce-outil-copeau pour différents angles de coupe avec $V=195$ m/min.

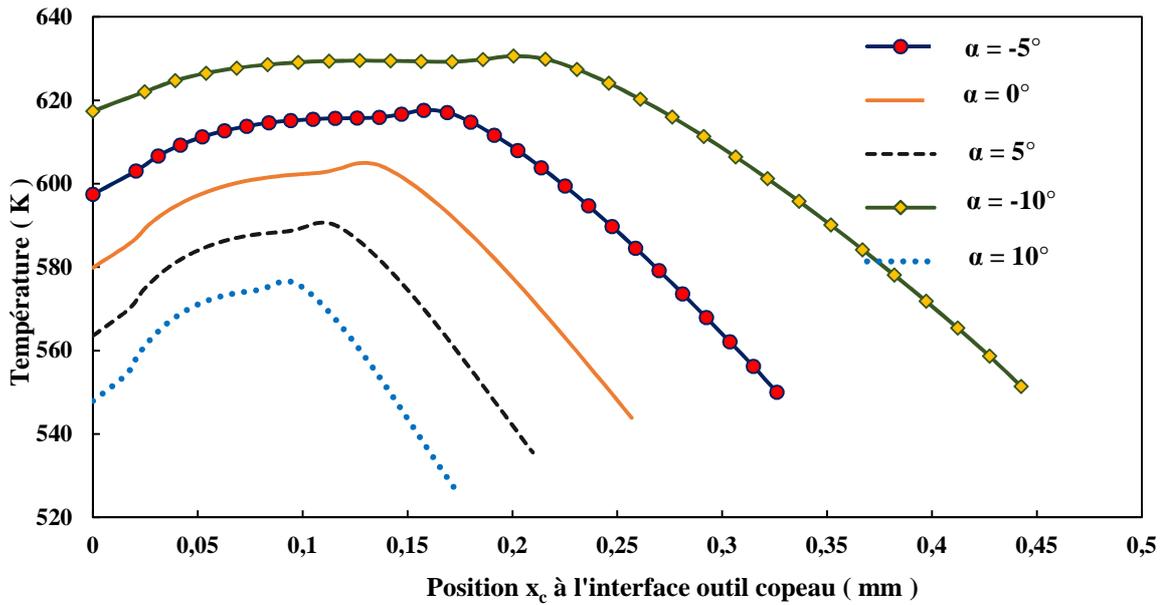


Figure 3-22 : Distribution de la température à l'interface outil-copeau pour différents angles de coupe avec $V=195 \text{ m/min}$.

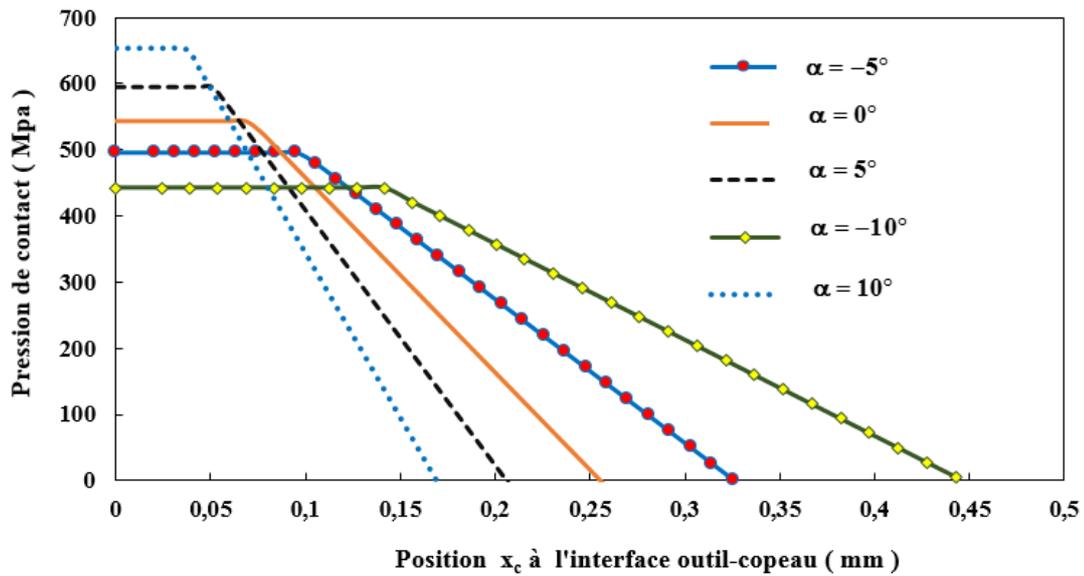


Figure 3-23 : Distribution de la pression à l'interface outil-copeau pour différents angles de coupe avec $V=195 \text{ m/min}$.

b.2 Influence de l'avance

On s'intéresse ici à la compréhension de l'effet de la variation de l'épaisseur du copeau non déformé (ou avance par tour) sur les paramètres thermomécaniques du problème. La vitesse de coupe est maintenue à $V = 195 \text{ m/min}$ et l'angle de coupe est nul.

Avance t_1 (mm)	Effort de coupe F_c (N)	Effort d'avance F_a (N)	Frottement apparent $\bar{\mu}$	Longueur de contact outil-copeau l_c (mm)	Ratio l_{st}/l_c	Longueur du contact collant l_{st} (mm)
0.1	420	220	0.52	0.25	0.45	0.11
0.2	787	335	0.42	0.52	0.58	0.30
0.25	966	384	0.39	0.64	0.61	0.39

Tableau 3-7 : Influence de l'épaisseur du copeau non déformé t_1 (avance) sur les efforts de coupe, le coefficient de frottement apparent, la longueur du contact, la longueur de la zone collante et le ratio l_{st}/l_c pour une vitesse $V=195$ m/min.

L'augmentation de t_1 induit une élévation des efforts de coupe et une réduction du coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$, Tableau 3-7. En usinant plus de matière, les efforts de coupe augmentent via l'accroissement de la longueur de la zone de cisaillement primaire l_{o_1A} , Figure 2-1.

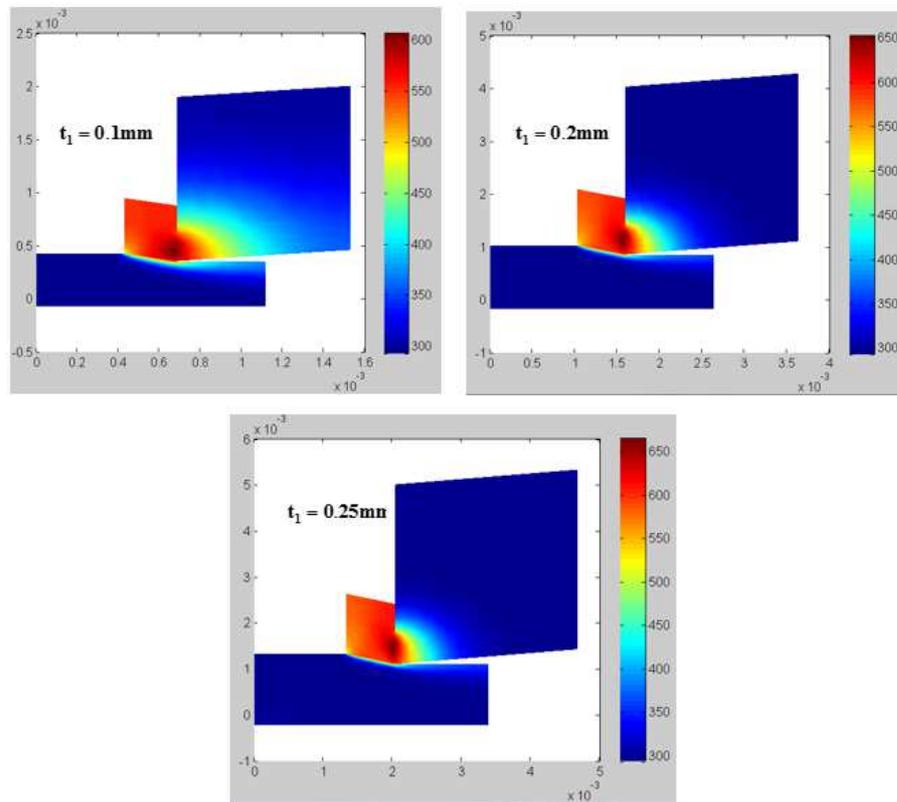


Figure 3-24 : Champs de température (K) dans le système pièce- outil- copeau pour différentes avance t_1 avec $V=195$ m/min.

Cependant, ce seul effet devrait se traduire par une variation des efforts de coupe d'une manière proportionnelle à t_1 , alors que les résultats du modèle montrent clairement que ce n'est pas le cas. Cette tendance correspond aux données expérimentales de la littérature et elle est due à la variation du coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ en fonction de t_1 . L'élévation de la température induite par l'augmentation de t_1 , Figures 3-24 et 3-25 modifie les conditions de frottement le long de la face de coupe de l'outil en réduisant la contrainte τ_{st} dans la zone de cisaillement secondaire. Par conséquent, le collage devient plus important, Tableau 3-7 et le frottement $\bar{\mu}$ baisse.

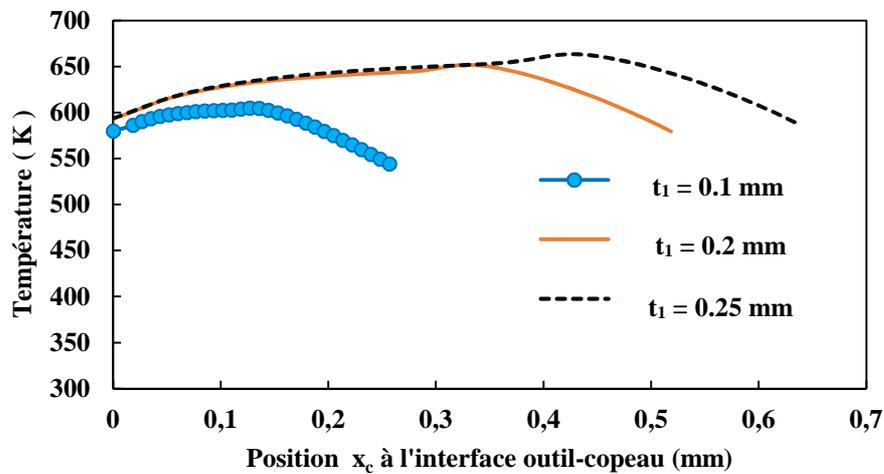


Figure 3-25 : Evolution de la température (K) à l'interface outil-copeau pour différentes avances t_1 avec $V=195$ m/min.

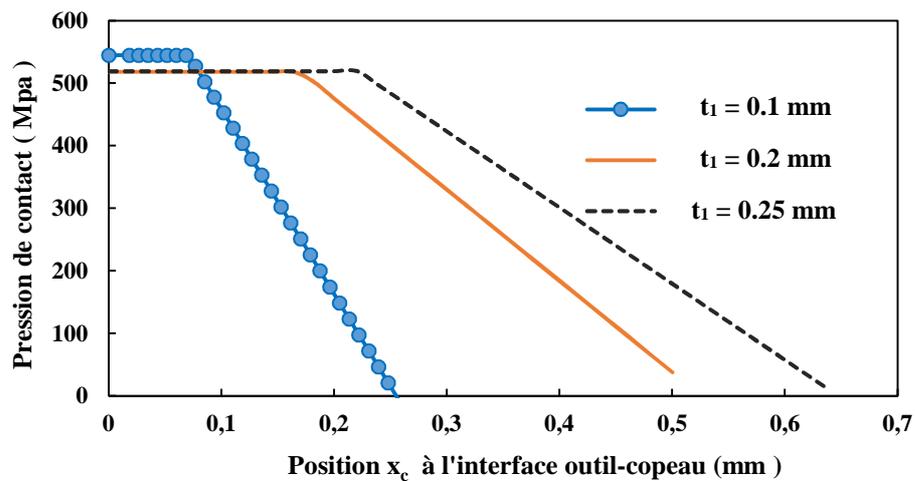


Figure 3-26 : Evolution de la pression à l'interface outil-copeau pour différentes avances t_1 avec $V=195$ m/min.

La Figure 3-26 montre la distribution de la pression $P(x_c)$ à l'interface outil-copeau en fonction de t_1 . On y note le fait que la longueur de contact augmente avec t_1 et que la zone où la pression est quasi-uniforme devient plus importante. L'évolution de $P(x_c)$ avec t_1 se répercute directement sur celle de la distribution de la température le long du contact outil-copeau, Figure 3-25.

b.3 Influence de l'étendue de la zone collante

Comme nous l'avons vu dans les discussions précédentes, les conditions tribologiques le long de la face de coupe de l'outil sont directement liées à la variation de l'étendue de la zone collante en fonction des conditions de coupe. Dans cette section, nous proposons d'analyser son effet sur le processus thermomécanique de formation du copeau. Afin de découpler les mécanismes thermomécaniques liés au couplage entre la zone de cisaillement primaire et l'interface outil-copeau, nous fixons les conditions de coupe ($V = 320\text{ m/min}, t_1 = 0.1\text{ mm}, \alpha_n = 0^\circ$) et nous faisons varier la longueur de la zone collante. Ceci revient à contrôler le ratio l_{st}/l_c . Quand le contact outil-copeau est 100% glissant ($l_{st}/l_c = 0$), la source de chaleur est due uniquement à celle du frottement $Q_f = \mu_{sl} V_c P(x_c)$.

Ratio l_{st}/l_c	Effort de coupe F_c (N)	Effort d'avance F_a (N)	Frottement apparent $\bar{\mu}$	Longueur de contact outil-copeau l_c (mm)
0.0	433	253	0.58	0.31
0.1	422	238	0.56	0.28
0.2	411	223	0.54	0.26
0.3	401	209	0.52	0.24
0.4	393	198	0.50	0.23

Tableau 3-8 : Variation des efforts de coupe, du coefficient de frottement apparent et de la longueur de contact en fonction de l'étendue du collage.

En augmentant le collage (c'est à dire l_{st}/l_c), on a une réduction de Q_f et l'ajout de la source chaleur par déformation plastique Q_{ZCS} dans la zone de cisaillement secondaire. Pour un coefficient de frottement local $\mu_{sl} = 0.5$, il apparait que pour ces conditions de coupe, l'échauffement induit par Q_f dans le cas où $l_{st}/l_c = 0$ est plus important que celui causé par

Q_{zcs} dans le cas où $l_{st}/l_c > 0$. Comme le montre la distribution de température le long de la face de coupe de l'outil, Figure 3-27.

Concernant l'effet du collage sur les efforts de coupe et sur la longueur de contact, il est directement lié au fait que le frottement apparent $\bar{\mu}$ est une fonction décroissante du ratio l_{st}/l_c . Pour ces conditions de coupe, cet effet reste faible, Tableau 3-8.

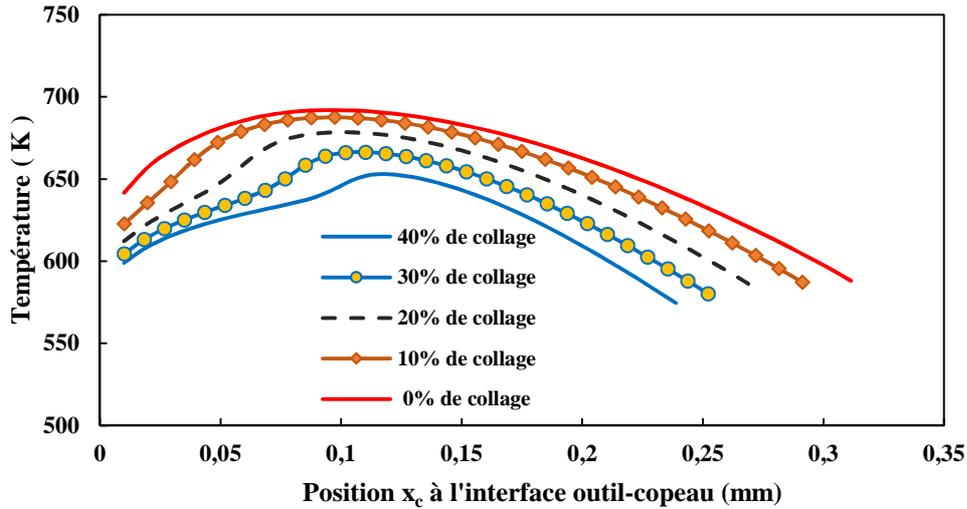


Figure 3-27 : Distribution de la température à l'interface outil-copeau pour différentes valeurs du ratio l_{st}/l_c .

b.4 Influence du coefficient de frottement local

Cette étude vise à analyser l'effet du frottement local sur le comportement thermomécanique à l'interface outil-copeau. On rappelle que le coefficient de frottement local est un paramètre du modèle. Dans ce travail nous avons proposé une procédure de calibration à partir d'une confrontation entre un modèle EF-ALE et les données expérimentales. D'un point de vue purement tribologique, il est très difficile (voire impossible) de trouver des données expérimentales sur ce coefficient dans des conditions proches de celle de l'interface outil-copeau. Il est donc important d'analyser l'effet de ce paramètre sur les tendances prédites par le modèle. Pour ce faire, nous considérons les conditions de coupe suivante : $V = 320 \text{ m/min}$, $\alpha_n = 0$, $t_1 = 0,1 \text{ mm}$ et on fait varier μ_{sl} de 0,2 à 0,8.

Comme le coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ est dû en partie au frottement dans la zone glissante, on obtient une augmentation de $\bar{\mu}$ avec μ_{sl} , Tableau 3-9. Par conséquent, les efforts de coupe deviennent plus importants ainsi que la longueur du contact outil-copeau,

Tableau 3-9. Ceci se traduit par une pression de contact plus étendue avec une légère baisse de la pression p_0 au voisinage de l'arête de coupe de l'outil, Figure 3-28.

Coefficient de frottement local μ_{sl}	Effort de coupe F_c (N)	Effort d'avance F_a (N)	Frottement apparent $\bar{\mu}$	Longueur de contact outil-copeau l_c (mm)	Ratio l_{st}/l_c	Longueur du contact collant l_{st} (mm)
0.2	328	122	0.37	0.13	0	0
0.4	376	178	0.47	0.2	0.46	0.09
0.5	386	190	0.49	0.22	0.55	0.12
0.7	400	207	0.51	0.24	0.67	0.16
0.8	406	215	0.52	0.25	0.7	0.18

Tableau 3-9 : Variation des efforts de coupe, du coefficient de frottement apparent et de la longueur de contact en fonction du coefficient de frottement local pour la vitesse $V=320$ m/min.

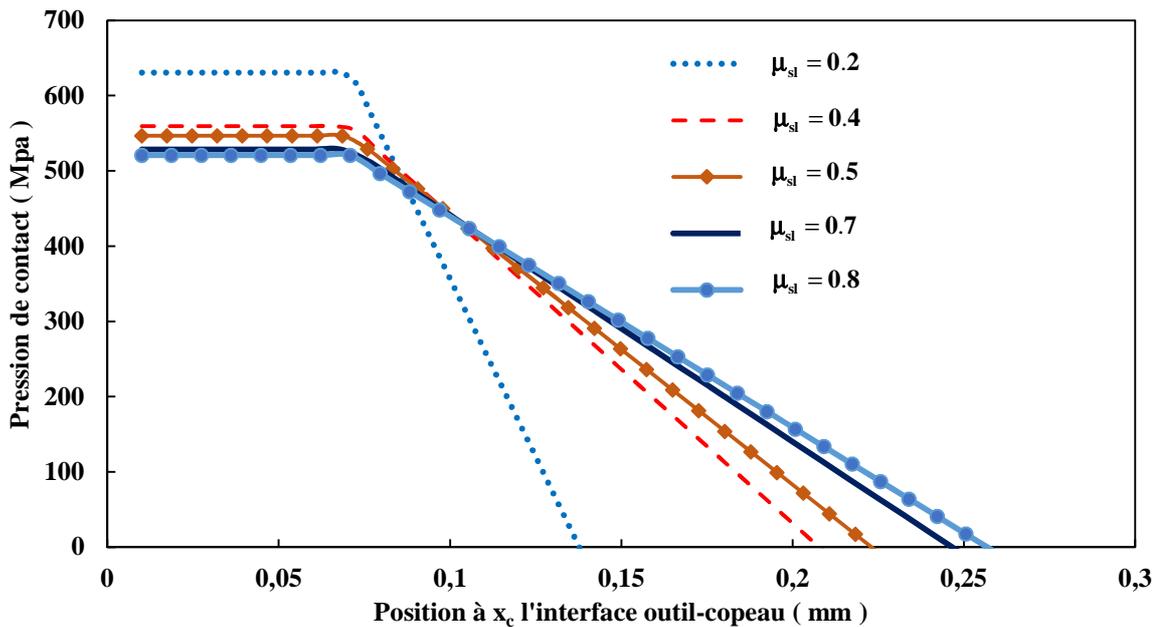


Figure 3-28 : Evolution de la pression à l'interface outil-copeau en fonction du coefficient de frottement local pour la vitesse de coupe $V=320$ m/min.

Rappelons que la zone de collage augmente quand la contrainte de cisaillement τ_{st} à l'interface outil-copeau devient plus faible que la contrainte de frottement $\tau_f = \mu_{sl} p(x_c)$. Ainsi, une valeur plus élevée de μ_{sl} se traduit par un collage plus grand, Tableau 3-9.

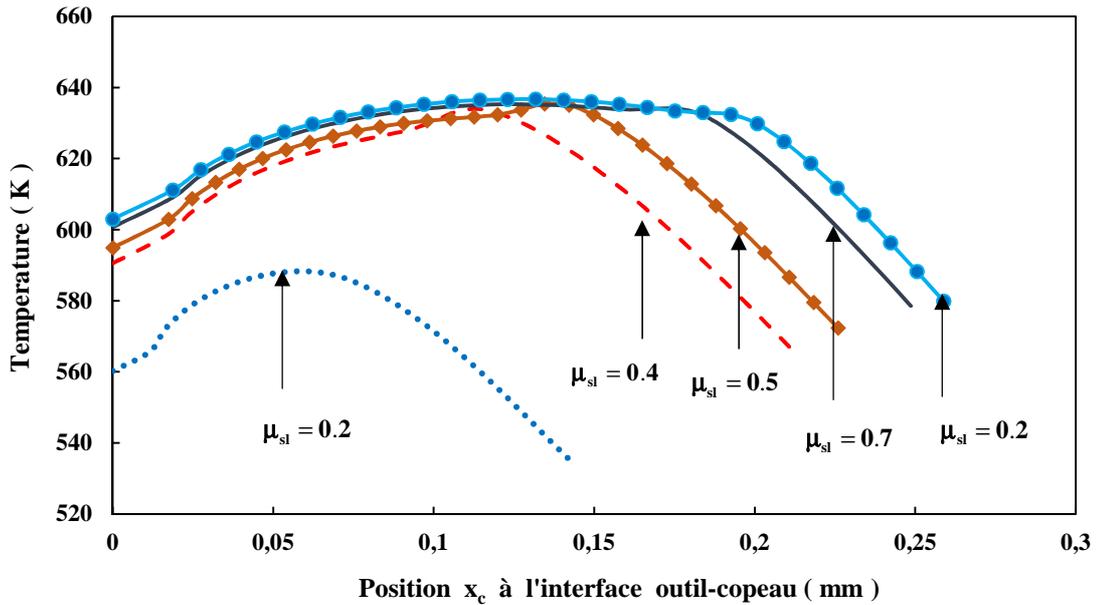


Figure 3-29 : Evolution de la température (en Kelvin) à l'interface outil-copeau en fonction du coefficient de frottement local pour la vitesse de coupe $V=320$ m/min.

Concernant la distribution de la température le long de la face de coupe de l'outil, on observe une augmentation avec μ_{sl} notamment dans la zone glissante, Figure 3-29. Cette tendance est due au fait que la source de chaleur par frottement $Q_f = \mu_{sl} V_c P(x_c)$ croît avec μ_{sl} .

b.5 Hypothèse d'un contact totalement glissant à l'interface outil-copeau

Dans la littérature, l'hypothèse d'un contact totalement glissant a été considérée dans les modèles analytiques de la coupe, Merchant [2], Komanduri et Hou [26], Molinari et Dudzinski [3], Moufki et al.[25]). Pour certaines conditions de coupe, les modèles basés sur cette hypothèse peuvent donner des résultats tout à fait acceptables en termes d'effort de coupe. Ceci n'implique pas que les autres paramètres comme la distribution de la température à l'interface outil-copeau sont correctement reproduits par le modèle.

Dans ce paragraphe, on propose de comparer le modèle qui prend en compte la nature mixte du contact avec le cas où le contact outil-copeau est supposé 100% glissant. Ceci revient à imposer dans notre modèle un ratio $l_{sl}/l_c = 0$. Les conditions de coupe considérées dans cette analyse sont : $t_l = 0.1$ mm et $\alpha_n = 0$. Dans le modèle avec le contact mixte, on garde $\mu_{sl} = 0.5$ dans la zone glissante. On le compare donc avec l'hypothèse d'un contact totalement glissant pour deux valeurs du coefficient de frottement $\mu_{sl} = 0.5$ et 0.7 . La Figure 3-30 montre l'évolution des efforts de coupe pour les deux modèles en fonction de la vitesse de coupe.

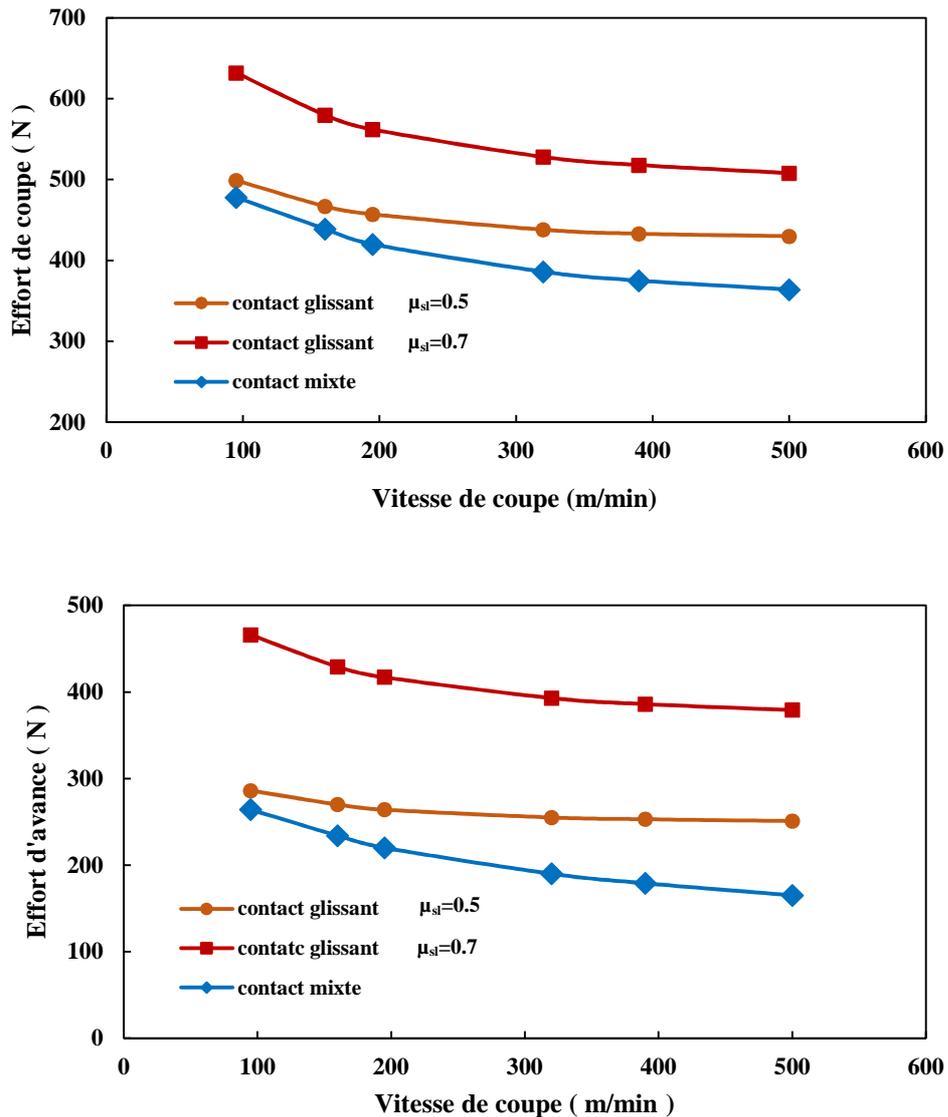


Figure 3-30 : Effet de la nature du contact sur les efforts de coupe.

On peut noter que dans le cas d'un contact glissant avec $\mu_{sl} = 0.5$, les efforts de coupe donnés par les deux modèles sont très proches pour les faibles vitesses de coupe. Alors que la différence devient significative quand la vitesse de coupe augmente. Ceci est dû au fait que dans le cas d'un contact collant-glissant, l'adoucissement thermique dans la zone de cisaillement secondaire augmente avec la vitesse de coupe V (On rappelle que l'écrouissage est supposé saturé dans cette zone). Il en résulte un effort plus faible pour le contact mixte. On observe également que les efforts de coupe baissent plus fortement en fonction de V pour le contact mixte. En effet, dans le cas où le contact est 100% glissant, le frottement est supposé constant. Par conséquent, dans ce cas l'effet de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe est

dû principalement à l'évolution de la température dans la zone de cisaillement primaire en fonction de V (compétition dans la zone de cisaillement primaire entre la conduction et la convection. Cette dernière l'emporte quand V devient élevée). Les différences entre les deux modèles sont plus importantes dans le cas d'un contact glissant avec un coefficient de frottement de 0.7, Figure 3-30.

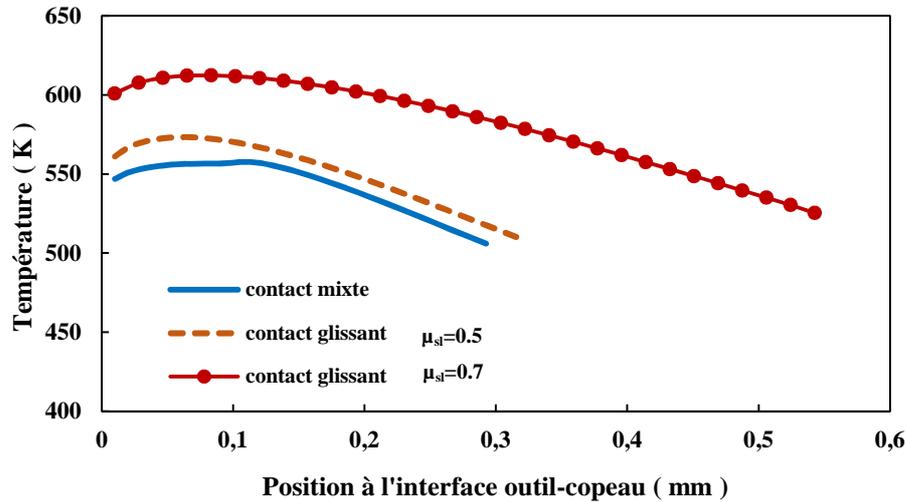


Figure 3-31 : Effet de la nature du contact sur la distribution de la température (en Kelvin) à l'interface outil-copeau pour $V=95$ m/min.

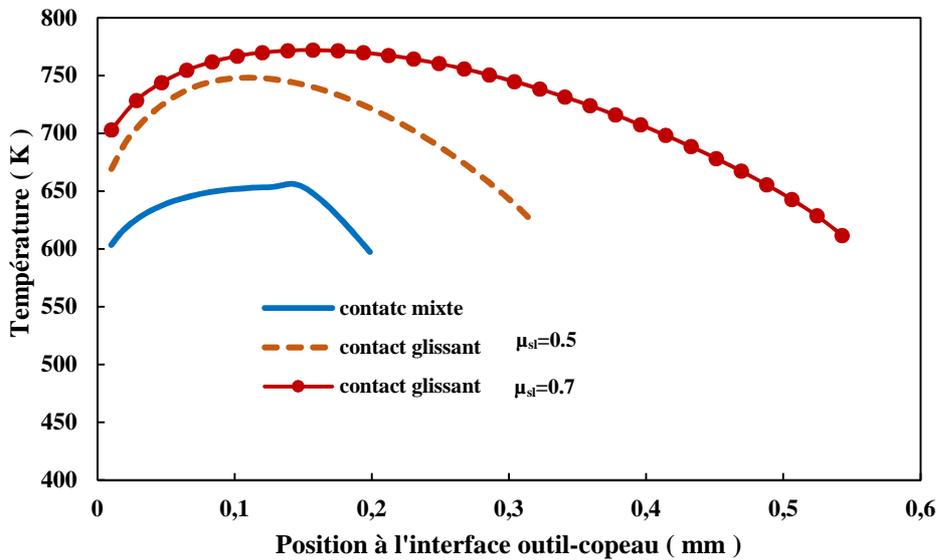


Figure 3-32 : Effet de la nature du contact sur la distribution de la température à l'interface outil-copeau pour $V=500$ m/min.

Par rapport aux variables locales, on note que l'hypothèse d'un contact 100% glissant peut induire des températures très élevées comme le montre les Figures 3-31 et 3-32. Ce qui peut

fausser les résultats du modèle par rapport au chargement thermomécanique sur l'outil. Ces types de donnée servent à analyser la durée de vie des outils de coupe via les modèles d'usure.

3.5.3 Comparaison entre le modèle hybride et l'approche EF-ALE.

Afin de montrer la validité de l'approche proposée, nous présentons dans ce paragraphe une comparaison avec le modèle EF-ALE que nous avons présenté précédemment. Nous nous limitons dans cette section à la coupe orthogonale. Dans le chapitre 4, nous présenterons une autre comparaison dans le cas où la matière usinée varie en fonction du temps comme en fraisage. Rappelons que les entrées du modèle EF-ALE sont les conditions de coupe, la loi de comportement de Johnson-Cook, le coefficient de frottement local, la résistance thermique du contact et le coefficient de partage de la source de chaleur par frottement Q_f à l'interface outil-copeau. Dans le modèle hybride, la résistance thermique est négligée. Par contre, le partage de Q_f n'est sujet à aucune hypothèse et se fait naturellement entre le copeau et l'outil en fonction du problème thermique de part et d'autre de l'interface de contact et en fonction du temps. La première étude concerne la distribution de la pression le long de la face de coupe de l'outil. Dans la littérature, plusieurs auteurs ont analysé l'effet des conditions de coupe sur ce paramètre. A cet égard, sur la Figure 3-33 issue des travaux de Molinari et al. [107], nous montrons la distribution de la pression et de la contrainte de cisaillement à l'interface outil-copeau dans le cas d'une simulation EF, basée sur l'approche ALE, de la coupe orthogonale de l'acier 42CrM04 par un outil en carbure de tungstène avec un angle de coupe nul.

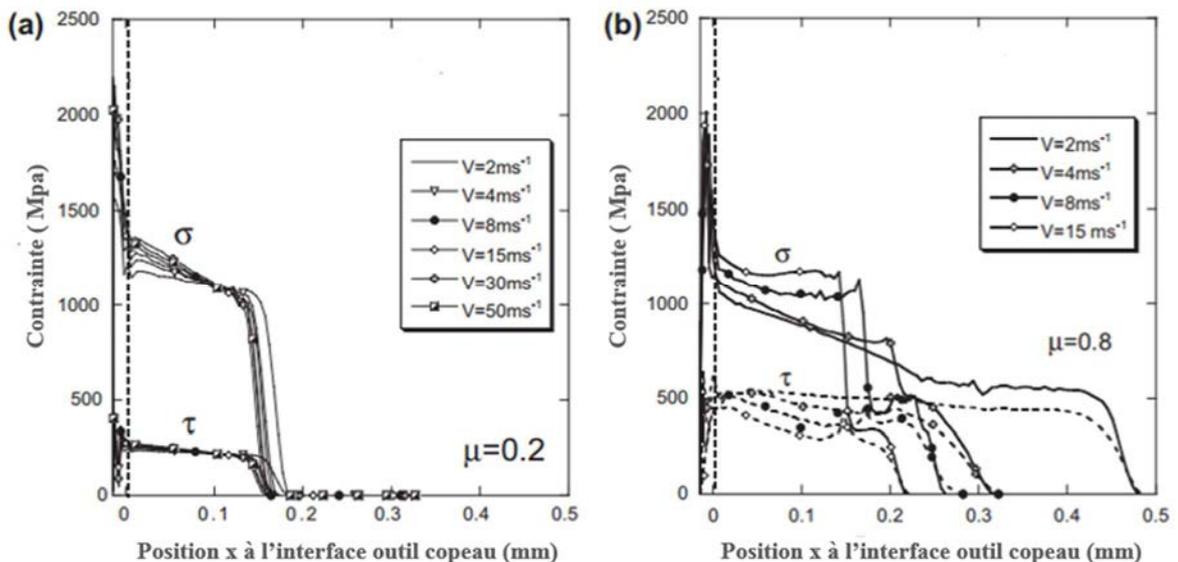


Figure 3-33 : Distribution de la pression et de la contrainte de cisaillement à l'interface outil-copeau dans le cas de l'usinage de l'acier 42CrM04 pour deux différents coefficients de frottement local, Molinari et al. [107].

En examinant cette figure, il est à remarquer une répartition quasi-uniforme de la pression au début du contact, suivie d'une décroissance quasi-linéaire sur le reste du contact. Le quasi-plateau observé au début du contact est très prononcé avec l'augmentation du coefficient de frottement local. Dans une autre étude menée par Atlati et al. [97] sur l'usinage de l'alliage d'aluminium AA2024-T351, la même tendance a été observée par simulation EF-ALE. En effet, comme montré sur la Figure 3-34, la pression ne décroît pas d'une manière monotone comme dans la loi (2.29). Nous observons un léger plateau au début de la distribution quand la vitesse est faible (80m/min).

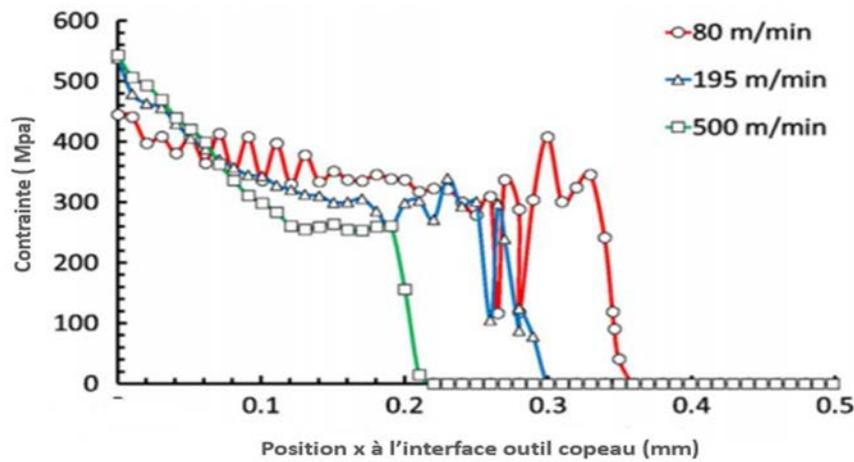


Figure 3-34 : Distribution de pression à l'interface outil copeau dans le cas de l'usinage de l'alliage d'aluminium AA2024- T351, Atlati et al. [97].

Toutefois nous soulignons que les études menées par ces auteurs concernent le cas d'un angle de coupe nul. Afin d'analyser l'influence de l'angle de coupe, nous avons réalisé différentes simulations EF-ALE en coupe orthogonale pour l'alliage d'aluminium AA2024-T351 que nous montrons sur la Figure 3-35-a pour trois angles de coupe : $\alpha_n = -15^\circ, 0^\circ$ et 15° . Les résultats obtenus confirment d'une part les travaux de ces auteurs et nous permettent d'affirmer que la première loi de pression, équation (2.29), utilisée dans le chapitre 2 ne reproduit pas correctement les tendances des résultats EF-ALE.

Dans le nouveau modèle de pression que nous avons présenté au chapitre 2, nous avons supposé une pression uniforme le long de la partie du contact proche de l'arête de coupe. Cette partie est définie par le paramètre s , Figure 2-3. Afin d'analyser la décroissance de la pression, au début du contact prédite par le modèle EF-ALE, on considère le cas où le frottement local est nul ($\mu_{sl} = 0$), Figure 3-35. L'intérêt de cette étude est de pouvoir découpler les phénomènes en évitant la formation de dépôt de matière au voisinage de l'arête de coupe de l'outil. Soulignons que ce phénomène de dépôt n'est pas considéré dans notre modèle hybride. Sur la Figure 3-36, on note que l'apparition de la zone de stagnation se

traduit par un changement local de l'angle de coupe de l'outil (il augmente). Ceci induit donc une réduction de la pression. Cette tendance se confirme par le fait que pour $\mu_{sl} = 0$, la zone de stagnation disparaît et que la distribution de pression présente un plateau suivi d'une décroissance linéaire, Figures 3-36 et 3-35. Cette étude conforte donc le choix du modèle de pression présenté dans le chapitre 2.

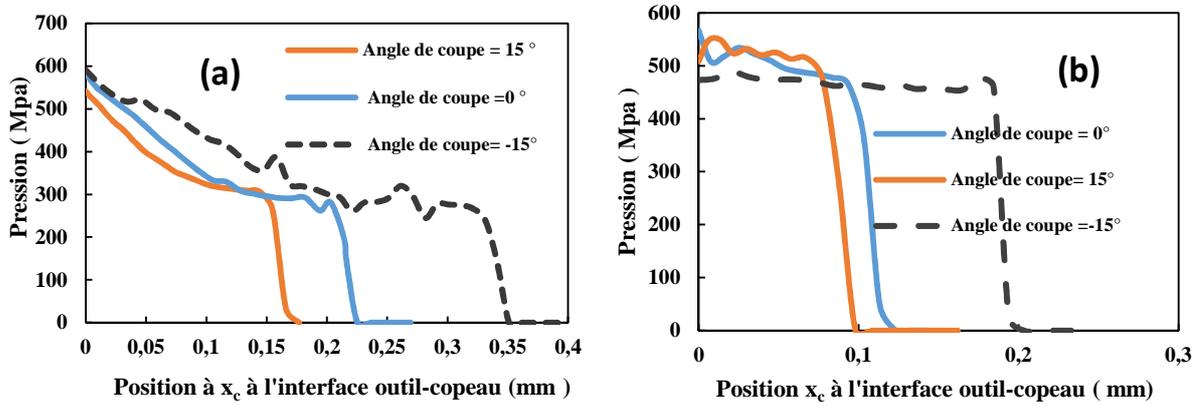


Figure 3-35 : Modèle EF-ALE. Distribution de la pression à l'interface outil-copeau pour $t_1=0.1\text{mm}$ et $V=300\text{m/min}$. a : $\mu_{sl}=0.5$, b : $\mu_{sl}=0$.

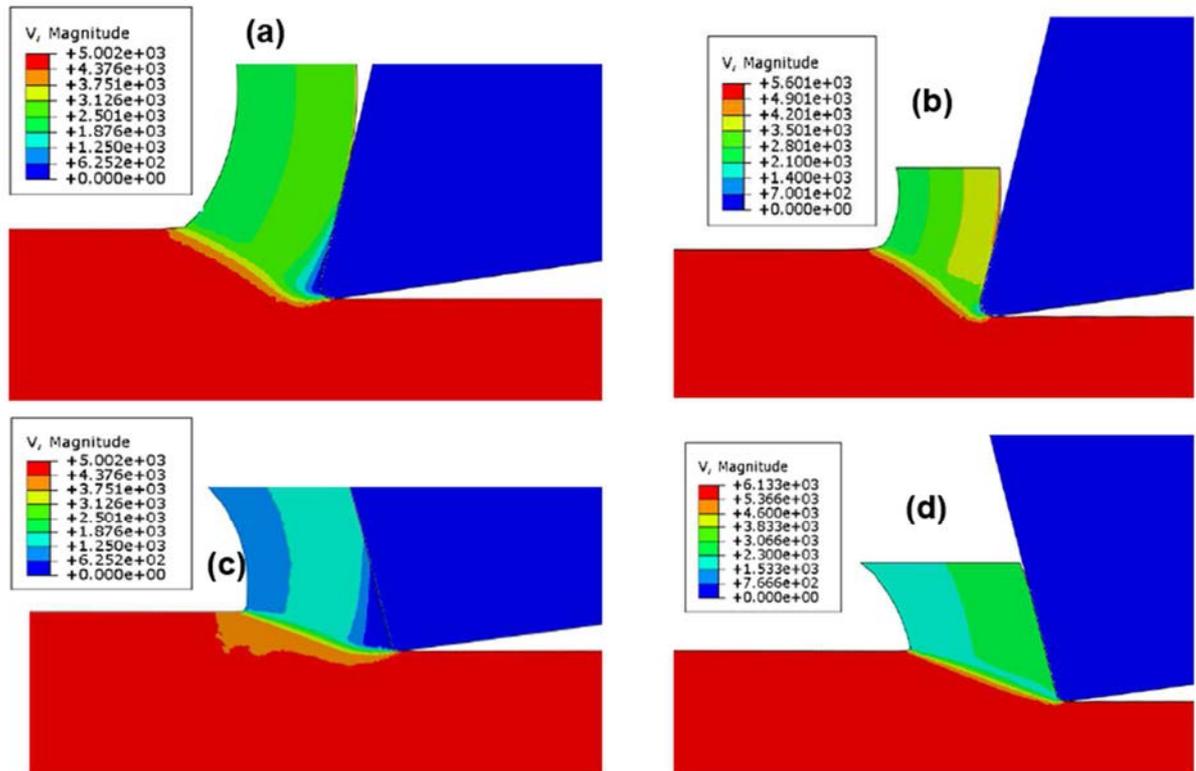


Figure 3-36 : Modèle EF-ALE. Champs de vitesse observés par EF pour $t_1=0.1\text{mm}$ et $V=300\text{m/min}$. a : $\alpha_n=15^\circ$ et $\mu_{sl}=0.5$, b : $\alpha_n=15^\circ$ et $\mu_{sl}=0$, c : $\alpha_n= -15^\circ$ et $\mu_{sl}=0.5$, d : $\alpha_n= -15^\circ$ et $\mu_{sl}=0$.

Pour comparer le modèle EF-ALE avec l'approche hybride, on considère les conditions de coupe suivante : $V = 95, 500 \text{ m/min}$, $\alpha_n = 0$, $t_1 = 0.1 \text{ mm}$. La Figure 3-37 montre la distribution de la température à l'interface outil-copeau. On note que les deux modèles donnent des résultats très proches pour la température et la longueur du contact outil-copeau. Cette dernière est donnée sur la Figure 3-37 par l'intervalle de variation de x_c (Position le long de la face de coupe relativement à la pointe de l'outil).

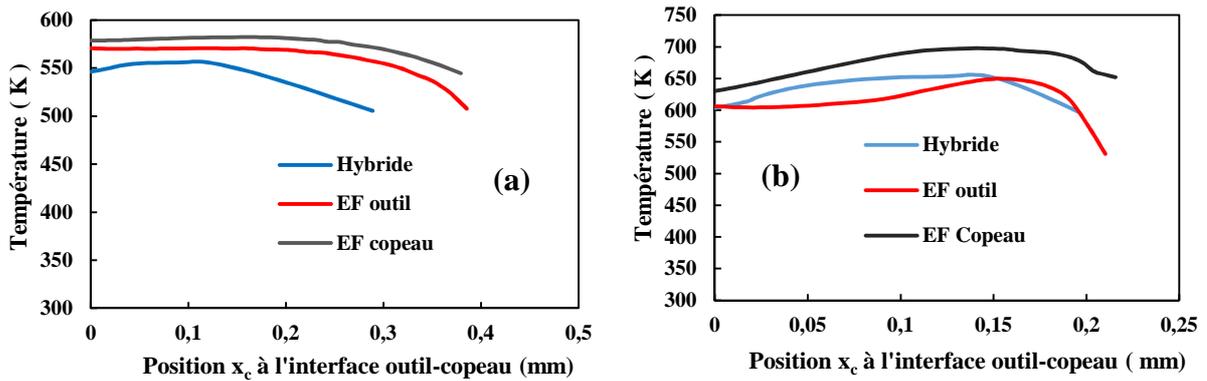


Figure 3-37 : Distribution de la température à l'interface outil-copeau pour $t_1=0.1 \text{ mm}$ et $\alpha_n=0^\circ$. a : $V=95 \text{ m/min}$, b : $V= 500 \text{ m/min}$.

Nous avons également reporté les températures côté copeau et côté outil données par le modèle EF-ALE. Ceci afin de montrer l'effet de la résistance thermique à l'interface outil-copeau.

Sur la Figure 3-38, nous montrons la comparaison pour la distribution de la pression le long de la longueur de contact. On note que le niveau de pression donnée par les deux modèles n'est pas très éloigné. D'autres parts, les différences dans les distributions sont dues à la formation de la zone de stagnation dans le modèle EF-ALE, Figure 3-38, et qui n'est pas pris en compte dans le modèle hybride. En effet, comme discuté précédemment, cette accumulation de matière prédite par le modèle EF-ALE induit un changement de l'angle de coupe local. Ce qui se traduit par une décroissance de la pression au lieu d'un plateau.

La comparaison entre les deux modèles pour la température dans la zone de cisaillement primaire est reportée sur la Figure 3-39. On observe que les résultats des deux modèles sont proches. D'un autre côté, le modèle hybride reproduit le fait que la température est plus élevée du côté arête (zone 1, Figure 3-39) que du côté de la surface libre du copeau (zone 3, Figure 3-39). Globalement cette étude montre le potentiel prédictif de notre modèle et ceci pour un temps de calcul très largement inférieur à ceux des simulations EF-ALE. Le temps de calcul pour cette simulation est de 4 min pour le modèle hybride contre 46 h pour le modèle EF-

ALE avec la vitesse $V=95 \text{ m/min}$ et 2 min pour le modèle hybride contre 18h pour le modèle EF-ALE avec la vitesse $V=500 \text{ m/min}$.

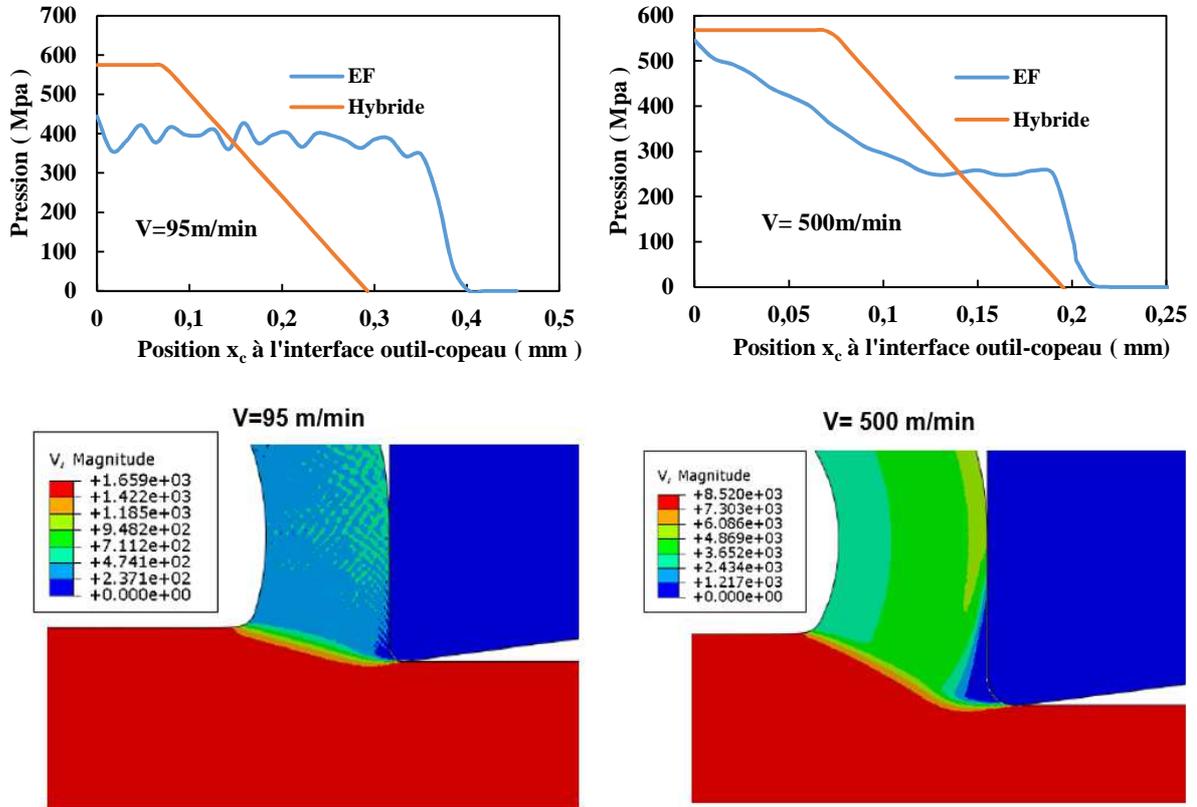


Figure 3-38 : Distribution de pression à l'interface outil-copeau pour $t_l=0.1 \text{ mm}$ et $\alpha_n=0$ et illustration de la formation de l'arête rapportée pour deux vitesses de coupe ($V=95 \text{ m/min}$ et $V=500 \text{ m/min}$).

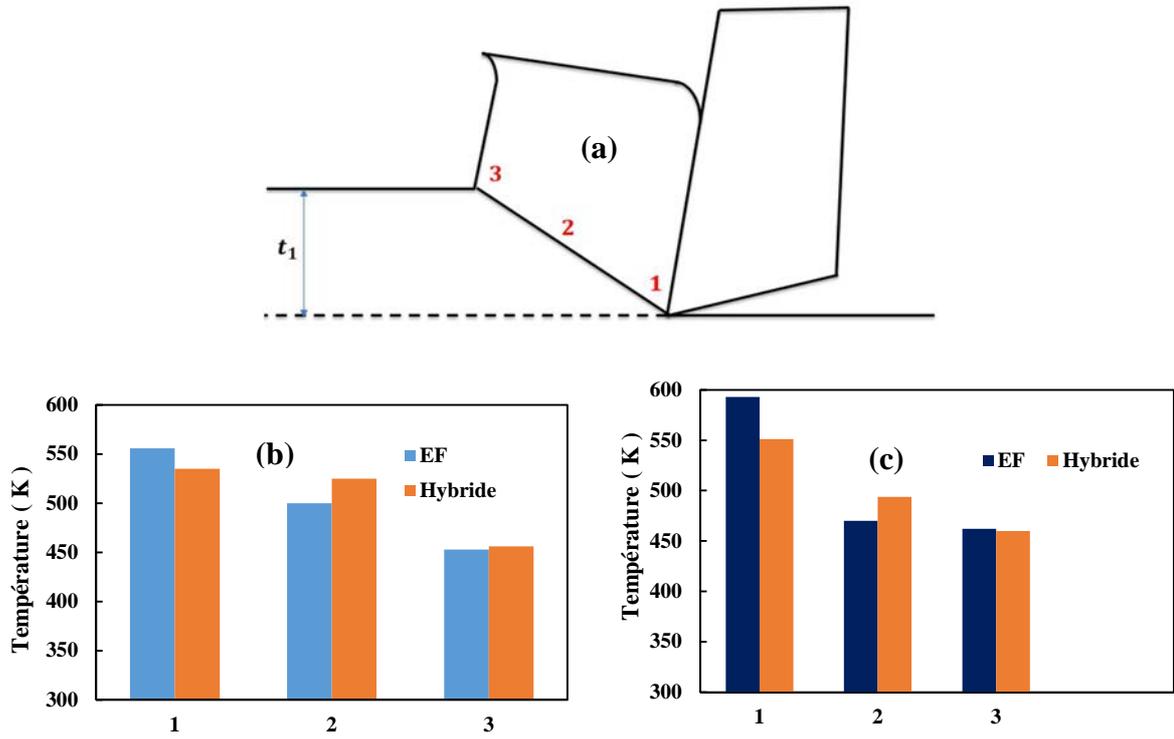


Figure 3-39 : Comparaison de température dans la zone de cisaillement primaire pour $t_1=0.1\text{mm}$ et $\alpha_n=0$, b : $V=95$ m/min, c : $V= 500$ m/min .

Chapitre 4 : Vers une application aux procédés industriels

4.1 Introduction

L'objectif principal de toute modélisation en usinage est de pouvoir simuler des procédés industriels comme le fraisage, le perçage et le tournage. Jusqu'à présent, notre étude s'est limitée à la coupe orthogonale où l'épaisseur du copeau non déformé t_f (ou l'avance) est constante durant toute l'opération de coupe comme dans le cas du tournage d'un tube ou lors d'une opération de rabotage. Dans ce cas on peut obtenir un régime quasi-stationnaire à la fois pour les efforts de coupe et pour le problème thermique dans le système pièce-outil-copeau. Par contre dans le cas du fraisage ou perçage, on peut être en régime transitoire. Du point de vue de l'outil de coupe, l'échauffement joue un rôle primordial dans sa tenue à l'usure. Il est donc important de prédire correctement l'histoire thermique de l'outil en fonction des conditions de coupe et en fonction des spécificités de chaque procédé. En effet, on peut noter que pour le fraisage, l'aspect transitoire provient du fait que la coupe est discontinue et que l'interaction outil-matière change avec le temps. Par contre dans le cas du perçage, la quantité de matière usinée est la même à chaque tour tout en usinant dans un milieu confiné. Ceci se traduit par un échauffement de la matière à usiner par diffusion thermique conduisant à un régime transitoire. Dans ce chapitre, nous présenterons l'application du modèle hybride au fraisage et au perçage.

Au regard de la bibliographie, la majorité des travaux de simulation numérique de la coupe porte sur les opérations de coupe où t_f est constant. Les phénomènes thermomécaniques en régime transitoire et stationnaire n'étant pas pareils, une question se pose alors : *quelles interactions existent entre les conditions tribologiques à l'interface outil-copeau, la réponse thermomécanique du matériau usiné, les conditions de coupe et la variation de t_f durant une opération d'usinage comme le fraisage?* Afin d'aider à la compréhension de ces interactions, l'approche hybride développée sera utilisée pour étudier l'évolution des grandeurs thermomécaniques durant ce procédé. Dans le but de valider et comparer les résultats du modèle hybride aux éléments finis, nous avons développé au cours de cette thèse une nouvelle approche de simulation EF-ALE permettant de simuler le cas où t_f varie durant la coupe.

4.2 Application au fraisage en opposition

Dans ce type de fraisage, schématisé à la Figure 4-1, la pièce à usiner avance dans un sens opposé à celui de la rotation de l'outil. L'outil attaque la matière avec un faible t_f . Ensuite, t_f augmente avec le temps et atteint sa valeur maximale à la fin de l'usinage. D'un point de vue cinématique, l'opération peut être ramenée au schéma de la Figure 4-2. Cette simplification n'est pas une limitation du modèle. Il est tout à fait possible de prendre en compte le profil réel de t_f suivi lors de l'opération de fraisage. Nous présentons d'abord le modèle EF développé pour ce type d'opération.

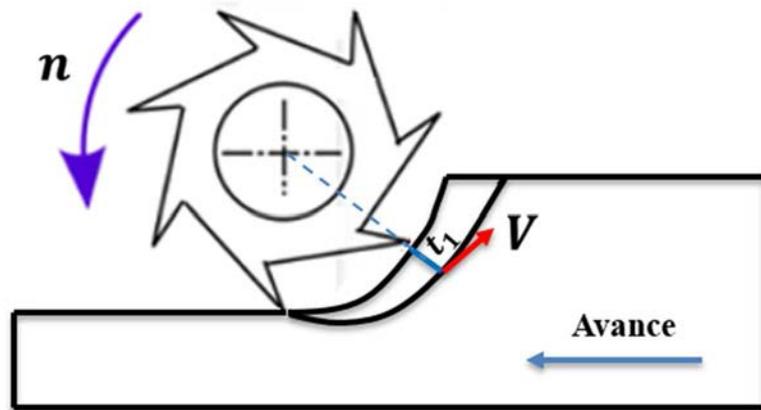


Figure 4-1 : Illustration d'une opération de fraisage en opposition.

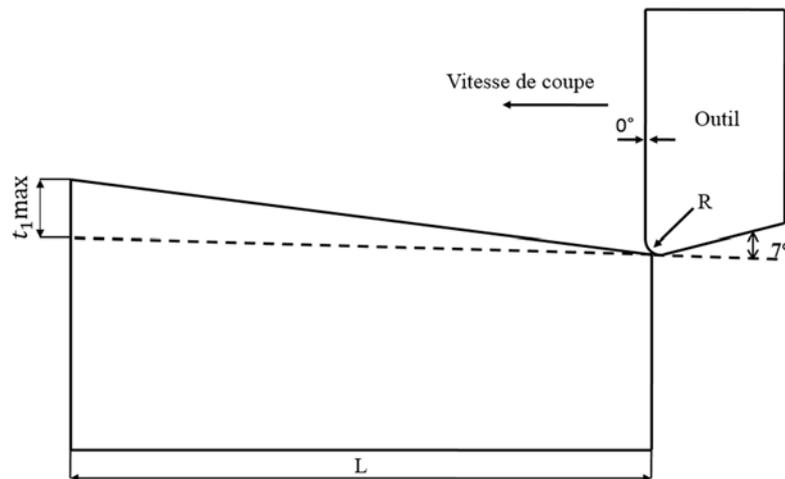


Figure 4-2 : Coupe équivalente à l'opération de fraisage en opposition.

4.2.1 Modélisation EF-ALE

Dans ce paragraphe, nous proposons d'étendre le modèle EF-ALE de coupe orthogonale, présenté dans le chapitre 3, à la simulation de l'opération de coupe équivalente au fraisage en opposition de la Figure 4-2. Pour ce faire, la stratégie que nous avons mise en place est basée sur deux points : (i) on impose à l'outil un mouvement de translation verticale, (ii) dans la partie ALE du modèle, on impose aux nœuds de la surface eulérienne du copeau un déplacement vertical, Figure 4-3. La combinaison de (i) et (ii) permet de faire varier t_l de 0 à $t_{l_{max}}$ tout en suivant correctement l'augmentation de la longueur du contact outil-copeau en fonction de t_l . L'outil de coupe n'est donc plus fixe mais se déplace avec une vitesse qui entraîne la variation continue de l'épaisseur du copeau non déformé. Cette vitesse est fonction de la longueur usinée, de la vitesse de coupe et de l'avance maximale, Tableau 4-1. Ainsi, une vitesse positive appliquée à l'outil entraîne une diminution continue de l'épaisseur du copeau non déformé (fraisage en avalant) ; une vitesse négative conduit à une augmentation de l'épaisseur du copeau non déformé (fraisage en opposition).

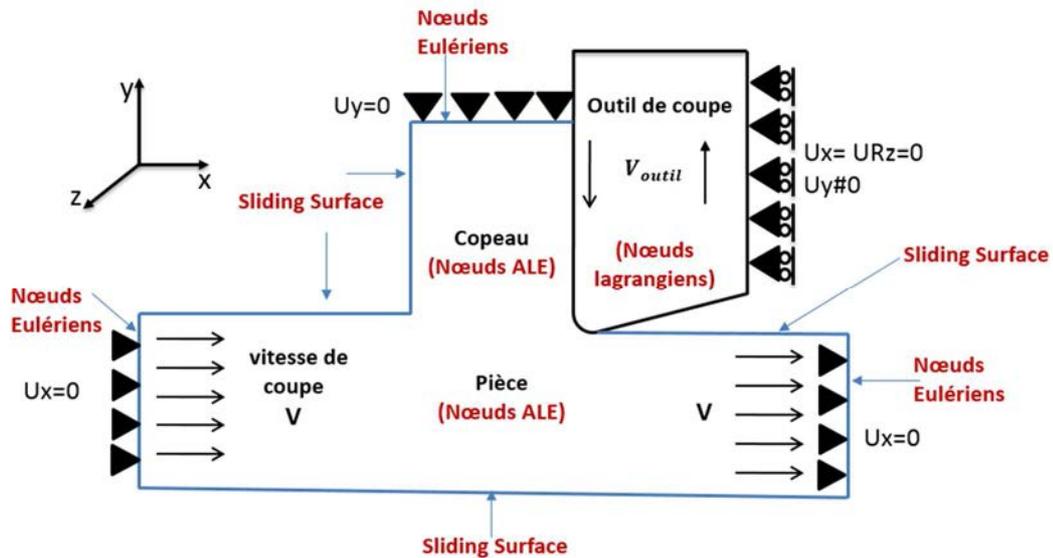


Figure 4-3 : Conditions aux limites mécaniques du modèle EF-ALE.

Dans le cadre de cette étude, le matériau usiné est l'alliage d'aluminium AA-2024-T351 et l'outil de coupe est en carbure de tungstène. Les propriétés physiques et les paramètres de la loi de Johnson Cook sont déjà renseignés dans le chapitre 3. Les conditions de coupe de la simulation sont résumées dans le Tableau 4-1. La pièce et l'outil ont été maillés avec des

éléments quadrangles à 4 nœuds avec une taille moyenne de 5 microns pour les éléments de la pièce et 10 microns pour ceux de l'outil.

Vitesse de coupe: V [m/s]	5
Longueur usinée L [mm]	8
Largeur de coupe W [mm]	4
Epaisseur du copeau non déformé t_1 ; valeur maximum t_{1max} [mm]	0.1
Temps total d'usinage.	$T = L/V$ $T = 1.6$ ms
Vitesse de descente de l'outil de coupe	$V_{outil} = \frac{t_{1max}}{L} V$
Variation de t_1 [mm] en fonction du temps t	$t_1 = t_{1max} \frac{Vt}{L}$ $0 \leq t \leq \frac{L}{V}$
Géométrie de l'outil	Angle de coupe : 0° , angle de dépouille: 7° , rayon d'arête de l'outil: 0.040 mm

Tableau 4-1 : Conditions de coupe relatives à l'opération de fraiseage en opposition.

Il est bien connu que dans les simulations EF de la coupe avec l'approche ALE, la géométrie initiale du copeau (l'épaisseur initiale du copeau et la longueur initiale de contact) doit être choisie. Malgré que les valeurs atteintes en régime stationnaire ou quasi-stationnaire sont indépendantes de cette géométrie, il faut souligner qu'elle peut conditionner la stabilité de la simulation pendant la phase transitoire car elle doit évoluer progressivement jusqu'à atteindre le régime stationnaire. Il est alors important de partir d'une bonne géométrie initiale afin de garantir cette stabilité. A titre d'exemple une longueur de contact initiale trop petite par rapport à celle de la solution stationnaire engendre un contact outil-copeau insuffisant en fin de simulation donc des résultats erronés. Le contraire donne naissance à un copeau qui se courbe trop et engendre des distorsions des éléments au cours de la simulation notamment pour les grandes vitesses de coupe. Dans cette étude où l'épaisseur du copeau non déformée évolue dans le temps, la solution stationnaire de la géométrie du copeau n'existe pas. Il faut alors une géométrie initiale qui permet d'avoir une longueur de contact suffisante à chaque instant t et sans distorsion des éléments finis. Cette double exigence de la géométrie initiale a nécessité une étude paramétrique. Dans la littérature, on impose toujours dans le modèle EF-ALE une contrainte sur le déplacement verticale des nœuds de la surface eulérienne du copeau ($U_y=0$), Figure 4-3 . Le but de cette contrainte est d'empêcher un déplacement du maillage dans la direction verticale afin d'éviter la distorsion des éléments. L'autre raison de ce choix est le fait que la partie du copeau suffisamment loin du contact outil-copeau n'affecte

pas réellement la zone de coupe où interagit la zone de cisaillement primaire avec l'interface outil-copeau. Au début de notre étude, nous avons fait usage de la même approche dans cette simulation. Comme attendu, cette approche s'est heurtée à un problème de longueur de contact insuffisante comme montré sur la Figure 4-4 car l'épaisseur du copeau non déformé est variable. Ce problème est survenu à l'instant $t = 0.96 \text{ ms}$ correspondant à une épaisseur de copeau non déformé $t_l = 60 \mu\text{m}$.

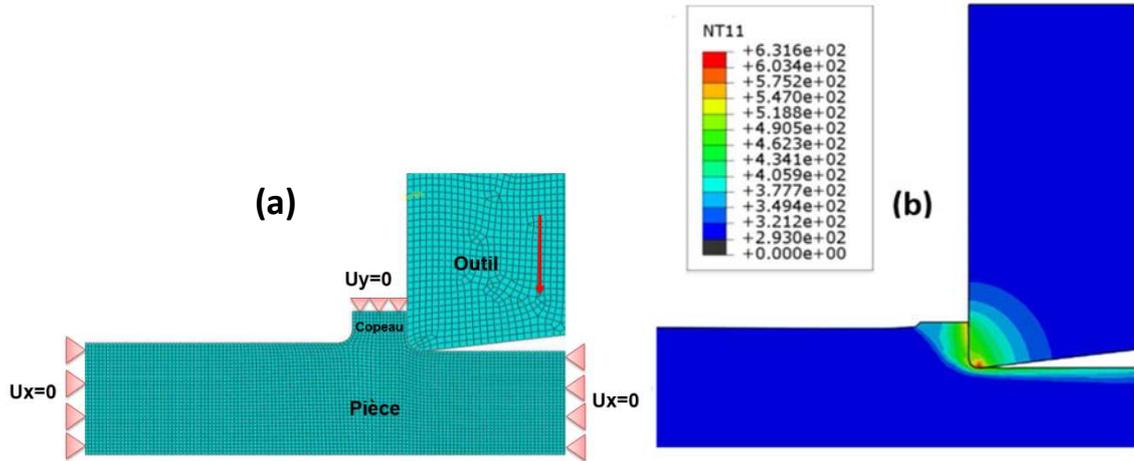


Figure 4-4 : Simulation EF-ALE de l'opération de fraisage en opposition; (a) : on fixe le déplacement vertical $U_y = 0$ des nœuds de la surface eulérienne du copeau; (b) : résultat de la simulation.

Pour y remédier, il a été question d'augmenter la longueur de contact initiale sans changer les contraintes sur le maillage. Par contre, cette nouvelle solution a engendré un problème de distorsion du maillage au début de la simulation ($t = 0.2 \text{ ms}$, $t_l = 12.5 \mu\text{m}$) comme montré à la Figure 4-5.

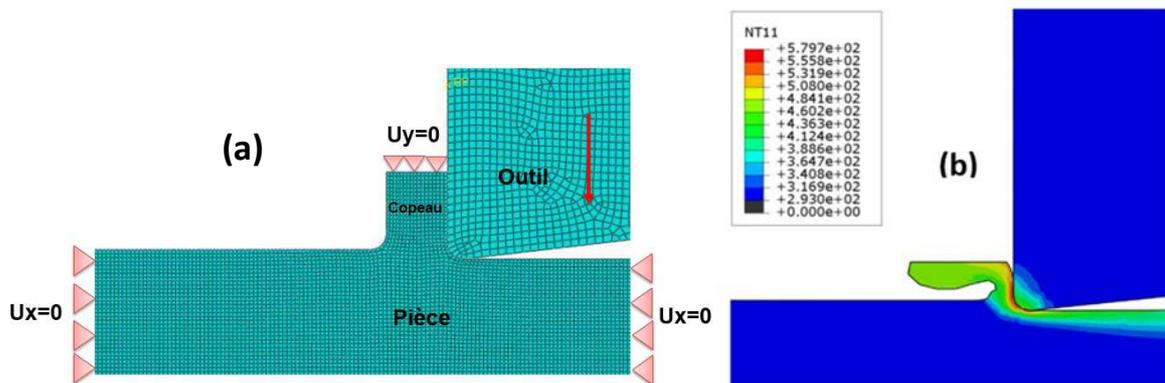


Figure 4-5 : (a) Simulation EF-ALE identique à celle de la Figure 4-4 avec une longueur de contact initiale plus grande ; (b) : résultat de la simulation.

Nous avons également testé le cas où la surface eulérienne du copeau (sortie du copeau) est remplacé par une surface de type « sliding surface ». Ceci afin que le haut du copeau suive la formation du copeau résultant de l'évolution de sa géométrie (longueur de contact et épaisseur du copeau) en fonction du temps. Le resultat de cette configuration est présenté à la Figure 4-6. Force est de constater que cette solution garantit une longueur de contact suffisante mais une distorsion survient aux éléments liés à cette surface du copeau au début de la simulation ; précisément à l'instant $t = 0.25\text{ ms}$ équivalent à $t_l = 17\ \mu\text{m}$.

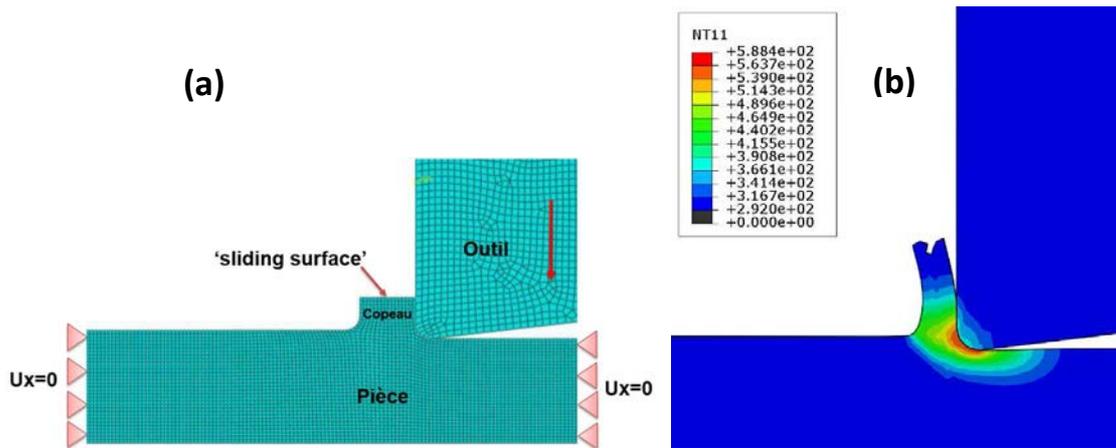


Figure 4-6 : Simulation EF-ALE de l'opération de coupe équivalente au fraisage en opposition ;(a) : Le haut du copeau est assimilé à une surface du type « sliding surface »; (b) : résultat de la simulation.

Au regard des résultats de ces simulations numériques, nous proposons une nouvelle stratégie basée sur la possibilité qu'offre l'approche ALE à savoir les nœuds du maillage peuvent avoir une vitesse de déplacement différente de celle de la matière. L'objectif est d'imposer un déplacement vertical U_y aux nœuds de la surface eulérienne du copeau afin que la longueur de contact outil-copeau l_c suive l'augmentation de l'épaisseur du copeau non déformé en fonction du temps, Figure 4-7. Pour ce faire, on propose :

$$U_y = \varepsilon V_{outil} t \quad (4.1)$$

où ε est un paramètre que l'on peut calibrer à partir des tests numériques. Dans cette équation, le terme $V_{outil} t$ correspond à l'évolution de l'épaisseur du copeau non déformé: $t_l = V_{outil} t$. A partir de cette relation, on voit que la calibration du paramètre ε permettra d'atteindre l'objectif suivant : la hauteur du copeau doit toujours être supérieure à l_c . Suite à une étude paramétrique sur ce paramètre, nous avons noté que pour les conditions de coupe

considérés, $\varepsilon = 2$ permet au maillage, via le déplacement vertical des nœuds de la surface eulérienne du copeau, de suivre la formation du copeau sans distorsion des éléments, Figure 4-7. D'un autre côté, nous avons noté que ce paramètre doit être plus petit que 2 si le frottement augmente et/ou l'angle de coupe baisse. Ceci est lié au fait que dans les deux cas, la vitesse du copeau diminue.

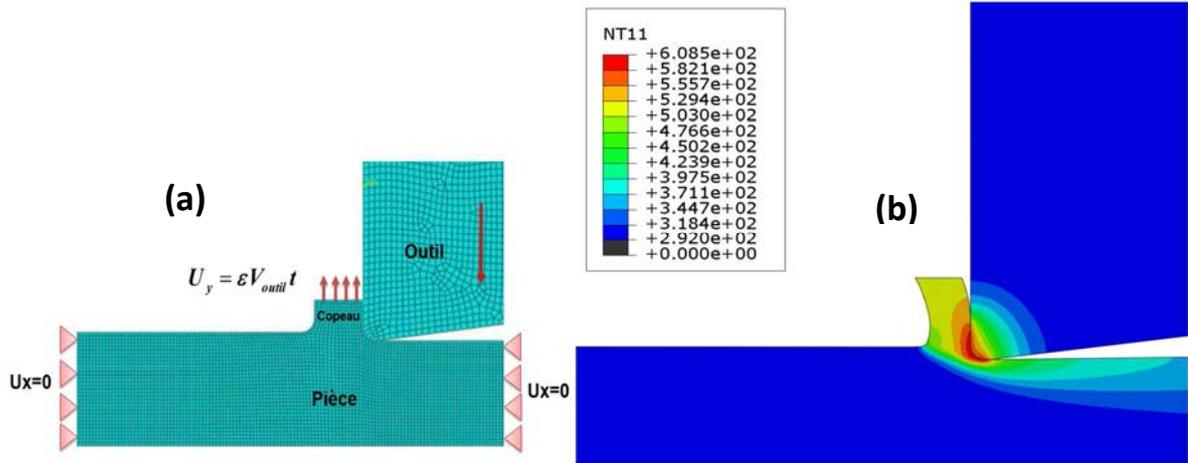


Figure 4-7 : Simulation EF-ALE de l'opération de coupe équivalente au fraisage en opposition; (a) : on impose un déplacement vertical U_y aux nœuds de la surface eulérienne du copeau; (b) : résultat de la simulation.

4.2.2 Résultats : confrontation EF-ALE et approche hybride

Dans cette section, nous proposons de comparer le modèle EF-ALE avec l'approche hybride. Cette comparaison s'étend des variables globales, les efforts de coupe, aux variables locales comme la distribution de la température à l'interface outil-copeau. Le Tableau 4-2 montre que le modèle hybride donne des résultats très proches de ceux obtenus à partir du calcul EF-ALE.

Temps d'usinage (ms)	Avance t_f (mm)	Longueur de contact l_c (mm)		Epaisseur du copeau t_2 (mm)		Angle de cisaillement ϕ_n (°)		Température moyenne à l'interface outil-copeau \bar{T}_{int} (K)	
		EF-ALE	Hybride	EF-ALE	Hybride	EF	Hybride	EF	Hybride
0.53 ms	33 μm	0.13	0.13	0.13	0.12	13	14.58	587	545
0.8 ms	50 μm	0.15	0.18	0.16	0.18	14.2	15.25	598	577
1.06 ms	66 μm	0.17	0.23	0.2	0.23	15.01	15.71	622	595
1.6 ms	100 μm	0.28	0.3	0.26	0.32	17	16.92	644	626

Tableau 4-2 : Evolution des grandeurs thermomécaniques dans le temps : comparaison EF-ALE et modèle hybride.

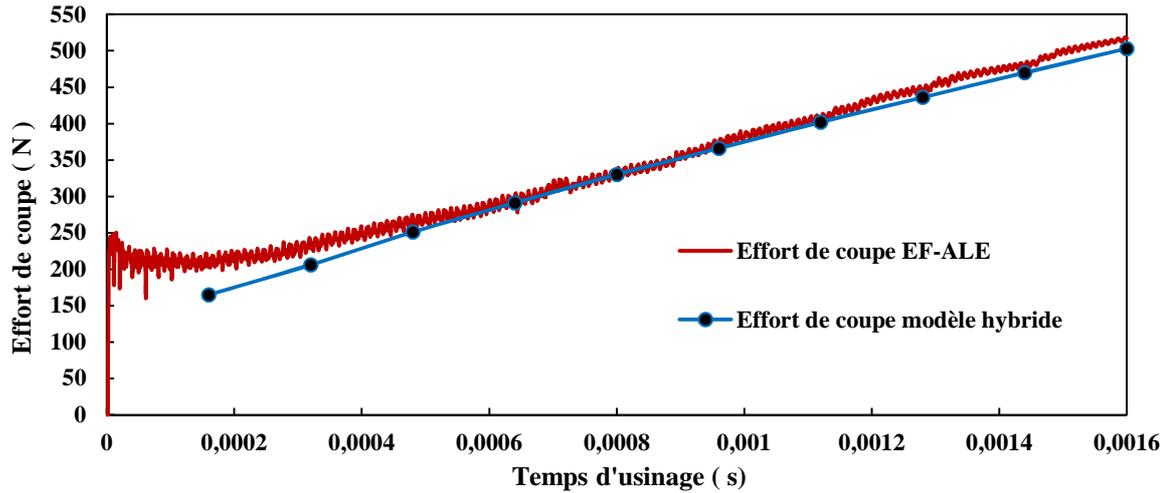


Figure 4-8 : Evolution de l'effort de coupe dans le temps.

Les Figures 4-8 et 4-9 montrent respectivement l'évolution de l'effort de coupe et de l'effort d'avance en fonction du temps. On note une bonne concordance entre les deux modèles. On observe que l'effort d'avance n'est pas proportionnel à t_j . Ceci est dû à l'augmentation du collage qui se traduit par une baisse du frottement apparent, Figure 4-10 (voir aussi l'étude paramétrique du chapitre 3).

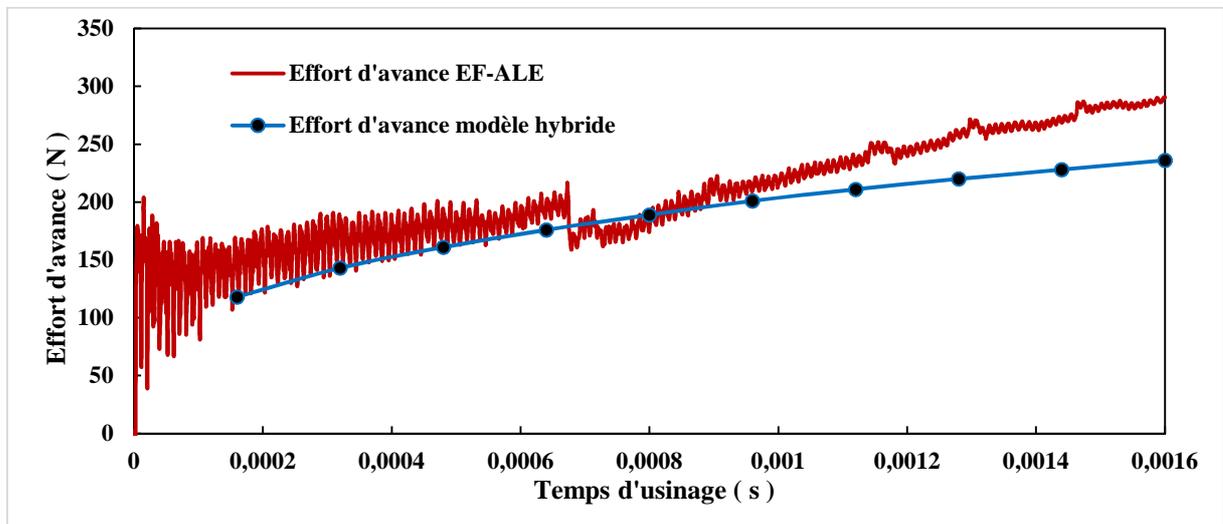


Figure 4-9 : Evolution de l'effort d'avance dans le temps.

La différence entre les deux modèles est plus importante aux premiers instants de la coupe. Ceci peut s'expliquer par le fait que dans le modèle hybride, l'angle de coupe considéré est celui de la face de coupe de l'outil, à savoir 0° , alors qu'au début de l'usinage, l'angle de coupe local est affecté par le rayon d'arête de l'outil. Cet effet se traduit par une réduction de

l'angle de coupe effectif, d'où des efforts de coupe plus élevés dans le modèle EF-ALE, Figures 4-8 et 4-9.

Concernant la distribution de la température à l'interface outil-copeau, les résultats sont reportés sur la Figure 4-11 pour différents instants durant l'opération d'usinage. Les profils ainsi que les niveaux sont très similaires. Cette étude montre encore une fois la validité du modèle hybride qui permet d'avoir des prédictions proches de celles des EF avec un temps de calcul très faible. Pour cette simulation, le temps de calcul est de 7 min pour le modèle hybride contre 32h pour l'approche EF ALE.

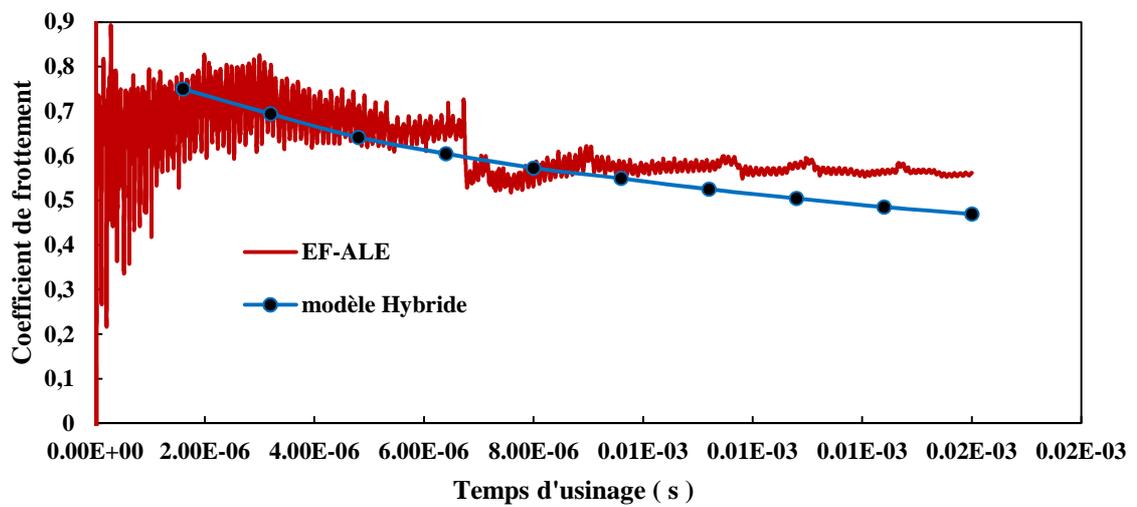


Figure 4-10 : Evolution du coefficient de frottement apparent dans le temps.

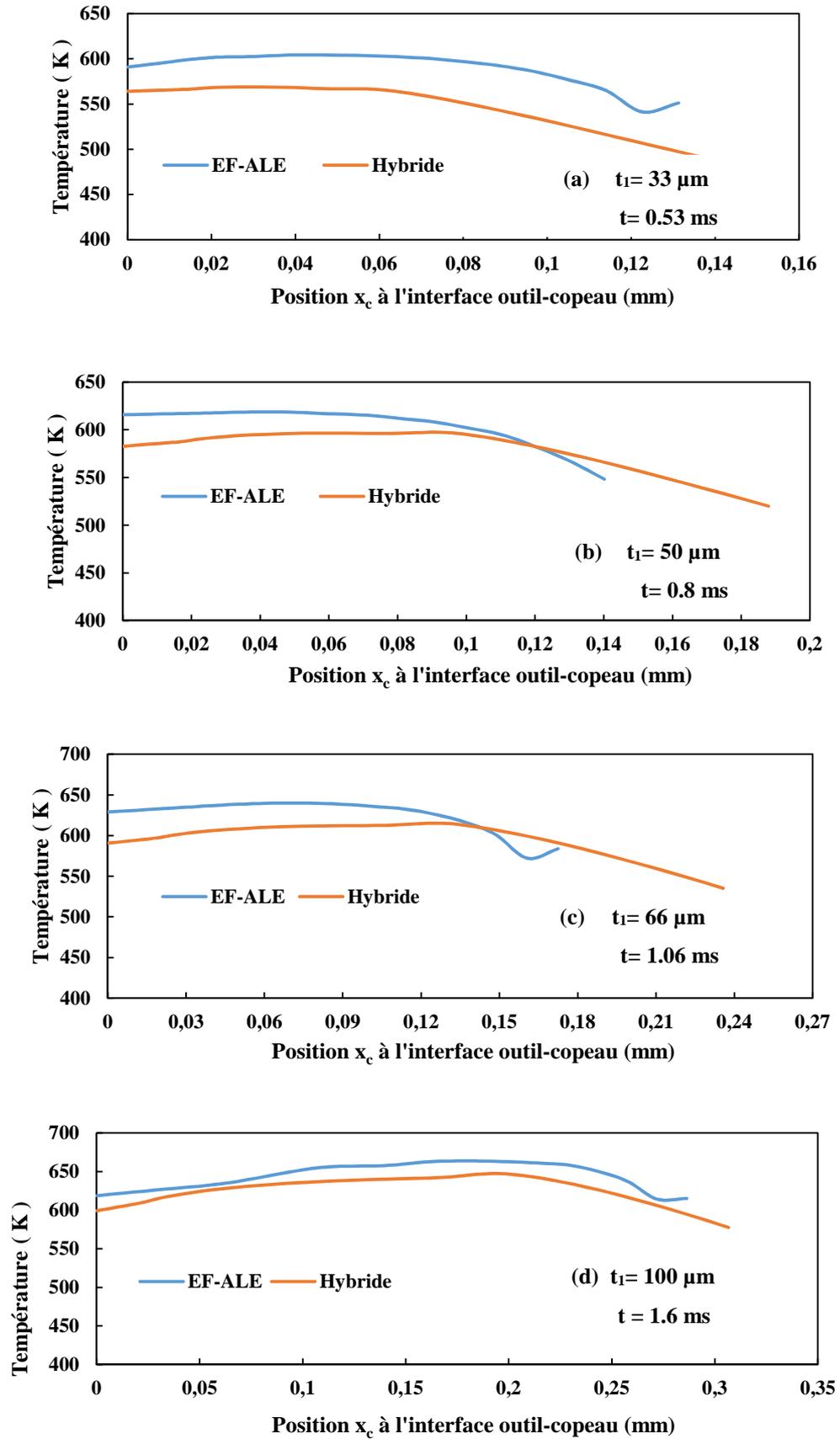


Figure 4-11 : Distribution de la température à l'interface outil-copeau à différents instant de l'usinage correspondant à différents t_1 ; comparaison EF-ALE avec le modèle hybride.

4.3 Application au perçage

Dans ce paragraphe, on propose d'appliquer le modèle hybride au perçage, Figure 4-12. Pour ce faire, on considère un foret de géométrie simple où l'arête de coupe est droite avec un angle de coupe nul. Les conditions de coupe sont :

$$R = 10 \text{ mm}, \psi = 140^\circ, f = 0.2 \text{ mm/tr}, \omega = V_{\max}/R, V_{\max} = 600 \text{ m/min}$$

où R , ψ , f et ω représentent respectivement le rayon du foret, l'angle de pointe, l'avance par tour et la vitesse de rotation de l'outil, Figure 4-13.

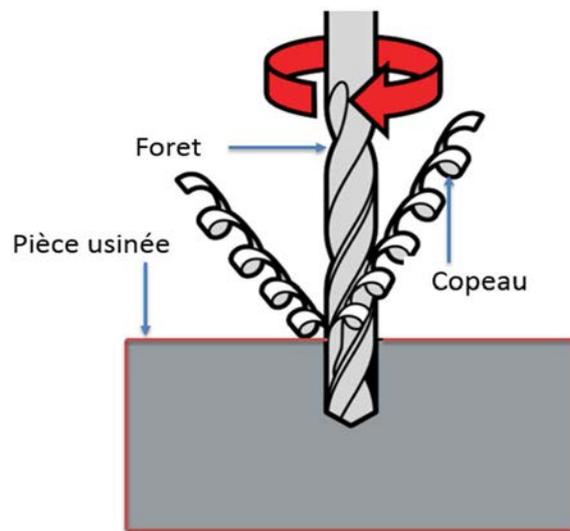


Figure 4-12 : Illustration d'une opération de perçage.

Lors de l'opération de perçage, les arêtes de coupe du foret AB et AB' usinent avec les mêmes conditions de coupe en coupe orthogonale. On peut donc supposer qu'elles subissent les mêmes conditions thermomécaniques. Ceci revient à considérer une symétrie parfaite entre AB et AB' . La matière usinée par AB est ensuite enlevée par AB' et inversement. En discrétisant les deux arêtes AB et AB' en $2N$ arêtes élémentaires, chaque élément ' i ' de AB possède une arête image dans AB' , Figure 4-13. Ainsi, durant la descente du foret, l'arête élémentaire ' i ' et son image usinent un tube de rayon moyen r_i en coupe orthogonale avec une épaisseur du copeau non déformé t_i et une largeur de coupe W , Figure 4-14. Ces paramètres sont donnés par :

$$w = \frac{R}{N \sin(\psi/2)} \quad t_1 = \frac{f}{2 \sin(\psi/2)} \quad (4.2)$$

$$r_i = (i - 1/2) w \sin(\psi/2) \quad i = 1, 2, \dots, N$$

On rappelle que lors de l'opération de perçage, la coupe se fait dans un milieu confiné. Il faut donc prendre en compte l'échauffement de la matière suite à la passe précédente : l'élément 'i' usine la surface obtenue suite au passage de l'arête image. Cet échauffement est le résultat de : (j) la diffusion thermique de la zone de coupe vers la pièce, (jj) l'effet de l'arête de coupe et du contact de dépouille (appelé aussi labourage). Dans ce travail, on ne considère pas l'effet de (j). Compte tenu de la symétrie de problème, on a :

- La longueur usinée par l'élément 'i' et son image est égale à πr_i , Figure 4-14.
- L'échauffement de la surface usinée par 'i' est identique à celui induit par l'arête image.
- Les deux arêtes ('i' et son image) subissent le même chargement thermomécanique dans le temps.

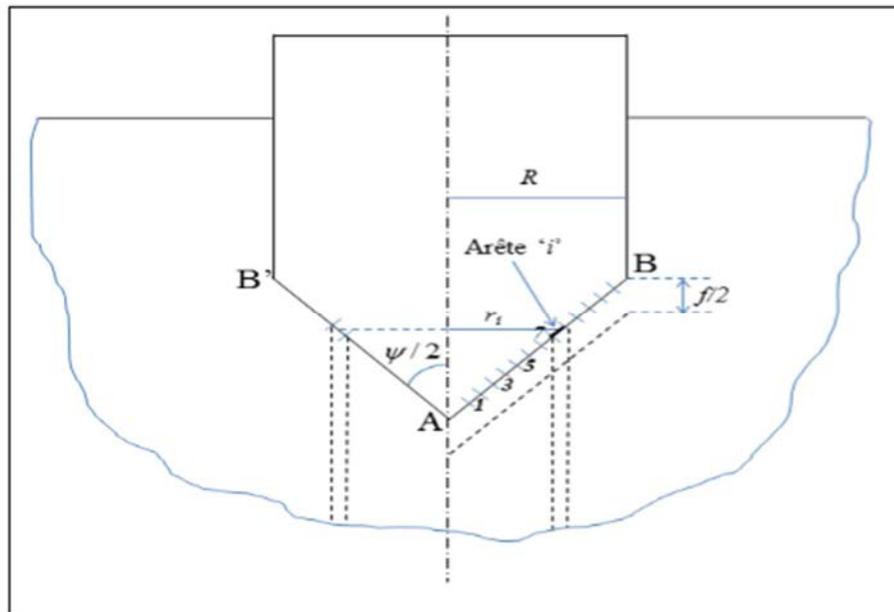


Figure 4-13 : Discrétisation des arêtes de coupe en perçage.

Cette symétrie nous permet donc de se limiter uniquement à la simulation de l'interaction thermomécanique entre l'arête 'i' et la matière. Pour ce faire, on se base sur l'approche suivante. En déroulant la partie usinée par 'i', de longueur πr_i , la matière entre avec une température donnée et sort avec une élévation de température fonction des conditions de

coupe locales, Figure 4-14. D'un autre côté, l'entrée de matière pour 'i' correspond à la sortie de matière pour l'arête image et l'échauffement de la pièce induit par 'i' est supposé identique à celui induit par l'arête image (hypothèse de symétrie). Par conséquent, l'enlèvement de matière par 'i' suite au passage de l'arête image, peut être traduit pour 'i' par un transfert à chaque instant de la température de sortie à celle de l'entrée, Figure 4-14 (un transfert des conditions aux limites en température).

Afin d'appliquer le modèle hybride 2D par rapport au problème thermomécanique dans le système pièce-outil-copeau, à chaque arête élémentaire 'i', on note que l'opération de coupe orthogonale de la Figure 4-14-a est équivalente à celle de la Figure 4-14-b. Donc le modèle hybride 2D correspond au problème plan de la coupe (b), Figure 4-14-b. L'une des conséquences de cette approche est que dans la pièce, les flux thermiques dans la direction radiale, dus aux gradients thermiques entre les différents « tubes concentriques » de rayon moyen r_i usinés par le couple 'i' et son image, Figure 4-14 sont supposés négligeables. La même hypothèse est adoptée pour les flux thermiques suivant la direction AB dans le copeau et dans l'outil, Figure 4-13.

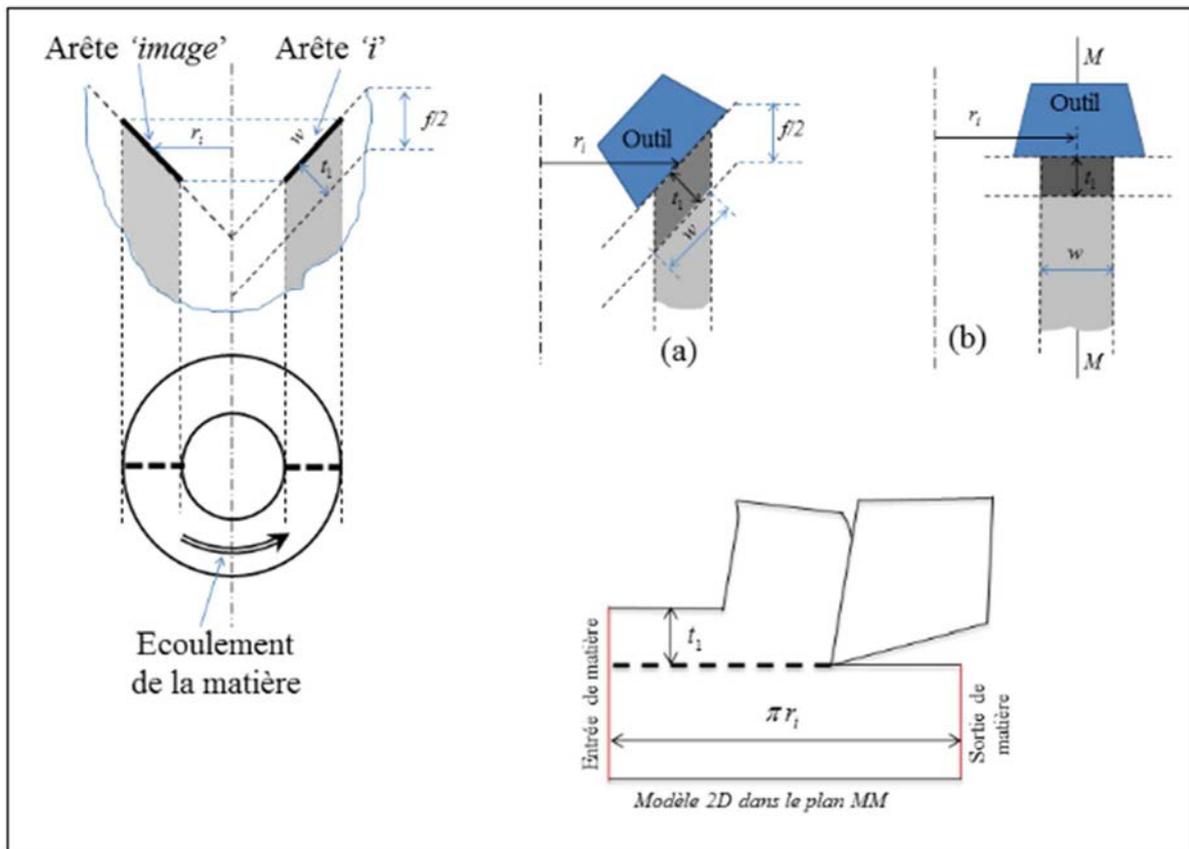


Figure 4-14 : Illustration du processus de coupe au niveau d'une arête élémentaire 'i' et l'arête image. Equivalence entre la coupe (a) et la coupe (b). Modèle 2D dans le plan MM de la coupe (b).

Afin d'illustrer les prédictions de cette nouvelle approche pour le perçage, l'arête de AB est discrétisée en 9 éléments ($i=1,2, \dots, N=9$). L'opération de coupe orthogonale pour une arête élémentaire 'i' est modélisée par le modèle hybride 2D avec prise en compte de l'échauffement de la matière suite au passage de l'image de 'i' (transfert des conditions aux limites en température de la sortie à l'entrée, Figure 4-14). Durant le perçage, le foret descend avec une avance par tour donnée par f . Il faut donc prendre en compte le fait que si on se place suffisamment loin de la zone affectée thermiquement (ZAT) par la coupe, le matériau à usiner sera à la température initiale de la pièce. Pour ce faire, la hauteur de la pièce doit être suffisamment grande par rapport à la ZAT. Dans cette étude, cette hauteur est prise égale à $60t_1$. Pour les conditions de coupe considérées dans cette section, on a : $t_1 = 0.106 \text{ mm}$ et $w = 1.2 \text{ mm}$. On s'intéresse à une durée de perçage de 20 tours . Ce qui équivaut à un trou de 4 mm de profondeur.

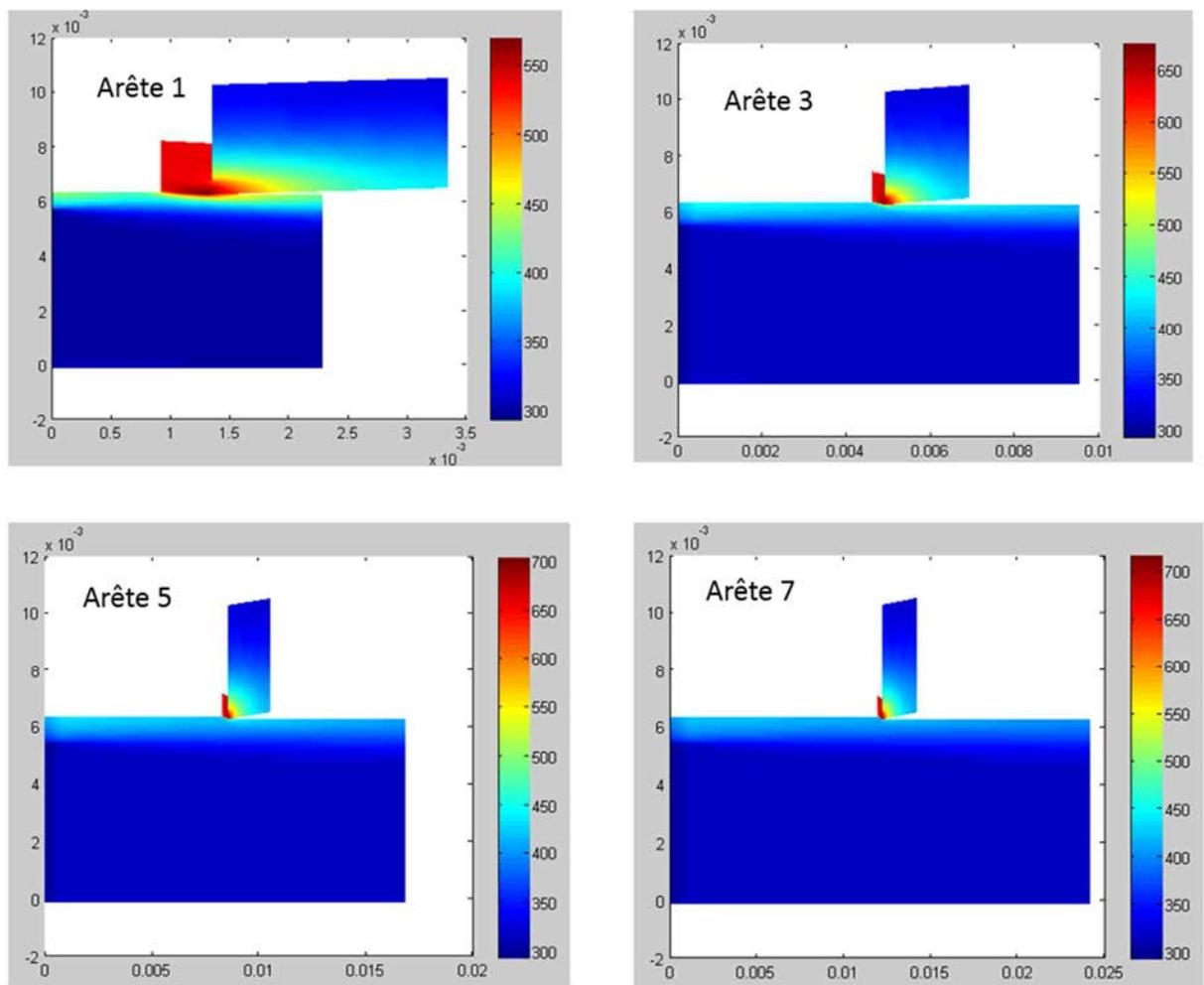


Figure 4-15 : Champ de température (en Kelvin) des arêtes 1, 3, 5 et 7 au dernier instant.

La Figure 4-15 montre les distributions de température pour les arêtes 1, 3, 5 et 7 à la fin de l'usinage. Elles correspondent respectivement aux vitesses de coupe suivantes :

$V_1 = 0.585 \text{ m/s}$, $V_3 = 2.924 \text{ m/s}$, $V_5 = 5.263 \text{ m/s}$, $V_7 = 7.602 \text{ m/s}$. On y observe que la valeur de $60t_1 \approx 6.36 \text{ mm}$ est suffisamment grande par rapport à la ZAT pour toute la durée de l'usinage. On remarque aussi que la température dans l'outil est plus importante pour les grandes vitesses de coupe, voir aussi Figure 4-16. Cette température est le résultat d'un couplage entre les échauffements dus à : la zone de cisaillement primaire, la zone de cisaillement secondaire, la zone de frottement et les flux de chaleur de la zone de cisaillement primaire vers la pièce et de l'interface outil-copeau vers l'outil. D'un autre côté pour l'arête 1, on note que la température dans la ZAT est très proche de celles des autres arêtes ($\approx 400 \text{ K}$). Ceci s'explique par le fait que la conduction de la ZCP vers la pièce l'emporte sur l'advection (transport de chaleur par le copeau) pour la faible vitesse de coupe.

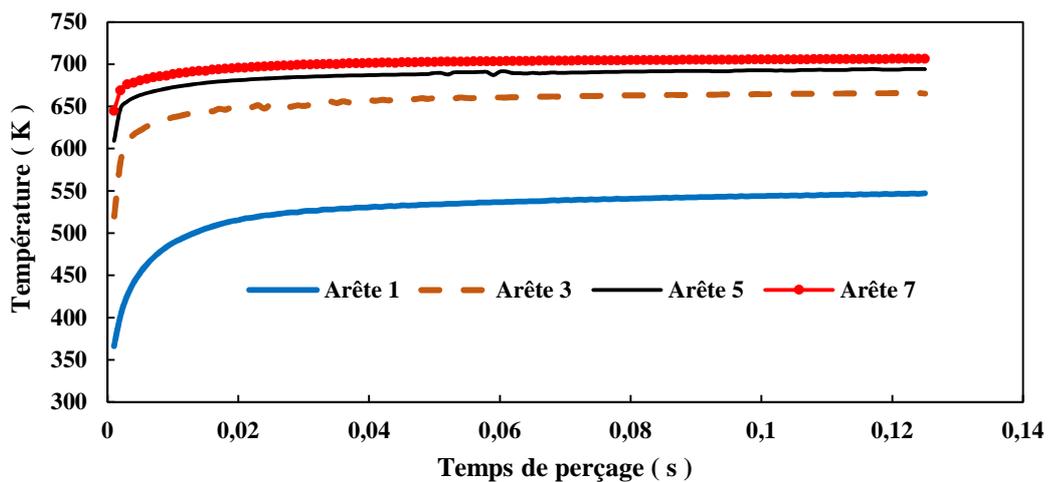


Figure 4-16 : Evolution de la température moyenne à l'interface outil-copeau en fonction du temps pour différents arêtes.

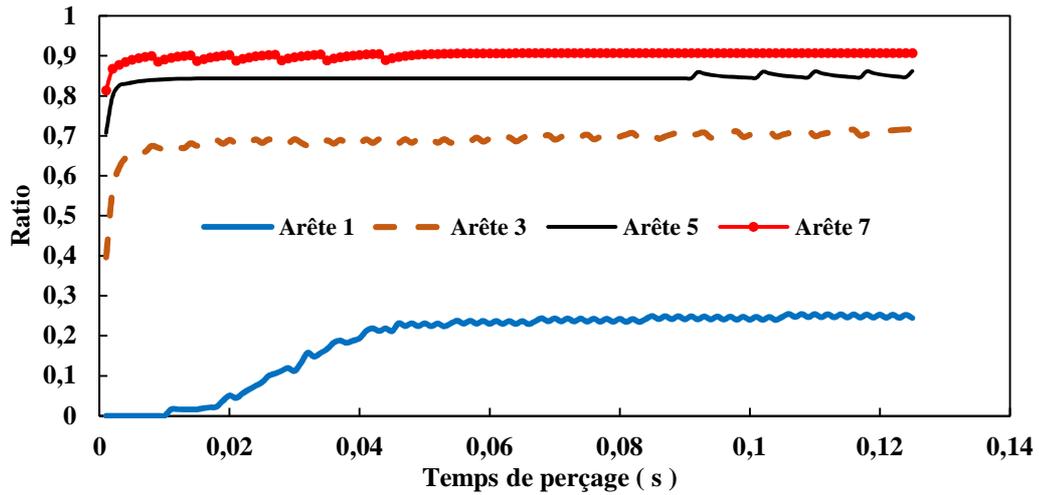


Figure 4-17 : Evolution du ratio l_{st}/l_c en fonction du temps pour différents arêtes.

D'une manière similaire aux tendances observées dans le chapitre 3, la température à l'interface outil-copeau est directement liée au couplage entre les conditions thermomécaniques du contact et la zone de coupe. On observe donc une évolution du collage le long de la face de coupe du foret qui augmente en allant de l'arête 1 à l'arête 7, Figure 4-17. Ceci est en corrélation avec l'évolution de la température, Figure 4-16. Pour le perçage, le collage est le résultat d'une compétition entre l'adoucissement thermique du matériau à usiner induit par l'échauffement dû à la passe précédente, et l'élévation de température à l'interface outil-copeau due à la passe actuelle. Ceci se répercute directement sur l'évolution des efforts de coupe, Figure 4-18, et du frottement apparent $\bar{\mu}$, Figure 4-19. En effet, on observe que l'effort de coupe, l'effort d'avance et le frottement $\bar{\mu}$ sont des fonctions décroissantes de la position radiale.

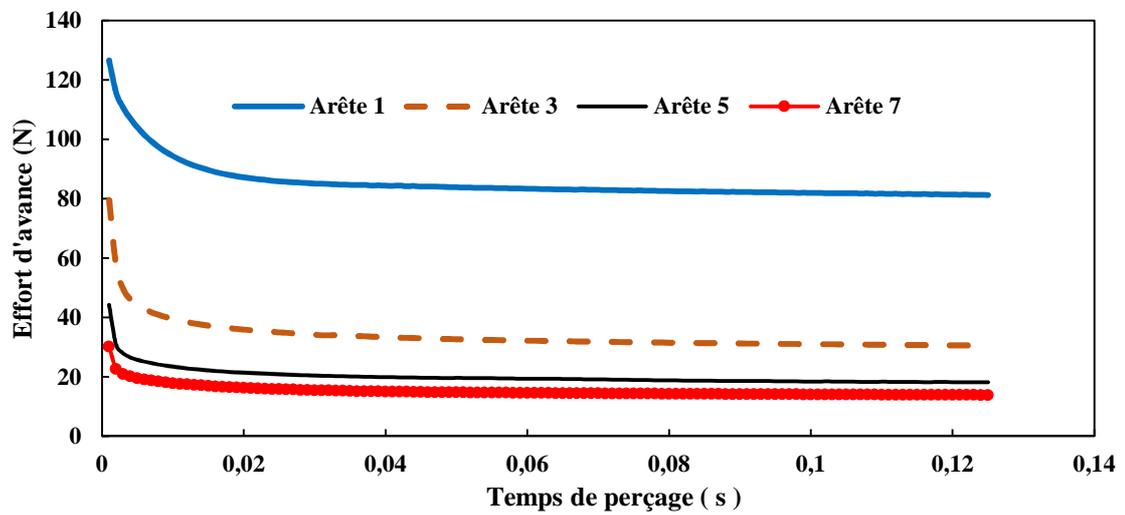
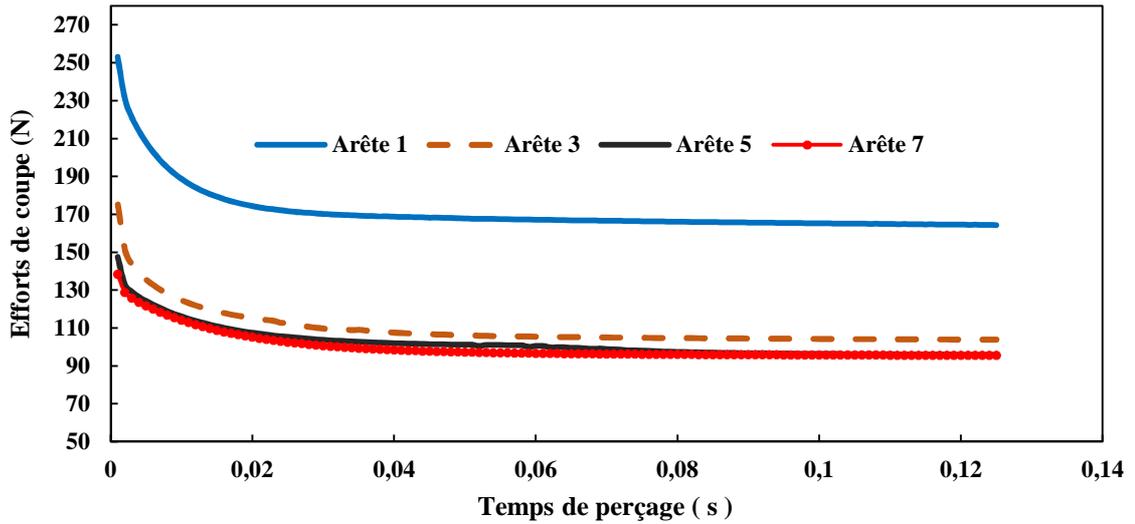


Figure 4-18 : Evolution des efforts de coupe en fonction du temps pour différents arêtes.

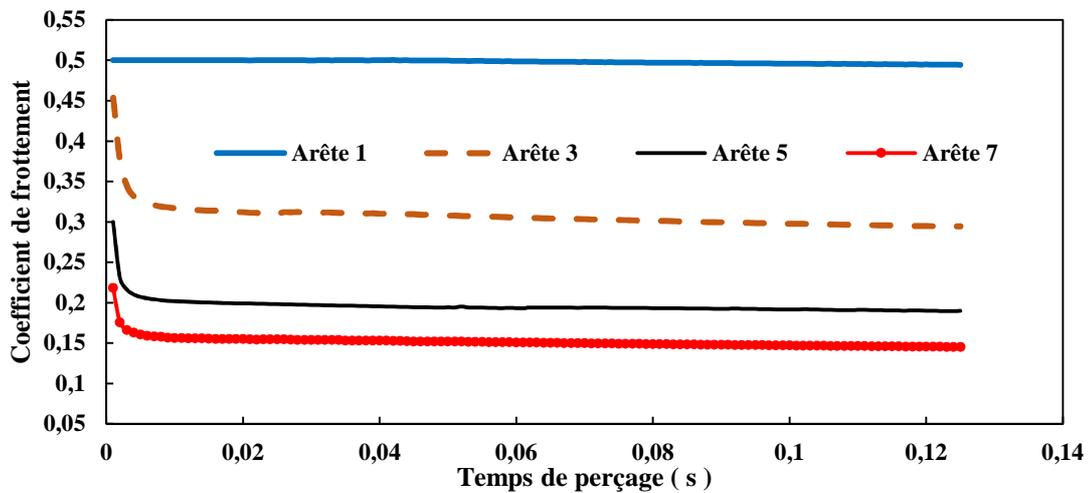


Figure 4-19 : Evolution du coefficient de frottement apparent en fonction du temps pour différents arêt

Conclusion générale

L'objectif de cette thèse était de proposer une nouvelle approche analytique-éléments finis pour la modélisation des phénomènes thermomécaniques en usinage à sec. Ce nouveau modèle développé permet de prédire les efforts de coupe, le chargement thermomécanique le long de la face de coupe de l'outil et les champs de température dans le système pièce-outil-copeau. L'identification de la nature du contact outil-copeau (collant, glissant ou mixte) et l'estimation de la longueur de la partie collante du contact sont pris en compte dans cette nouvelle approche. Avec un temps de calcul de l'ordre de quelques minutes, ce modèle peut constituer un outil d'aide dans le choix des conditions de coupe en usinage à sec.

Dans le second chapitre, nous avons présenté le modèle en mettant l'accent sur le couplage thermomécanique, le partage du flux de chaleur dû au frottement entre l'outil et le copeau et la prise en compte de l'aspect collant et glissant du contact. Dans ce modèle, le problème thermique non linéaire transitoire dans le système pièce-outil-copeau a été résolu numériquement par la méthode des éléments finis couplée à un schéma implicite et l'algorithme de Newton-Raphson. L'introduction de la fonction de Dirac dans la formulation du problème a permis de localiser la source de chaleur due au frottement à l'interface outil-copeau comme une source de chaleur effective et non une condition aux limites. Par cette localisation, le partage de cette source de chaleur devient fonction des conditions de coupe et du chargement thermomécanique à l'interface outil-copeau et du temps. Par ailleurs, toutes les sources de chaleur apparaissant dans le problème thermique non linéaire ont été obtenues via une approche analytique. A cet effet, dans la zone de cisaillement primaire, l'écoulement de la matière a été modélisé en la subdivisant en plusieurs blocs élémentaires afin de prendre en compte le gradient thermique entre la pointe de l'outil et la surface libre du copeau. La contrainte de cisaillement, la déformation, la vitesse de déformation et la vitesse de cisaillement dans chaque bloc élémentaire ont été déterminées en faisant l'hypothèse d'un écoulement unidimensionnel quasi-stationnaire via les moyennes temporelles de ces variables. A l'interface outil-copeau, une nouvelle loi pour la distribution de pression a été proposée. A partir de l'équilibre du copeau, une nouvelle estimation de la longueur du contact entre l'outil et le copeau a été obtenue. En combinant cette condition d'équilibre avec les distributions de la pression et de la contrainte de cisaillement à l'interface outil-copeau, nous avons obtenues deux équations implicites permettant de déterminer la longueur du collage ainsi que le

coefficient de frottement apparent. Ces équations sont résolues d'une manière itérative en utilisant l'algorithme de Newton-Raphson.

D'une manière générale, la démarche de modélisation proposée met en évidence l'interaction entre l'écoulement thermomécanique dans la zone de cisaillement primaire, les conditions tribologiques à l'interface outil-copeau et le problème thermique non linéaire dans le système pièce-outil-copeau. Le modèle hybride a été validé par rapport aux données expérimentales de la littérature pour la coupe orthogonale à sec de l'alliage d'aluminium AA2024-T350. Nous l'avons également validé par rapport aux simulations EF-ALE dans le code Abaqus-Explicite. La démarche proposée permet de mettre en place une modélisation thermomécanique de l'interaction outil-matière applicable aux procédés industriels comme le perçage très utilisé dans le domaine aéronautique. Comparée aux simulations basées sur la Méthode des Eléments Finis (MEF), l'approche développée requiert un temps de calcul de l'ordre de quelques minutes avec une précision comparable à celle de la MEF. Une simulation EF 2D d'une opération élémentaire de coupe orthogonale nécessite un temps de calcul de plusieurs jours. A cela s'ajoute le fait que dès que l'arête de coupe présente une géométrie complexe, comme c'est le cas dans les procédés industriels, la simulation numérique du processus 3D de formation du copeau induit de fortes instabilités numériques (distorsion excessive du maillage, gestion du contact) et une perte de précision liée aux procédures de remaillage (la taille des éléments ne permet pas de resituer les forts gradients aux interfaces). Ceci rend la MEF difficilement exploitable dans le cas de l'usinage industriel où les conditions de coupe peuvent changer tout au long de l'opération d'usinage.

En résumé, les contributions de ce travail de thèse sont :

- Zone de cisaillement primaire :
 - une modélisation quasi-stationnaire et unidimensionnelle par bloc
 - couplage avec le problème thermique dans le système pièce-outil-copeau
- Interface outil-copeau :
 - une nouvelle loi pour la distribution de la pression
 - une nouvelle estimation de la longueur du contact
 - prise en compte du partage de la source de chaleur par frottement
- Une approche simplifiée pour la prise en compte de l'effet du rayon d'arête.
- Application du modèle hybride au fraisage et au perçage.
- Mise en place d'une stratégie numérique pour l'application du modèle EF-ALE au fraisage dans le code Abaqus-Explicite.

Le modèle mis en place est actuellement limité à la coupe orthogonale. En terme de perspectives, on peut citer :

- Généralisation de cette approche à la coupe oblique.
- Modélisation de l'effet du rayon d'arête.
- Couplage avec l'usure par diffusion le long de la face de coupe de l'outil.
- Prise en compte de l'usure en dépouille.
- Application au fraisage avec prise en compte du refroidissement de l'outil entre deux passes successives.
- Application au perçage avec des forets à géométrie complexe.
- Validation expérimentale pour le fraisage et le perçage.

Références bibliographiques

- [1] N. Sabkhi, “Contribution à l’étude expérimentale et à la modélisation de l’usinage des pièces de grandes dimensions : Application au cas du taillage de dentures à la fraise-mère.,” Thèse de doctorat, Université de Lorraine, 2015.
- [2] E. Merchant, “Mechanics of the metal cutting process, .I. orthogonal cutting,” *J. Appl. Phys.*, vol. 16, pp. 267–275, 1945.
- [3] A. Molinari and D. Dudzinski, “stationary shear band in high- speed machining,” *CR.Acad.Sci.Paris*, vol. 315, no. II, pp. 399–405, 1992.
- [4] T. H. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, and H. Yamane, “Metal machining; theory and application,” pp. 65–68, 2000.
- [5] P. B. L. Oxley, “Mechanics of Machining,” 1989.
- [6] E. M. Trent and P. K. Wright, “Metal cutting,” Butterworth-heinemann, Boston, 2000.
- [7] R.M’saoubi, “Aspects thermiques et microstructuraux de la coupe –application à la coupe des aciers austénistiques,” 1998.
- [8] G. Poulachon, “aspect phénoménologique mécanique et métallurgique en tournage C-BN des acier durcis. Application : usinabilité de l’acier 100 Cr6,” 1999.
- [9] M. Nouari, M. Calamaz, and F. Girot, “Mécanismes d’usure des outils coupants en usinage à sec de l’alliage de titane aéronautique Ti-6Al-4V,” *Comptes Rendus Mécanique*, vol. 336, no. 10, pp. 772–781, 2008.
- [10] W.Bouzid, “Etude expérimentale et numérique de la coupe orthogonale,” Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieur des Arts et Métiers, 1993.
- [11] Y. Matsumoto, M. M. Barash, and C. R. Liu, “Cutting mechanism during machining of hardened steel,” *Mater. Sci. Technol.*, vol. 3, no. 4, pp. 299–305, 1987.
- [12] G. Le Coz, M. Marinescu, A. Devillez, D. Dudzinski, and L. Velnom, “Measuring temperature of rotating cutting tools: Application to MQL drilling and dry milling of aerospace alloys,” *Appl. Therm. Eng.*, vol. 36, no. 1, pp. 434–441, 2012.
- [13] K. Trigger, “Progress report n°1 on tool-chip interface temperature, Trans ASME.71,” 1949, pp. 163–174.
- [14] C. Le Calvez, “Etude des aspects thermiques et metallurgiques de la coupe d’un acier de carbone.”
- [15] S.Bissey, “Developpement d’un modèle d’efforts de coupe applicable à des familles d’outils : cas du fraisage des aciers traités,” ENSAM, 2005.
- [16] Y. Altintas, “Metal cutting mechanics, machine tool vibrations and CNC design,” Cambridge University Press, 2000.

- [17] M. Mousseigne, Y. Landon, S. Seguy, G. Desein, and J. M. Redonnet, "Predicting the dynamic behaviour of torus milling tools when climb milling using the stability lobes theory," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 65, pp. 47–57, 2013.
- [18] Albrecht, "New developpements in the theory of the metal cutting process.Part I, the ploughing process in metal cutting," *J. engineering Ind. Trans. ASME*, vol. 82, pp. 348–362, 1960.
- [19] P. Gilormini, "Modélisation de la coupe des métaux," 1992.
- [20] Boothroyd.G, "Photographic technique for the dtermination of metal cutting temperatures," *Br. J. Appl. Phys.*, vol. 12, pp. 238–242, 1961.
- [21] Boothroyd.G, "Temperature in orthogonal cutting," *Proc.Instrn.Engrs*, vol. 29, pp. 789–802, 1963.
- [22] D. Dudzinski and A. Molinari, "A modelling of cutting for viscoplastic materials," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 39, no. 4, pp. 369–389, 1997.
- [23] A. Moufki, A. Molinari, and D. Dudzinski, "Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law," *J. Mech. Phys. Solids*, vol. 46, no. 10, pp. 2103–2138, 1998.
- [24] A. Moufki, D. Dudzinski, A. Molinari, and M. Rausch, "Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: Forces and chip flow predictions," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 42, no. 6, pp. 1205–1232, 2000.
- [25] A. Moufki, A. Devillez, D. Dudzinski, and A. Molinari, "Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 44, no. 9, pp. 971–989, 2004.
- [26] R. Komanduri and Z. B. Hou, "Thermal modeling of the metal cutting process Part I - temperature rise distribution due to shear plane heat source," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 42, no. 9, pp. 1715–1752, 2000.
- [27] R. Komanduri and Z. B. Hou, "Thermal modeling of the metal cutting process - Part II: Temperature rise distribution due to frictional heat source at the tool-chip interface," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 43, no. 1, pp. 57–88, 2001.
- [28] R. Komanduri and Z. B. Hou, "Thermal modeling of the metal cutting process - Part III: Temperature rise distribution due to the combined effects of shear plane heat source and the tool-chip interface frictional heat source," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 43, no. 1, pp. 89–107, 2001.
- [29] J. C. Jaeger., "Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts.," *Proc. R. Soc. NSW*, vol. 76, pp. 203–224, 1942.
- [30] R. S. Hahn, "On the temperature developed at the shear plane in the metal cutting process.," *Proc. First U.S. Natl. Congr. Appl. Mech.*, pp. 661–666, 1951.
- [31] E. Doyle, J. G. Horne, and D. Tabor, "Frictional interaction between chip and rake face in continuous chip formation," *Proc. R. Soc. .London*, vol. A 336, pp. 173–187, 1979.

- [32] C. T.H.C., “Friction modelling in metal cutting,” *wear*, vol. 260, pp. 310–318, 2006.
- [33] N. N. Zorev, “Interrelationship Between Shear Processes Occurring Along Tool Face and on Shear Plane in Metal Cutting,” *Int. Res. Prod. Eng. ASME, New York*, pp. 42–49, 1963.
- [34] S. Iqbal and P. Mativenga, “investigation of the contact phenomena.Proceeding of the institute of mechanical engineer, Part B,” *J. ingenering Manuf.*, vol. 221, pp. 909–916, 2007.
- [35] T.Ozel, “The influence of friction models on finite elements simulations of machining,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 41, pp. 1511–1534, 2001.
- [36] M. Shalta and E. Kerk, “Process modelling part I:Determibnation of flow stress data.,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 41, pp. 1511–1534, 2001.
- [37] G.S.Andrev, “Photoelastic study of stress in a cutting tool using cinematography vestnyk machinostroeniya,” vol. 38, pp. 54–57, 1958.
- [38] S. Kato, K. Yamaguchi, and M. Yamada, “Stress distribution at the interface between tool and chip in machining.,” *Trans ASME J.Engineering Ind*, vol. 94, pp. 683–689, 1972.
- [39] N.G.Abuladze, “The tool chip interface:determination of the contact lenght and properties in machininability of heat resistant and titanium alloys,” *kyibashev Reg. public house, Russ.*, pp. 87–96, 1962.
- [40] E. Ozel, T.; Zeren, “A methodology to determine work material flow stress and tool chip interfacial friction properties by using analysis of machining,” *J. Manuf. Sci. engeneering*, vol. 128, pp. 119–129, 2006.
- [41] T. Mabrouki, F. Girardin, M. Asad, and J. F. Rigal, “Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351),” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 48, no. 11, pp. 1187–1197, 2008.
- [42] S. Atlati, B. Haddag, M. Nouari, and M. Zenasni, “Analysis of a new Segmentation Intensity Ratio SIR to characterize the chip segmentation process in machining ductile metals,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 51, no. 9, pp. 687–700, 2011.
- [43] A. G. Mamanis, M. Horvath, A. S. Branis, and D. . . Manolakos, “Finite element simulation of chip formation in orthogonal cutting,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 110, no. 1, pp. 19–27, 2001.
- [44] T. H. C. Childs, “Ductile shear failure damage modelling and predicting built-up edge in steel machining,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 213, no. 11, pp. 1954–1969, 2013.
- [45] D. Umbrello, R. M’Saoubi, and J. C. Outeiro, “The influence of Johnson-Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 47, no. 3–4, pp. 462–470, 2007.
- [46] Y. Ayed, G. Germain, W. Ben Salem, and H. Hamdi, “Experimental and numerical

- study of laser-assisted machining of Ti6Al4V titanium alloy,” *Finite Elem. Anal. Des.*, vol. 92, pp. 72–79, 2014.
- [47] G. Germain, P. Dal Santo, and J. L. Lebrun, “Comprehension of chip formation in laser assisted machining,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 51, no. 3, pp. 230–238, 2011.
- [48] Y. Ayed, C. Robert, G. Germain, and A. Ammar, “Development of a numerical model for the understanding of the chip formation in high-pressure water-jet assisted machining,” *Finite Elem. Anal. Des.*, vol. 108, pp. 1–8, 2016.
- [49] E. Uhlmann and M. Graf von der Schulenburg, “Finite element modeling and cutting simulation of inconel 718,” *CIRP Ann. Technol.*, vol. 56, no. 1, pp. 61–64, 2007.
- [50] K. W. Kim, W. Y. Lee, and H. C. Sin, “Finite-element analysis of machining with the tool edge considered,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 86, no. 1–3, pp. 45–55, 1999.
- [51] A. J. Haglund, H. A. Kishawy, and R. J. Rogers, “An exploration of friction models for the chip-tool interface using an Arbitrary Lagrangian-Eulerian finite element model,” *Wear*, vol. 265, no. 3–4, pp. 452–460, 2008.
- [52] J. Arrazola, P and T. Ozel, “Numerical modelling of 3D hard turning using arbitrary Lagrangian eulerian finite element method,” *Int. J. Mach. Mach. matériaux*, pp. 238–249, 2008.
- [53] A. Molinari, R. Cheriguene, and H. Miguelez, “Numerical and analytical modeling of orthogonal cutting: The link between local variables and global contact characteristics,” *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 53, no. 3, pp. 183–206, 2011.
- [54] S. Atlati, B. Haddag, M. Nouari, and A. Moufki, “Effect of the local friction and contact nature on the Built-Up Edge formation process in machining ductile metals,” *Tribol. Int.*, vol. 90, pp. 217–227, 2015.
- [55] J. C. Outeiro, S. Campocasso, L. A. Denguir, G. Fromentin, V. Vignal, and G. Poulachon, “Experimental and numerical assessment of subsurface plastic deformation induced by OFHC copper machining,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 64, no. 1, pp. 53–56, 2015.
- [56] G. Johnson and W. Cook, “Fracture characteristics of three metals subject to various strains, strain rates, temperatures and pressures,” *Eng Fract Mech*, pp. 31–48, 1985.
- [57] E. Giraud, F. Rossi, G. Germain, and J. C. Outeiro, “Constitutive modelling of AZ31B-O magnesium alloy for cryogenic machining,” *Procedia CIRP*, vol. 8, pp. 522–527, 2013.
- [58] A. Iturbe, E. Giraud, E. Hormaetxe, A. Garay, G. Germain, K. Ostolaza, and P. J. Arrazola, “Mechanical characterization and modelling of Inconel 718 material behavior for machining process assessment,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 682, no. September 2016, pp. 441–453, 2017.
- [59] T. Marusich and M. Ortiz, “Modelling and simulation of high-speed machining,” *Int. J. Numer. Methods Eng.*, vol. 38, pp. 3675–3694.

- [60] F. J. Zerilli and R. W. Armstrong, “Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculation,” *J. Appl. Mech.*, vol. 61, no. 5, pp. 1816–1825, 1987.
- [61] M. A. Davies, A. Cooke, and L. E.R., “On the measurement and prediction of temperature fields in machining AISI 1045 steel,” *CIRP Ann. Technol.*, vol. 52, no. 1, pp. 77–80, 2003.
- [62] T. Özel, “The influence of friction models on finite element simulations of machining,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 46, no. 5, pp. 518–530, 2006.
- [63] L. Filice, F. Micari, S. Rizzuti, and D. Umbrello, “A critical analysis on the friction modelling in orthogonal machining,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 47, no. 3–4, pp. 709–714, 2007.
- [64] P. J. Arrazola and T. Özel, “Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining,” *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 52, no. 1, pp. 31–42, 2010.
- [65] E. Usui and T. Shirakashi, “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.,” *Proc. winter Annu. Meet. Am. Soc. Mech. Eng. vol 7. ASME, New*, pp. 13–45.
- [66] G. S. Sekhon and J. L. Chenot, “Numerical simulation of continuous chip formation during non-steady orthogonal cutting,” *Eng Comput*, vol. 10, pp. 31–48, 1993.
- [67] K. Iwata, K. Osakada, and Y. Terasaka, “Process modeling of orthogonal cutting by the rigid plastic finite element method,” *J Eng Ind Trans ASME*, vol. 106, pp. 132–138.
- [68] F. Zemzemi, J. Rech, W. Ben Salem, A. Dogui, and P. Kapsa, “Identification of a friction model at tool/chip/workpiece interfaces in dry machining of AISI4142 treated steels,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 209, no. 8, pp. 3978–3990, 2009.
- [69] C. Bonnet, F. Valiorgue, J. Rech, C. Claudin, H. Hamdi, J. M. Bergheau, and P. Gilles, “Identification of a friction model—Application to the context of dry cutting of an AISI 316L austenitic stainless steel with a TiN coated carbide tool,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 48, no. 11, pp. 1211–1223, 2008.
- [70] J. Rech, C. Claudin, and E. D’Eramo, “Identification of a friction model—Application to the context of dry cutting of an AISI 1045 annealed steel with a TiN-coated carbide tool,” *Tribol. Int.*, vol. 42, no. 5, pp. 738–744, 2009.
- [71] W. Grzesik, Z. Zalisz, and P. Nieslony, “Friction and wear testing of multilayer coatings on carbide substrates for dry machining applications,” *Surf. Coatings Technol.*, vol. 155, no. 1, pp. 37–45, 2002.
- [72] J. Brocail, M. Watremez, and L. Dubar, “Identification of a friction model for modelling of orthogonal cutting,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 50, no. 9, pp. 807–814, 2010.
- [73] J. Arrazola, P., “Modélisation numérique de la coupe: Etude de sensibilité des paramètres d’entrée et identification de frottement entre outil copeau,” Thèse de

- doctorat, Ecole Centrale de Nantes, 2003.
- [74] C. Courbon, T. Mabrouki, J. Rech, J.-F. Rigal, D. Mazuyer, E. D'Eramo, and P. Daguier, "Towards a better definition of the mechanical and thermal interface behaviour in dry cutting simulation of AISI 1045 steel," *Proc. 4th Int. Conf. Tribol. Manuf. Process. Fr. June 13-15*.
- [75] J. . Bardon, "Bases physiques des conditions de contact thermique imparfait entre milieu en glissement relatif," *Rev. Générale Therm.*, vol. 33, no. 386, pp. 85–92, 1994.
- [76] R. Komanduri and Z. B. Hou, "Analysis of heat partition and temperature distribution in sliding systems," *Wear*, vol. 251, no. 1–12, pp. 925–938, 2001.
- [77] N. Laraqi and A. BAÏRI, "Theory of thermal resistance between solids with randomly sized and located contact," *Internatioanal J. heat mass Transf.*, vol. 45, no. 20, pp. 4175–4180, 2002.
- [78] J. G. Bauzin, N. Laraqi, and A. BAÏRI, "Estimation of thermal contact parameters at the interface of two sliding bodies," *Proc. 6th Int. Conf. Inverse Probl. engineering Theory Pract.*, 2008.
- [79] H. B. Abdelali, "Caractérisation et modélisation des mécanismes tribologiques aux interfaces outil-pièces-copeaux en usinage à sec de l'acier C45," Thèse de doctorat, Ecole centrale de Lyon; Ecole Nationale d'Ingénieur de Monastir, 2013.
- [80] N. Laraqi, N. Alilat, J. M. G. De Maria, and A. BAÏRA, "Temperature and division of heat in a pin-on-disc frictional device-Exact analytical solution," *wear*, vol. 266, pp. 765–770, 2009.
- [81] S. Atlati, B. Haddag, M. Nouari, and M. Zenasni, "Thermomechanical modelling of the tool-workmaterial interface in machining and its implementation using the ABAQUS VUINTER subroutine," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 87, pp. 102–117, 2014.
- [82] E. Ceretti, L. Filice, D. Umbrello, and F. Micari, "ALE simulation of orthogonal cutting: A new approach to model heat transfer phenomena at the tool-chip interface," *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 56, no. 1, pp. 69–72, 2007.
- [83] B. Bourouga, E. Guillot, B. Garnier, and L. Dubar, "Experimental study of thermal sliding contact parameters at interface seat of large strains," *InProceedings 13th ESAFORM2010 Conf. Mater. Form. , Brescia ,Italy*, 2010.
- [84] Y. C. Yen, J. Söhner, B. Lilly, and T. Altan, "Estimation of tool wear in orthogonal cutting using the finite element analysis," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 146, no. 1, pp. 82–91, 2004.
- [85] W. Grzesik and P. Nieslony, "A computational approach to evaluate temperature and heat partition in machining with multilayer coated tools," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 43, no. 13, pp. 1311–1317, 2003.
- [86] K. T and F. H, "Energy partition in conventional surface grinding .," *J. Manuf. Sci. engeneering*, pp. 393–398, 1999.

- [87] A.N.Reznikov, *Thermophysical aspects of metal cutting processes*. Mashinostroenie, Moscou, Russian, 1981.
- [88] F. Akbar, P. T. Mativenga, and M. A. Sheikh, “An Investigation of the ToolChip Interface Temperature and Heat Partition in High-speed Machining of AISI/SAE 4140 Steel with TiN-coated Tool,” *Proc. 35th Int. MATADOR Conf.*, vol. 10, pp. 215–218, 2007.
- [89] A. A. O. Tay and K. H. Lee, “Calculation of temperature distributions in machining using a hybrid finite-element-boundary-element method,” *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 29, no. 1–3, pp. 47–62, 1992.
- [90] S. Bahi, M. Nouari, a. Moufki, M. El Mansori, and a. Molinari, “A new friction law for sticking and sliding contacts in machining,” *Tribol. Int.*, vol. 44, no. 7–8, pp. 764–771, 2011.
- [91] S. Bahi, “Modélisation hybride du frottement local à l’interface outil-copeau en usinage des alliages métalliques,” Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieur d’Art et métiers, 2010.
- [92] E. Usui and H. Takeyama, “A photoélastic analysis of machining stresses,” *J. Eng. Ind.*, vol. 82, pp. 303–308, 1960.
- [93] A. Schellenberg and W. Rosehart, “E [x] =,” vol. 20, no. 2, pp. 1184–1186, 2005.
- [94] H. T. and B. A., “A theoretical framework for Petrov-Galerkin methods with discontinuous weighting functions: application to the streamline-upwind procedure,” *Finite Elem. Fluids*, in R.H.Gallagher, D.H.Norrie, J.T.Oden O.C.Zienkiewicz, John Wiley Sons Ltd, pp. 46–65, 1982.
- [95] C. W. Wong, “Introduction to Mathematical physics; Methods and concept,” 1990.
- [96] A. Molinari and A. Moufki, “A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part I. Theory,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 45, no. 2, pp. 166–180, 2005.
- [97] S. Atlati, A. Moufki, M. Nouari, and B. Haddag, “Interaction between the local tribological conditions at the tool???chip interface and the thermomechanical process in the primary shear zone when dry machining the aluminum alloy AA2024???T351,” *Tribol. Int.*, vol. 105, no. September 2016, pp. 326–333, 2017.
- [98] M. Nouari, G. List, F. Girot, and D. Coupard, “Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys,” *Wear*, vol. 255, no. 7–12, pp. 1359–1368, 2003.
- [99] S. Kouadri, K. Necib, S. Atlati, B. Haddag, and M. Nouari, “Quantification of the chip segmentation in metal machining: Application to machining the aeronautical aluminium alloy AA2024-T351 with cemented carbide tools WC-Co,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 64, pp. 102–113, 2013.
- [100] R. Seshadri, I. Naveen, S. Srinivasan, M. Viswasubrahmanyam, K. S. VijaySekar, and M. Pradeep Kumar, “Finite element simulation of the orthogonal machining process

- with Al 2024 T351 aerospace alloy,” *Procedia Eng.*, vol. 64, pp. 1454–1463, 2013.
- [101] G. G. Ye, Y. Chen, S. F. Xue, and L. H. Dai, “Critical cutting speed for onset of serrated chip flow in high speed machining,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 86, pp. 18–33, 2014.
- [102] C. Hortig and B. Svendsen, “Simulation of chip formation during high-speed cutting,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 186, no. 1–3, pp. 66–76, 2007.
- [103] P. Joyot, R. Rakotomalala, O. Pantale, M. Touratier, and N. Hakem, “A numerical simulation of steady state metal cutting,” *Proc.Inst.Mech.Eng*, vol. 212, pp. 331–341, 1998.
- [104] L. Olovsson, L. Nilsson, and K. Simonsson, “ALE formulation for the solution of two-dimensional metal cutting problems,” *Comput. Struct.*, vol. 72, no. 4, pp. 497–507, 1999.
- [105] M. Movahhedy, M. S. Gadala, and Y. Altintas, “Simulation of the orthogonal metal cutting process using an arbitrary Lagrangian-Eulerian finite-element method,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 103, no. 2, pp. 267–275, 2000.
- [106] M. S. Gadala, M. R. Movahhedy, and J. Wang, “On the mesh motion for ALE modeling of metal forming processes,” *Finite Elem. Anal. Des.*, vol. 38, no. 5, pp. 435–459, 2002.
- [107] A. Molinari, R. Cheriguene, and H. Miguelez, “Contact variables and thermal effects at the tool-chip interface in orthogonal cutting,” *Int. J. Solids Struct.*, vol. 49, no. 26, pp. 3774–3796, 2012.

Résumé :

Lors d'une opération d'usinage, l'intégrité de la surface usinée et l'optimisation du procédé sont conditionnées par les paramètres de coupe (vitesses de coupe et d'avance, géométrie et matériau de l'outil...). Certaines conditions de coupe peuvent induire des effets indésirables tels que des vibrations importantes, des efforts de coupe excessifs et une usure prématurée de l'outil, conduisant à des qualités de surfaces médiocres. Dans l'industrie, l'utilisation d'approches empiriques pour opérer ce choix se révèle couteux et difficilement exploitable. Le développement d'outils de simulation basés sur des modèles prédictifs s'avère nécessaire. Ces modèles permettent de maîtriser et de comprendre les phénomènes thermomécaniques aux interfaces outil-copeau et outil- pièce qui conditionnent l'intégrité de la surface usinée ainsi que la durée de vie de l'outil de coupe.

L'objectif de la thèse est la modélisation des effets thermomécaniques en usinage avec des approches hybrides 'Analytique-Eléments Finis'. Ceci permet d'analyser l'interaction entre les conditions de coupe du procédé d'usinage, le comportement du matériau et les conditions tribologiques aux interfaces outil-copeau et outil-pièce (contact collant-glissant, partage de la source de chaleur due au frottement). Le travail comporte également une validation expérimentale pour la coupe orthogonale à sec. Le modèle proposé est basé sur les développements suivants: (i) mise en place d'une 'Approche 1D par Tranche' pour la prise en compte de l'écoulement de la matière dans la zone primaire de cisaillement du copeau, (ii) modélisation du problème thermique transitoire non linéaire dans le système 'copeau-outil-pièce' en couplant une formulation EF de type Petrov-Galerkin avec la méthode de Newton-Raphson et une intégration implicite dans le temps, (iii) une nouvelle formulation de la distribution de pression le long de la face de coupe de l'outil, (iv) une nouvelle approche pour gérer le partage de la source de chaleur par friction à l'interface outil-copeau.

La démarche proposée permet de mettre en place une modélisation thermomécanique de l'interaction outil-matière applicable aux procédés industriels comme le perçage très utilisé dans le domaine aéronautique. Comparée aux simulations basées sur la méthode des Eléments Finis, l'approche développée requiert un temps de calcul de l'ordre de quelques minutes avec une précision comparable.

Mots clés : Modélisation analytique, éléments finis, thermomécanique, contact outil-copeau, Contact collant/contact glissant, frottement local/ frottement apparent.

Abstract :

In dry machining, the thermomechanical process of chip formation, the tool wear and the surface integrity depend strongly on the tribological conditions along the tool rake face. Besides, the friction conditions at the tool-chip interface and along the round cutting edge are very complex. It should be noted that to understand the friction effects in machining, we have to analyse the inherent relationship among, the cutting conditions (cutting and feed velocities, tool geometry), the workpiece material behaviour, the thermomechanical characteristics of the tool material, the frictional heat partition in the sliding zone and the friction conditions at the tool-chip and tool-workpiece interfaces. Due to the problem complexity, it appears that despite many works on machining, the understanding of the effect of friction conditions requires further investigations.

In the present work, to identify the interaction between the thermomechanical phenomena at the tool-chip interface and the material flow in the primary shear zone; an analytical model has been coupled with a finite element approach. For the tool rake face, a new pressure model was developed. The transient nonlinear thermal problem in the workpiece-tool-chip system has been solved by using a FE model based on the Petrov-Galerkin formulation. The coupling between the primary shear zone (PSZ) (chip formation), the secondary shear zone (SSZ) (sticking zone) and the frictional heat at the sliding zone has been taking into account. The model allows to determine in a fast and simple way several significant machining parameters as: (i) the cutting forces, (ii) the temperature distribution in the tool-chip-workpiece system, (iii) the heat flux from the PSZ to the workpiece, (iv) the tool-chip contact length, (v) the frictional heat partition and (vi) the apparent friction coefficient. The proposed model allows to analyze different industrial machining processes such as drilling and milling.

Keywords: Analytical modelling, finite element, thermomechanical, tool-chip contact, sticking contact/sliding contact, local friction/apparent friction.